

Івано-Франківський національний технічний університет нафти і газу

*На правах рукопису*

**Побережний Любомир Ярославович**

**УДК 621.643**

***Закономірності деформації і руйнування  
морських трубопроводів при статичному  
та низькочастотному навантаженні***

**05.15.13 – нафтогазопроводи, бази та сховища**

Дисертація на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук

***Науковий керівник:***

**Крижанівський Євстахій Іванович**  
доктор технічних наук, професор



**Івано-Франківськ – 2002**

*№ 205*

## ЗМІСТ

<b>ВСТУП</b>	5
<b>1. СУЧАСНИЙ СТАН ПРОБЛЕМИ ТА ПОСТАНОВКА ЗАДАЧІ ДОСЛІДЖЕННЯ</b>	14
1.1. Перспективи та тенденції розвитку морського трубопровідного транспорту	14
1.2. Навантаження та впливи на несучі елементи морських трубопроводів	16
1.3. Особливості розрахунку морських трубопроводів з урахуванням пружно-пластичної деформації	19
1.4. Зниження міцності конструкцій морських трубопроводів при низькочастотному навантаженні	22
1.5. Механіка корозійного руйнування морських трубопроводів	30
1.6. Постановка задачі дослідження	37
<b>2. МАТЕРІАЛИ ТА МЕТОДИКА ДОСЛІДЖЕНЬ</b>	40
2.1. Вибір матеріалу труб та технологія виготовлення зразків-моделей	40
2.2. Автоматизована випробувальна система з ЕОМ для дослідження деформації та руйнування матеріалу трубопроводу	41
2.3. Методологія дослідження взаємозв'язку процесів деформації та руйнування трубопроводів	55
<b>3. ЗАКОНОМІРНОСТІ ДЕФОРМУВАННЯ МАТЕРІАЛУ ТРУБОПРОВОДУ В СТАТИЦІ З УРАХУВАННЯМ ФАКТОРУ ЧАСУ</b>	69
3.1. Прогнозування деформаційної поведінки елемента трубопроводу за даними повторно-статичних випробувань зразків-моделей	69

3.2.	Особливості деформування текстурованої сталі трубопроводу при навантаженні чистим згином	76
3.3.	Ефекти пластичного деформування зварного з'єднання труб	85
3.4.	Оцінка несучої здатності елемента трубопроводу з концентраторами напружень	89
<b>4.</b>	<b>ДЕФОРМАЦІЯ ТА РУЙНУВАННЯ МАТЕРІАЛУ МОРСЬКИХ ТРУБОПРОВІДІВ ПРИ НИЗЬКОЧАСТОТНОМУ НАВАНТАЖЕННІ</b>	<b>96</b>
4.1.	Кінетика деформації сталі трубопроводу при низькочастотній втомі	96
4.2.	Вплив структури на розвиток пластичного деформування сталі трубопроводу при низькочастотному навантаженні	105
4.3.	Деформаційна поведінка зварного з'єднання в умовах низькочастотної втоми	114
4.4.	Деформація і руйнування трубної сталі в зоні концентратора напружень при низьких частотах навантаження	121
<b>5.</b>	<b>НИЗЬКОЧАСТОТНА КОРОЗІЙНА ВТОМА МАТЕРІАЛУ МОРСЬКИХ ТРУБОПРОВІДІВ</b>	<b>131</b>
5.1.	Вплив частоти навантаження на корозійно-втомну міцність та довговічність сталі трубопроводу	131
5.2.	Кінетика деформації та електродного потенціалу сталі трубопроводу при низькочастотному навантаженні у морській воді	134
5.3.	Робота зварного з'єднання у морській воді при низькочастотному навантаженні	148
5.4.	Низькочастотна корозійна втома трубної сталі в зоні концентратора напружень	152

5.5. Використання діаграм граничних напружень для прогнозування втомної та корозійно-втомної міцності при асиметричних циклах	165
<b>ВИСНОВКИ</b>	173
<b>СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ</b>	177
<b>ДОДАТКИ</b>	196

## ВСТУП

Світовий досвід проектування, будівництва та експлуатації морських трубопроводів показав, що такі достатньо складні інженерні споруди можуть успішно створюватися та удосконалюватися лише при всебічному вивченні умов їх роботи та проведенні наукового пошуку, зокрема, досліджень, що стосуються глобальної проблеми міцності матеріалу трубопроводу в робочих (технологічних) середовищах.

Актуальність цієї проблеми, в значній мірі, пов'язана зі швидким зростанням морського видобутку нафти і газу та їх транспортуванням на сушу.

Сьогодні визнається, що найнебезпечнішим є низькочастотне втомне та корозійно-втомне руйнування несучих елементів морських трубопроводів, яке важко діагностувати. Це пов'язано як з умовами експлуатації, так і зі специфікою прояву низькочастотного навантаження, особливо якщо врахувати, що вплив середовища та змінних напружень носить часову залежність.

При оцінці матеріалу трубопроводу за результатами механічних випробовувань передбачають наявність взаємозв'язку між механічними властивостями та поведінкою матеріалу в реальних умовах навантаження і деформації. Складність його встановлення неодноразово приводила до практично повної відмови від механічних випробовувань та переходу на натурні випробовування, які завжди є набагато дорожчими. Проте, задача випробовування матеріалів якраз і полягає в тому, щоб на базі небагатьох, надійно та однозначно визначених, основних характеристик правильно розрахувати морський трубопровід.

Повного відтворення при лабораторних механічних випробовуваннях зразків складного напружено-деформованого стану, який

виникає в елементах конструкцій трубопроводів, досягнути неможливо. Для імітації умов роботи матеріалу в експлуатації використовують різноманітні конструкції зразків: з надрізами, тріщиною, наперед заданим станом поверхні тощо, і розраховують режими випробовувань.

В зв'язку з цим важливого значення набувають представлені в дисертаційній роботі методика та результати дослідження взаємозв'язку процесів деформації та руйнування морських трубопроводів на базі розробленої автоматизованої випробовувальної системи з ЕОМ.

**Актуальність теми.** В процесі тривалої експлуатації морських трубопроводів (30 років і більше), що проходить у постійній взаємодії з морським середовищем, відбувається закономірна зміна напружено-деформованого стану несучих елементів при найрізноманітніших комбінаціях статичних та динамічних силових факторів і впливів. В зв'язку з цим проблема стабільності фізико-механічних властивостей матеріалу трубопроводу в даний час привертає все більшу увагу широких кіл науковців та інженерів.

Згідно існуючих в Україні нормативних документів, розрахунок морських трубопроводів на міцність та деформівну здатність базується на стандартних характеристиках трубних сталей чи зварних з'єднань, встановлених для вихідного (передексплуатаційного) їх стану, що не відповідає сучасним вимогам.

В європейській практиці, при розрахунку підводних трубопроводів на міцність, враховуються допустимі напруження та деформації, які приймаються різними для періодів будівництва та експлуатації. В кожному з цих двох розрахункових випадків розглядаються найнесприятливіші поєднання навантажень та впливів.

Особливої актуальності набувають дослідження низькочастотної мало- та багатоциклової втоми і корозійної втоми, а також статичні випробовування з урахуванням фактору часу, в яких використовуються

експериментальні зразки-моделі, виготовлені із заготовок, вирізаних зі стінки труби. Реалізація таких досліджень, а особливо довготривалих випробовувань, необхідних для правильного визначення ресурсу роботи трубопроводу, вимагає створення нових методологічних підходів до постановки та проведення експерименту, коректного визначення постійних та запису змінних в часі параметрів, а також представлення інформації у зручному для обробки та подальших інженерних розрахунків вигляді.

**Зв'язок з науковими програмами.** Представлена дисертаційна робота виконана в рамках Державної програми „Освоєння ресурсів газу і нафти шельфу Чорного та Азовського морів” на 2000-2005 рр.

**Мета та задачі дослідження.** Створення розширеної інженерної методики та встановлення закономірностей деформації і руйнування матеріалу морських трубопроводів при статичному та низькочастотному навантаженні з урахуванням впливів структури, масштабного фактору, концентрації напружень, частоти навантаження, асиметрії циклу напружень, агресивності середовища, а також комбінації цих впливів з метою підвищення їх конструкційної міцності, надійності в експлуатації та довговічності.

Досягнення мети вимагає розв'язання таких задач:

1. Розробка конструкцій та типової технології виготовлення експериментальних зразків-моделей і створення автоматизованої випробовувальної системи з ЕОМ для комплексних досліджень в кінетиці деформації, руйнування, електродного потенціалу матеріалу трубопроводу в робочих середовищах, а також сканованих поверхонь зламів, забезпечуючи імітацію умов навантаження елемента трубопроводу.
2. Встановлення закономірностей деформування матеріалу різних ділянок трубопроводу в статиці з урахуванням фактору часу та визначення стандартних і нестандартних фізико-механічних

характеристик з метою прогнозування деформівної та несучої здатності елемента або конструкції трубопроводу в цілому.

3. Розкриття кінетичних особливостей деформації та руйнування матеріалу трубопроводу при низькочастотному малоцикловому та багатоцикловому навантаженні у повітрі в залежності від структури та концентрації напружень.
4. Виявлення загальних закономірностей впливу морської води та одночасного впливу корозійного середовища і концентрації напружень або частоти навантаження на циклічну міцність і довговічність матеріалу трубопроводу, а також паралельне дослідження кінетики деформації та електродного потенціалу основного металу та зварного з'єднання труб.
5. Розробка способів прискореної оцінки границі витривалості та корозійної витривалості матеріалу трубопроводу при низькочастотному навантаженні, виходячи з отриманих експериментальних результатів та їх графічної і аналітичної інтерпретації.
6. Прогнозування втомної та корозійно-втомної міцності елемента трубопроводу при асиметричних циклах за діаграмами граничних напружень.

*Об'єкт дослідження* – малоциклова та багатоциклова низькочастотна втома і корозійна втома.

*Предмет дослідження.* Кінетика деформації, руйнування та електродного потенціалу матеріалу морських трубопроводів при статичному і низькочастотному навантаженні у робочих середовищах.

*Методи дослідження.* Теоретичні дослідження проводили на основі сучасних методів механіки руйнування, механіки корозійного руйнування, корозійної електрохімії напружено-деформованого металу, трибофатики. Експериментальні дослідження виконували з використанням методів



тензометрії та потенціометрії за розробленою методикою на базі створеної автоматизованої випробовувальної системи з ЕОМ, що дозволяє отримати високу точність та достовірність результатів експерименту і якісно відстежити кінетику деформації та електродного потенціалу, а також макробудову поверхонь руйнування.

### **Наукова новизна одержаних результатів.**

1. Введено комплексне поняття про малоциклову та багатоциклову низькочастотну втому і корозійну втому морських трубопроводів, спираючись на всебічний аналіз умов їх експлуатації та деформаційно-кінетичне трактування процесу.
2. Вперше, на гладких зразках-моделях з  $l_p/d = 4$  та  $10$  в області низькочастотної ( $0,8$  Гц) малоциклової втоми, виявлено аномальну деформаційну поведінку текстурованої сталі 20 та композиції ЗШ – ЗТВ, яка проявляється у виникненні деформаційних піків, зумовлених послідовним проходженням інтенсивних швидкоплинних процесів циклічного знеміцнення та зміцнення.
3. Вперше, в області низькочастотної малоциклової втоми, виявлено інверсію втомної довговічності композиції ЗШ – ЗТВ, яка пов'язана з ефектами циклічного деформування, розкритими за допомогою кінетичних кривих деформації та діаграм циклічного кругового згину.
4. Вперше, на гладких зразках-моделях з  $l_p/d = 10$  в області низькочастотного ( $0,8$  Гц) малоциклового навантаження, зареєстровано аномальну деформаційну поведінку текстурованої сталі 20 у морській воді, яка відрізняється від подібної поведінки сталі у повітрі інтенсивнішим процесом циклічного знеміцнення на I стадії та менш інтенсивним процесом повторного знеміцнення на III стадії.

5. З метою подальшого розвитку теорії низькочастотної корозійної втоми, вперше кінетичні криві  $\varepsilon (\varepsilon_a) - t (N)$  та  $-E - t (N)$  представлено в об'єднаному вигляді, а їх аналіз виконується комплексно з графічною інтерпретацією макробудови сканованого зламу та розгортки робочої поверхні зруйнованого зразка.
6. Введено поняття про кінетичний цикл росту втомної (корозійно-втомної) тріщини і показано, що його тривалість при низькочастотному навантаженні є важливою характеристикою, чутливою до величини  $\sigma_a$  та впливу середовища.

### **Практичне значення отриманих результатів.**

- Створено автоматизовану випробувальну систему з ЕОМ для комплексних досліджень в кінетиці деформації, руйнування, електродного потенціалу матеріалу трубопроводу при статичному та низькочастотному навантаженні в робочих (технологічних) середовищах, використовуючи розроблені конструкції зразків-моделей, виготовлених зі стінки труби.
- Запропоновано та визначено у статистиці нестандартні характеристики пружності, пластичності, деформаційного зміцнення, повзучості для пояснення поведінки сталі в конструкції трубопроводу та уточнення розрахунків.
- Побудовано придатні для інженерних розрахунків повні криві низькочастотної втоми для сталі трубопроводу з різною структурою та композиції ЗШ – ЗТВ за результатами випробовувань зразків-моделей з конструктивними концентраторами і без.
- Показано можливість ефективного використання залежностей  $S_{кв}/S_{д}$ ,  $S_{в}/S_{д} - \sigma_a$  для оцінки впливу середовища на величину руйнівних циклічних напружень, які спричиняють долом зразка-моделі.

- В умовах низькочастотного навантаження підтверджено локалізацію корозійних процесів в зоні зварного з'єднання біля границі розділу фаз „основний метал – ЗШ”.
- З метою надійного та прискореного прогнозування несучої здатності матеріалу трубопроводу за змінними параметрами  $N$ ,  $\sigma_{\max}$  та  $\sigma_m (R)$ , запропоновано, для практичної реалізації, спосіб спрощеної побудови діаграм  $\sigma_{\max} - \sigma_m$  за результатами випробовувань в статиці та при низькочастотному навантаженні з використанням трьох характерних напружень:  $\sigma_{-1}$  ( $\sigma_{-1\text{кор}}$ ),  $\sigma_{0,2}^*$ ,  $\sigma_{\text{мц}}^d$ .
- Розроблено:
  - оригінальне програмне забезпечення, яке дозволяє, крім стандартних можливостей запису вимірюваних величин у файл та одночасної побудови графіків в режимі реального часу, регулювати частоту вимірів в залежності від швидкості зміни вимірюваного параметра, що дозволяє якісно відстежити швидкоплинні процеси і, одночасно, не засмічувати вихідний файл записом великої кількості значень;
  - спосіб оперативної діагностики зламів матеріалів, який полягає в тому, що сканують поверхню руйнування, опрацьовують одержаний цифровий відбиток у графічному редакторі і, використовуючи комп'ютерну базу даних, роблять висновки про характер та причини руйнування (деклараційний патент України № 46499А, кл. 7G01N21/00, G01N3/00);
  - спосіб визначення при ступінчастому навантаженні чистим згином умовної границі текучості  $\sigma_{0,2}^*$  – напруження, при якому пластична деформація  $\Delta\varepsilon_{\text{пл}} = \varepsilon_T \cdot 0,002$  (вибір допуску 0,2% від  $\varepsilon_T$  пов'язаний з реальними умовами навантаження морських трубопроводів);

- спосіб визначення величини критичного розкриття надрізу  $\delta_{кр}^H$ , що відповідає границі міцності повторно-деформованих зразків з надрізом  $\sigma_{мц}^{кл}$ ;
- способи прискореної оцінки границі витривалості основного металу та зварного з'єднання труб:
  - за діаграмами статичного і циклічного кругового згину,
  - за результатами випробовувань зразків-моделей з підібраними геометричними параметрами надрізу;
- способи прискореної оцінки корозійної витривалості матеріалу трубопроводу за прогнозованими ділянками кривих низькочастотної корозійної втоми, побудованими з використанням однієї або двох експериментальних точок;
- новий методичний підхід до оцінки пластичності та визначення граничної залишкової деформації  $\Delta\epsilon_{гр}$ , при якій експлуатація зварного з'єднання може вважатися ще безпечною, заснований на побудові кривих „номінальне напруження  $\sigma$  – залишкова деформація  $\Delta\epsilon_3$ ”;
- методику визначення деформаційних областей низькочастотної втоми, а саме спонтанної, прогнозованої та безпечної деформації, і показано її ефективність у випадку, коли характеристики граничних станів  $\sigma_{.1}$  та  $\sigma_{0,2}^{*u}$  малочутливі до зміни структури трубної сталі.

**Особистий внесок здобувача.** Основні результати роботи отримані автором самостійно. Роботи [119, 135, 136] опубліковані без співавторів. В роботах [115, 120-122] автору належить розробка конструктивної схеми та програмного забезпечення і оптимізація режимів роботи. В роботі [123] – ідея винаходу та розробка алгоритмів комп'ютерної обробки цифрових

відбитків. В роботах [128-129] автором запропоновано методику дослідження матеріалу трубопроводу у корозійних середовищах. В роботах [130-132, 137] – постановка експерименту та інтерпретація одержаних результатів. У роботі [133] автором побудовано діаграми Сміта, а в роботі [134] – зведені діаграми згину у класичному та схематизованому вигляді.

**Апробація результатів дисертації.** Матеріали дисертації доповідалися на Міжнародній науково-технічній конференції „Проблеми створення нових машин і технологій” (м. Кременчук, 2001), I Всеукраїнській науково-технічній конференції аспірантів та студентів „Автоматизація технологічних об’єктів і процесів. Пошук молодих” (м. Донецьк, 2001), Міжнародній науково-технічній конференції „Електромеханічні системи, методи моделювання та оптимізації” (м. Кременчук, 2002), II Міжнародній науково-технічній конференції „Автоматизація технологічних об’єктів і процесів. Пошук молодих” (м. Донецьк, 2002), VI Міжнародній конференції-виставці „Проблеми корозії та протикорозійного захисту конструкційних матеріалів” (м. Львів, 2002), IV Міжнародному симпозиумі з трибофатики ISTF – 2002 (м. Тернопіль, 2002), а також на науково-технічних конференціях професорсько-викладацького складу ІФНТУНГ у 2001-2002 рр.

**Публікації.** За матеріалами дисертаційної роботи опубліковано 16 наукових праць, з них 9 у фахових журналах України, 2 – Російської Федерації, 1 деклараційний патент України.

## РОЗДІЛ 1

### СУЧАСНИЙ СТАН ПРОБЛЕМИ ТА ПОСТАНОВКА ЗАДАЧІ ДОСЛІДЖЕННЯ

#### **1.1. Перспективи та тенденції розвитку морського трубопровідного транспорту**

Найекономічнішим за енерговитратами видом транспорту продукції морських родовищ є трубопровідний [1]. Незважаючи на те, що капіталовкладення в об'єкти транспорту нафти і газу на морі дуже великі, рівень техніки та технології в цій області дозволяє промислово розвиненим країнам з достатньою ефективністю експлуатувати трубопровідні системи великої протяжності (більше 500 км) та продуктивності [2, 3].

Витікання нафти з морських нафтопроводів є вкрай небезпечним в екологічному плані, а збирання розлитої в морі нафти є складною, великовартісною операцією, що потребує використання спеціальних технічних засобів [4].

На сьогодні найпоширенішими в світі є сталеві нафтогазопроводи, хоча ведуться інтенсивні пошуки нових матеріалів для підводних трубопроводів [5, 6].

До основних характеристик лінійної частини морських трубопроводів можна віднести наступні: внутрішній робочий тиск, конструктивні особливості, матеріал, глибину та вид прокладання, протяжність траси, продуктивність, вид продукту, що транспортується та його температуру [7, 8].

Використовувана в теперішній час конструкція лінійної частини морських трубопроводів переважно включає в себе власне трубопровід,

ізоляційне покриття, монолітну залізобетонну оболонку, що виконує роль баласту для надання трубопроводу негативної плавучості та стійкості на ґрунті [9].

При спорудженні морських трубопроводів орієнтуються на високоякісні безшовні труби зі сталей таких марок: сталь 20, 09Г2С, Х-60, Х-65 тощо [9, 10].

Вважається перспективним використання для морських трубопроводів армованих сталевих труб, в яких можна вдало поєднувати поздовжню гнучкість та поперечну жорсткість [1]. Для армованих труб товщина стінок циліндричної оболонки розраховується на поздовжню міцність, а кільцева арматура – на поперечну. В якості арматури використовують сталевий дріт та стрічку.

Все частіше споруджуються морські трубопроводи із гнучкої пластмаси, армованої сталевим дротом, або стрічкою, а також із труб, виготовлених з легованої сталі та покритих ззовні і зсередини товстим шаром пластмаси (до 10 мм для труб діаметром 406 мм) [11-13].

До стійких тенденцій розвитку морського трубопровідного транспорту слід віднести збільшення глибин прокладання морських трубопроводів та їх діаметра [14]. Розробляються технології прокладання трубопроводів діаметром до 1500 мм на глибині до 250 м і більше.

Перспективними для освоєння нафтових родовищ спеціалісти вважають мало не всі моря та шельфи Світового океану. Передбачається, що нафтова і газова промисловість України в найближчі роки розвиватиметься в районах шельфів Чорного та Азовського морів, де зосереджено понад 40 % запасів нафти і газу нашої держави [15].

Експлуатація лінійної частини морських нафтогазопроводів зводиться до керування режимом перекачування, контролю стану трубопроводу в роботі та профілактичного обслуговування [16-17].

Особливості експлуатації зумовлюються специфікою впливу морського середовища на трубопровід та глибиною моря на його трасі [11].

Забезпечення надійності морських трубопроводів здійснюється за трьома напрямками [18-20]:

- конструктивними та будівельними міроприємствами;
- резервуванням (додаткові нитки лінійної частини, резервне обладнання);
- експлуатаційними міроприємствами.

Вирішальну роль відіграють експлуатаційні міроприємства, що пояснюється, в основному, двома факторами: діапазоном та швидкістю зміни зовнішніх навантажень та впливів на морський трубопровід; необхідністю дотримування найсуворіших вимог з охорони довкілля.

## **1.2. Навантаження та впливи на несучі елементи морських трубопроводів**

Напружено-деформований стан будь-якого несучого елемента, при інших рівних умовах, однозначно визначається характеристиками навантажень, що діють на нього [21].

Основними із зовнішніх впливів на морський трубопровід є гідростатичний [22] та хвильовий тиск [23], підводні течії [24], температурні впливи [25], корозійна активність середовища [26].

Гідростатичний тиск безпосередньо залежить від глибини моря на трасі та істотно змінюється лише в районах з відчутними припливами та відпливами. Хвильовий тиск пов'язаний зі зміною поверхні моря, і навіть на значній глибині позначається на зовнішньому навантаженні підводного трубопроводу у вигляді змінної складової, дія якої залежить не лише від



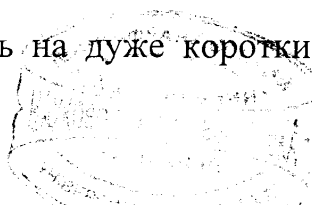
параметрів хвилі, але й від напрямку хвильового фронту. Підводні течії пов'язані з гідрогеологічними умовами. Температура води на великих глибинах змінюється незначно, але на глибинах, де розташовано більшість сучасних морських нафтопроводів (20...100 м) річний діапазон температурних змін складає 10...20 К. Середня швидкість корозії сталі в морській воді порівняно постійна і не перевищує 0,15 мм/рік [27]. Проте досвід експлуатації показує, що на поверхні сталі виникає місцева корозія у вигляді пітів, швидкість якої змінюється в доволі широкому діапазоні (0,5...2,5 мм/рік) [28].

Навантаження, що діють на підводний трубопровід в процесі експлуатації, прийнято ділити на такі групи [12]:

- гравітаційні, які залежать від маси продукту, що транспортується, а також мас труби, антикорозійного покриття з обмотувальною ізоляцією, залізобетонного покриття та органічного наросту;
- гідродинамічні, які включають гідродинамічну піднімальну силу та гідродинамічну силу тяги, величина яких залежить від швидкості та напрямку течії;
- інерційні, що включають вертикальну та горизонтальну сили гідродинамічної інерції;
- архімедова сила;
- реакція ґрунту;
- сила тертя трубопроводу до морського дна.

Навантаження, що діють на морський трубопровід, змінюються за величиною, напрямком, частотою та інтенсивністю в значному діапазоні. Одночасна їх дія можлива в найрізноманітніших комбінаціях. Деякі навантаження можуть бути визначені з достатньою точністю, але безумовна більшість з них обчислюється надто наближено. Зокрема, це стосується навантажень, що залежать від зовнішніх впливів на трубопровід, і є непостійними навіть на дуже коротких ділянках траси.

№ 205



Відзначимо, що перелічені навантаження та зовнішні впливи не вичерпують всю сукупність взаємодії морського середовища з трубопроводом. В процесі експлуатації проявляється така велика кількість статичних та динамічних силових факторів, зумовлених специфікою морського середовища та умовами роботи трубопроводу, що прогнозування їх величини та діапазону зміни сучасними методами недостатньо достовірне. Також важко передбачити фактичне спрацювання труб та зміну перерізу трубопроводу на всій його протяжності під час експлуатації. Необхідно також враховувати ймовірність випадкових навантажень.

Таким чином, виникає потреба в розробці ефективного методу достовірної оцінки міцності при кожній істотній зміні навантажень та зовнішніх впливів.

Конфігурації лінійної частини морського трубопроводу при експлуатації такі ж різноманітні, як морське дно вздовж траси трубопроводу. Деякі з конфігурацій, які найчастіше зустрічаються, можна згрупувати наступним чином [29]: відкритий трубопровід, що вільно лежить на дні; відкритий закріплений трубопровід; трубопровід, укладений в траншею. Ступінь відтворення відкритим трубопроводом контурів дна залежить від профілю дна, ваги та повздовжньої жорсткості труби. Це справедливо як для трубопроводів, які вільно лежать на дні, так і для закріплених, з тією лише різницею, що закріплені вимушено відтворюють контури дна та мають опори при переході через западини [30]. Особливі труднощі спряжені з нестабільністю характеристик морського дна. Зміна міцності ґрунту, ерозія, сейсмічні зміни є причинами провисання та згинання трубопроводу [31].

Конфігурація трубопроводу, укладеного в траншею, залежить від методу укладання, властивостей ґрунту та профілю дна. Заглиблений

трубопровід змінює конфігурацію в тій самій мірі і з тих самих причин, що і відкритий.

В залежності від профілю лінійної частини та варіацій навантажень і впливів несучий елемент підводного трубопроводу можна представити як балку, або такий, що працює на розтяг, стиск, кручення чи як навантажений тонкостінний циліндр [32]. При експлуатації лінійна частина морського трубопроводу може виконувати багато з перелічених функцій одночасно [33].

### **1.3. Особливості розрахунку морських трубопроводів з урахуванням пружно-пластичної деформації**

При розрахунку морських трубопроводів важливо правильно вибрати розрахункову схему, яка б дозволяла з використанням існуючого рівня розвитку методів розрахунку визначати напружено-деформований стан, зумовлений навантаженнями та впливами, що діють у різні періоди і при цьому достатньо повно відображають дійсні умови роботи трубопроводу. Такий підхід дозволив при будівництві глибоководного трубопроводу в Північному морі зекономити £ 5 000 000 [34]. Відзначимо, що сучасні нафтогазопроводи в Північному морі проектуються на термін експлуатації 30 років [35].

Розрахункові схеми та перспективні методики розрахунку елементів трубопроводу на міцність докладно представлено в роботах [36, 37]. Тому відразу перейдемо до висвітлення практичної можливості розв'язку задач з урахуванням нелінійностей.

Можна без перебільшення стверджувати, що в майбутньому пружно-пластична деформація розглядатиметься як один із найбільших резервів

повнішого використання несучої здатності морського трубопроводу. В розрахунках конструкцій трубопроводів за границею пружності першорядне значення мають діаграми „напруження – деформація” для трубних сталей, отримані експериментальним шляхом [38]. Як правило, використовують плоскі стандартні зразки, вирізані зі стінки труби, які випробовують на розтяг [39]. Для сталі X-60 така діаграма показана на рис.1.1, а.

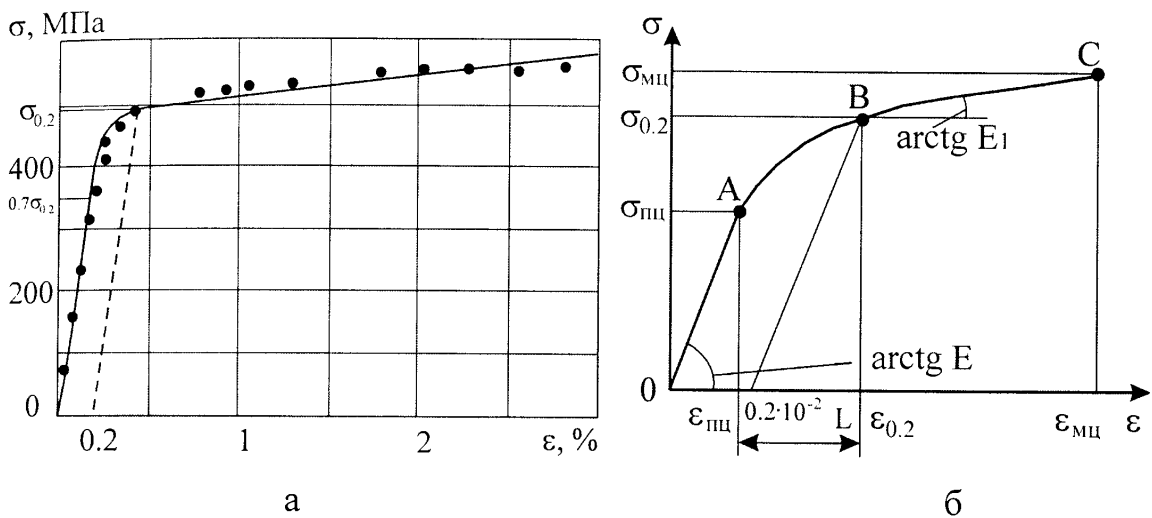


Рис. 1.1. Використання діаграм „напруження – деформація” для розрахунку трубопроводів [40]

Для практичних розрахунків діаграму  $\sigma - \epsilon$  представляють у вигляді трьох ділянок (рис. 1.1, б): OA – пружної деформації; AB – пружно-пластичної деформації; BC – зміцнення (в класичній літературі ділянки AB та BC пов’язують з деформаційним зміцненням полікристалічного металу [41, 42]). Із трьох ділянок лише ділянка AB є нелінійною. За базові приймають чотири точки діаграми, що відповідають: початку координат – точка O (0; 0); границі пропорційності – точка A ( $\sigma_{пц}$ ;  $\epsilon_{пц}$ ); умовній границі текучості – точка B ( $\sigma_{0,2}$ ;  $\epsilon_{0,2}$ ); границі міцності – точка C ( $\sigma_{мц}$ ;  $\epsilon_{мц}$ ). Границю пропорційності  $\sigma_{пц}$  приймають рівною  $0,7 \cdot \sigma_{0,2}$ . Відповідно,  $\epsilon_{пц} = \frac{0,7 \cdot \sigma_{0,2}}{E}$ . На основі аналізу та порівняння деформацій, отриманих при випробовуваннях до руйнування зразків розтягом та труб внутрішнім

тиском, деформація  $\varepsilon_{\text{мц}}$  береться як п'ята частина відносного видовження при розриві  $\delta_5$ , тобто без урахування зосередженої деформації в шийці ( $\varepsilon_{\text{мц}} = 0,2 \delta_5$ ).

Лінійні ділянки діаграми  $\sigma - \varepsilon$  описують залежностями:

на ділянці OA ( $0 \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{\text{пц}}$ )

$$\sigma = E\varepsilon, \quad (1.1)$$

на ділянці BC ( $\varepsilon_{0,2} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{\text{мц}}$ )

$$\sigma = \sigma_{0,2} + E_1(\varepsilon - \varepsilon_{0,2}), \quad (1.2)$$

$$\text{де } E_1 = \frac{\sigma_{\text{мц}} - \sigma_{0,2}}{\varepsilon_{\text{мц}} - \varepsilon_{0,2}},$$

$$\varepsilon_{0,2} = \frac{\sigma_{0,2}}{E} + 0,2 \cdot 10^{-2}.$$

.

Нелінійна ділянка діаграми (AB) апроксимується функцією, що відповідає таким умовам: бути монотонно зростаючою, такою, що як мінімум двічі диференціюється на відрізку  $[\varepsilon_{\text{пц}}; \varepsilon_{0,2}]$  та опуклою. Цим вимогам відповідають умови  $\frac{d\sigma}{d\varepsilon} > 0$ ;  $\frac{d^2\sigma}{d\varepsilon^2} < 0$  при  $\varepsilon_{\text{пц}} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{0,2}$ .

Для практичного використання нелінійну частину діаграми  $\sigma - \varepsilon$  пропонується описувати рівнянням

$$\sigma = \sigma_{\text{пц}} + a(\varepsilon - \varepsilon_{\text{пц}}) + b \left[ 1 - \left( \frac{\varepsilon - \varepsilon_{\text{пц}}}{L} \right)^{m_1} \right], \quad (1.3)$$

$$\text{де } a = 0,3 \sigma_{0,2}/L,$$

$$b = E - a,$$

$$m_1 = (a - E_1)/b.$$

Як бачимо, наявність нелінійної ділянки АВ ускладнює в цілому розрахунок трубопроводів з урахуванням пружно-пластичного деформування. Істотним недоліком наведених діаграм (рис. 1.1) також є те, що вони не відображають повзучості металу, яка завжди має місце при тривалій експлуатації морських трубопроводів. Отже, постає проблема створення нових методичних підходів.

#### **1.4 Зниження міцності конструкцій морських трубопроводів при низькочастотному навантаженні**

Аналіз причин аварій морських трубопроводів показує, що приблизно 75 % всіх пошкоджень відбувається в результаті впливу на трубопровід хвиль та течій [1, 43]. Цей вплив є не лише одним з найнебезпечніших та найпоширеніших, але й найменш прогнозованим. Так, трубопровід, укладений в траншею та засипаний піском, під час шторму може вийти на поверхню ґрунту та піддаватися активному впливу хвиль і течій, в результаті якого може утворитися ділянка, що провисає та здійснює коливання. Це, в свою чергу, спричинює деформацію (згин трубопроводу), призводить до розтріскування залізобетонної оболонки та розриву ізоляційного покриття, проникнення морської води до металу трубопроводу, утворення вторинних концентраторів напружень, що в комплексі викликає передчасне руйнування.

Дослідження силового впливу морських хвиль на підводний трубопровід показали, що окремі недостатньо баластовані його ділянки можуть змінювати своє початкове положення та зміщуватися в напрямку поширення хвиль і назад [9, 23]. Причому періоду хвилі відповідає повний цикл навантаження трубопроводу. Частота хвиль залежить від їх довжини

та глибини акваторії і звичайно знаходиться в межах  $0,1 \dots 1$  Гц [25, 44]. Коливання морської поверхні відчутно передається на глибину до 30 метрів [15].

Можна підсумувати, що за таких чи подібних умов експлуатації сталь трубопроводу піддаватиметься **низькочастотній втомі**, яка, в залежності від амплітуди напружень чи деформацій, може бути **малоцикловою** та **багатоцикловою**. За термін експлуатації 30 років метал трубопроводу може зазнати  $10^8 \dots 10^9$  циклів навантаження.

Малоциклова втома характеризується низькою частотою прикладання навантаження ( $0,1 \dots 5$  Гц), деформуванням матеріалу за границею текучості та невеликою кількістю циклів до руйнування (до  $5 \cdot 10^4 \dots 2 \cdot 10^5$ ) [45-49].

Багатоциклову втому більшість дослідників відносять до частот навантаження  $10 \dots 300$  Гц [47, 50-52].

Розвиток тріщини малоциклової втоми супроводжується, внаслідок високої амплітуди напружень, значними пластичними деформаціями; при багатоцикловій втомі руйнування відбувається без видимих слідів залишкової деформації [47]. Зазначимо, що спроби принципово розмежувати багатоциклову класичну втому [53] та втому при малій кількості циклів за вищезгаданими характеристиками при дослідженні матеріалу морських трубопроводів не виправдані, що буде показано в експериментальній частині дисертаційної роботи. Практично недослідженою залишається **низькочастотна багатоциклова втома**, властива для тривалого періоду експлуатації морських трубопроводів, яку аж ніяк не можна ототожнювати з багатоцикловою втомою при традиційних частотах навантаження 25 та 50 Гц.

Для оцінки граничного стану матеріалів в теорії малоциклової втоми застосовують критерії чотирьох груп: деформаційні, силові, енергетичні та критерії, засновані на врахуванні пошкодженості матеріалу [54].

Найпоширенішими в розрахунковій практиці є деформаційні та енергетичні критерії.

Основні закономірності малоциклового деформування вивчені достатньо добре [46, 51, 54-57]. Моделі пошкодженості конструкційних матеріалів для умов малоциклового навантаження знаходимо в [58], а загальну методику оцінки малоциклової втоми елементів конструкцій – в [59, 60]. Тому коротко зупинимося на тих методичних роботах з вивчення низькочастотної втоми, які безпосередньо знайшли або можуть знайти застосування в практиці дослідження та інженерних розрахунків морських трубопроводів.

В першу чергу це стосується побудови повних кривих втоми для різних частот навантаження. Найпоширеніший в літературі варіант схематичного зображення повної кривої втоми в логарифмічних координатах (ламана ABCDEFG) з характерними ділянками та областями в діапазоні напружень від границі міцності  $\sigma_{\text{мц}}$  до границі витривалості  $\sigma_{\text{R}}$  показаний на рис. 1.2.

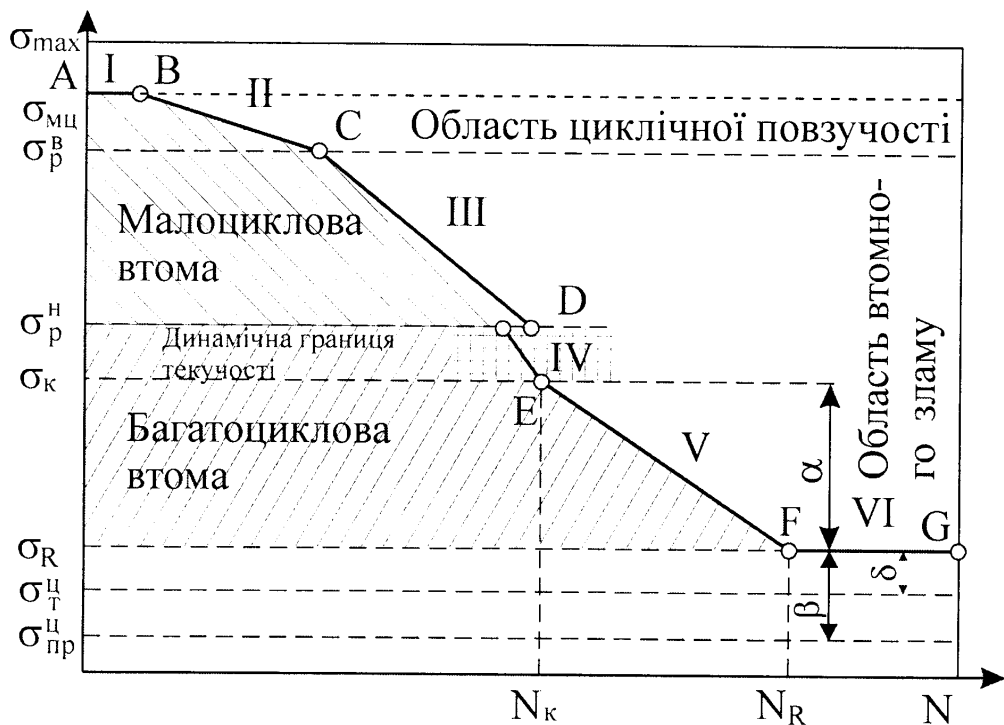


Рис. 1.2. Залежність граничних напружень від числа циклів навантаження ( $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\delta$  – константи) [52]



Розрізняють дві основні області – малоциклової та багатоциклової втоми, які розмежовані напруженням, що дорівнює динамічній границі текучості, визначеній при швидкості навантаження втомних випробовувань.

Область малоциклової втоми (ламана ABCD) охоплює діапазон напружень  $\sigma_{\text{мц}} > \sigma_{\text{max}} > \sigma_{\text{p}}^{\text{H}}$ , де  $\sigma_{\text{p}}^{\text{H}}$  – напруження нижнього розриву. Під дією цих напружень, вже з перших циклів навантаження, енергія, що підводиться, витрачається на зародження мікротріщин [61, 62]. Для цієї області існує ряд аналітичних залежностей між пластичною деформацією (чи напруженням) за цикл та числом циклів до руйнування [63-66]. У випадку одновісного навантаження в малоцикловій області можна виділити три характерних ділянки. На ділянках I та II в діапазоні напружень  $\sigma_{\text{мц}} > \sigma_{\text{max}} > \sigma_{\text{p}}^{\text{B}}$ , де  $\sigma_{\text{p}}^{\text{B}}$  – напруження верхнього розриву, руйнування носить квазістатичний характер [51] з утворенням шийки в місці зламу (в умовах згину шийка не утворюється). На ділянці III на поверхні руйнування вже можна виразно виділити зону втомного зламу.

Між областями малоциклової та багатоциклової втоми знаходиться перехідна область (ділянка IV), до якої відносяться втомні руйнування між напруженнями  $\sigma_{\text{p}}^{\text{H}}$  та  $\sigma_{\text{к}}$  (критичне напруження – третій вид розриву). Напруження  $\sigma_{\text{p}}^{\text{H}}$  може співпадати з динамічною границею текучості [52].

До області багатоциклової втоми (ділянка V) відносять втомні руйнування при напруженнях менших  $\sigma_{\text{к}}$ .

Нижче області багатоциклової втоми, при  $\sigma_{\text{max}} < \sigma_{\text{R}}$ , знаходиться область безпечних пошкоджень, в якій можна виділити два характерних напруження –  $\sigma_{\text{T}}^{\text{U}}$  та  $\sigma_{\text{np}}^{\text{U}}$ , що представляють циклічні границі текучості та пружності [45].

Таким чином, дослідження трубних сталей та зварних з'єднань методом побудови повних кривих низькочастотної втоми та визначення з експерименту характерних напружень (рис. 1.2) є вельми актуальними в плані створення високонадійних конструкцій морських трубопроводів та правильного визначення ресурсу їх роботи.

Що стосується трактування характерних напружень повної кривої втоми, то тут слід відзначити роботи [67-70], в яких представлено сучасне розуміння втомних пошкоджень та втомної тріщини, яку характеризують її довжина, швидкість росту, форма, розташування, а також процеси злиття або взаємодії. Незважаючи на те, що циклічне навантаження може змінювати деформаційну поведінку матеріалу та його мікроструктуру, в даний час втомне пошкодження більшість дослідників пов'язує з довжиною тріщини, а швидкість накопичення такого пошкодження – із швидкістю росту втомної тріщини. Границя витривалості матеріалу означає нездатність тріщини **будь-якої довжини** поширюватися до руйнування [67]. Правильність такого визначення підтверджується відомим фактом існування тріщин в гладких зразках та зразках з надрізом при напруженнях нижче  $\sigma_R$  [71, 72].

Очевидно, що при напруженнях вище  $\sigma_R$  тріщина подолає найміцніший бар'єр, який буде представлений характерним розміром мікроструктури. Встановлено, що втомні тріщини починають поширюватися при перших циклах навантаження, однак надалі можуть залишатися нерухомими протягом значної частини довговічності, поки вони неспроможні подолати бар'єри [73]. Це узгоджується з підходами механіки руйнування, згідно яких довжина тріщини  $a$  ставиться у відповідність розмахові прикладеного напруження чи деформації [74, 75]. В простих термінах лінійної механіки руйнування така відповідність відображається, наприклад, розмахом коефіцієнта інтенсивності напружень

$$\Delta K = Y \cdot \Delta \sigma \sqrt{\pi a}, \quad (1.4)$$

де  $Y$  – коефіцієнт, що враховує геометрію та схему навантаження зразка,  $\Delta \sigma$  – розмах циклічних напружень.

Границю витривалості можна представити розмахом порогового коефіцієнта інтенсивності напружень  $\Delta K_{th}$ , при якому для даного рівня циклічних напружень тріщина не поширюється або для даної довжини тріщини розмах напружень є недостатнім для її росту [76]. Таким чином, напруження границі витривалості слід пов'язувати із певним розміром тріщини. Розрізняють мікроструктурно короткі, фізично малі та довгі тріщини [77].

Циклічне знеміцнення або зміцнення металу буде ускладнювати ситуацію, однак найдоцільніше припустити, що тріщина, яка здатна призвести до руйнування, та пов'язана з нею пластичність розвиваються одночасно з першого циклу навантаження [78].

При циклічному навантаженні полікристалічного металу навіть при рівнях напружень, значно нижчих  $\sigma_R$ , можуть виникнути сотні окремих смуг ковзання [48-52], тоді як для руйнування достатньо однієї дуже малої тріщини (із властивою їй пластичністю), виявити яку надзвичайно важко.

З повної кривої втоми отримують важливі характеристики для даного визначеного виду навантаження. Щоб охарактеризувати поведінку металу трубопроводу при експлуатаційному низькочастотному навантаженні з властивою асиметрією циклу доцільно використовувати діаграми граничних напружень циклу (рис. 1.3).

По осі абсцис відкладають середнє напруження циклу  $\sigma_m$ , а на осі ординат, в тому ж масштабі, – максимальне  $\sigma_{max}$ , або мінімальне  $\sigma_{min}$  напруження.

Діаграму утворюють лінії АВ та СВ, які обмежують область границі витривалості матеріалу для різних випадків навантаження.

Границя витривалості при симетричному циклі  $\sigma_{-1}$ , коли  $\sigma_{\max} = -\sigma_{\min}$ , а  $\sigma_m = 0$ , визначається точками перетину діаграми з віссю ординат, в той час, як границя витривалості при віднульовому циклі напружень  $\sigma_0$  відповідає перпендикуляру, проведеному вгору з точки перетину лінії СВ з віссю абсцис.

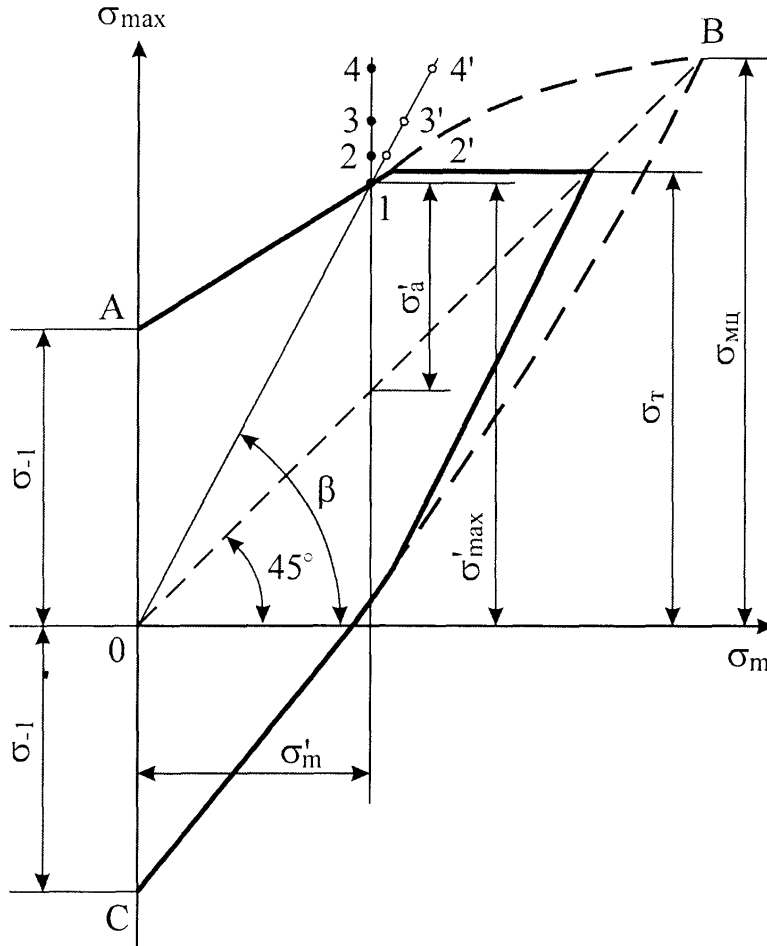


Рис. 1.3. Діаграма граничних напружень циклу (діаграма Сміта) [79]

Зі збільшенням  $\sigma_m$  лінії АВ та СВ зближуються, що свідчить про зменшення амплітуди напруження  $\sigma_a$ , яке відповідає границі витривалості. В точці В  $\sigma_a = 0$ . Це означає, що руйнування в цій точці викликано лише середнім напруженням  $\sigma_m = \sigma_{mc}$ .

Точки 1, 2', 3', 4' і т. д. відповідають результатам випробовувань при однаковому коефіцієнті асиметрії циклу  $R$ , причому  $\operatorname{tg} \beta = \sigma_{\max} / \sigma_m = = 2 / (R + 1)$ . Точки 1, 2, 3, 4 і т. д. відповідають результатам випробовувань при  $\sigma_m = \text{const}$ .

Для пластичних трубних сталей можна використовувати спрощену повну діаграму граничних напружень циклу, побудовану за величинами  $\sigma_{\perp}$  та  $\sigma_{\tau}$  (рис. 1.3, товсті лінії).

Шляхом побудови таких діаграм за результатами як лабораторних, так і натурних випробовувань в різних робочих середовищах, виявлено наступні загальні закономірності [45, 47, 80, 81]:

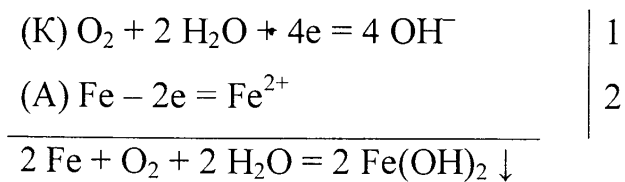
- зі збільшенням  $R$  підвищується статична складова циклу  $\sigma_m$  та граничні напруження втомі  $\sigma_R = \sigma_{\max}$ ;
- зростання температури посилює вплив асиметрії циклу;
- чутливість матеріалу до концентрації напружень зі збільшенням  $R$  спадає;
- максимальна швидкість росту втомних тріщин відноситься до симетричного циклу і при зростанні  $R$  знижується;
- амплітудні значення напружень впливають на швидкість росту тріщини  $V$  значно більше, ніж середні, проте при однакових  $\sigma_a$  зростання середніх їх значень призводить до збільшення  $V$ ;
- збільшення  $\sigma_m$  при  $\sigma_a = \text{const}$  спричинює систематичне зниження числа циклів до виникнення тріщини наперед заданого розміру  $N_T$ ;
- чутливість до рівня  $\sigma_m$  пов'язана із залишковими напруженнями в металі та його фізико-механічними властивостями (м'яка сталь, звичайно нечутлива до  $\sigma_m$ , набуває такої чутливості після прокатки);
- асиметрія циклу істотніше позначається на опорі втомі при малих базах випробовувань;
- в корозійних середовищах з ростом  $\sigma_m$  розтягу  $\sigma_a$  зменшується, тоді як при збільшенні  $\sigma_m$  стиску  $\sigma_a$  різко зростає.

## 1.5 Механіка корозійного руйнування морських трубопроводів

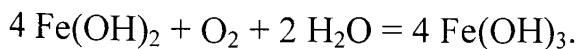
Корозію сталених труб у морській воді та підводному ґрунті відносять до електрохімічної. На її розвиток впливають обростання рослинними та тваринними організмами, попередня обробка сталеної поверхні, наявність плівки окалини прокату та її місцевих руйнувань тощо, які сприяють виникненню місцевої корозії у вигляді пітів [82]. Досвід експлуатації морських трубопроводів показує, що в ряді випадків наскрізні ураження виникали за 4...5 років [83, 84].

Деполаризатором катодного процесу переважно є кисень, розчинений у воді [85], швидкість поступання якого залишається практично незмінною на глибинах 2...20 м [82].

Катодний та анодний процеси проходять за наступними схемами:



Утворений ферум (II) гідроксид в присутності кисню вступає в подальшу реакцію, продуктом якої є ферум (III) гідроксид:



Нерозчинні продукти корозії нагромаджуються в утворених пітах, дещо сповільнюючи їх розвиток (рис. 1.4).

Для прояву наскрізної корозії необхідна наявність окисника та речовини, яка роз'їдає оксидні плівки чи покриття. В цьому плані надзвичайно активними є галогенід-іони (за винятком F<sup>-</sup>). Для Fe граничне

значення концентрації йонів  $\text{Cl}^-$  складає  $3 \cdot 10^{-4}$  моль/л. [86]. Присутність у морській воді відносно великої кількості розчиненого кисню та сумарна концентрація галогенід-іонів  $6 \dots 8 \cdot 10^{-2}$  моль/л створює сприятливі умови для розвитку глибоких корозійних уражень [87].

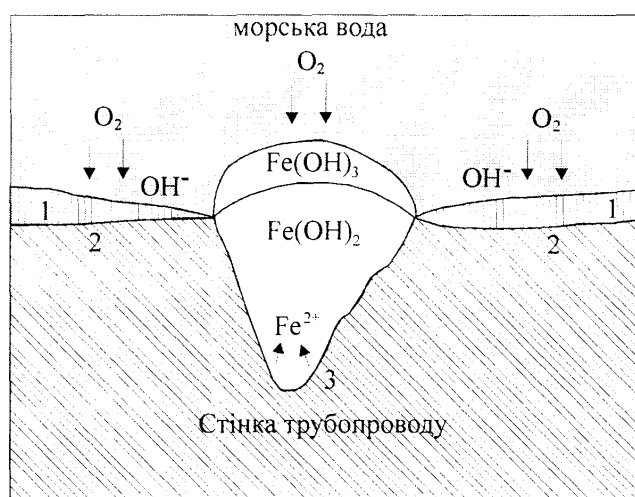


Рис. 1.4. Утворення корозійної виразки на покритій оксидною плівкою поверхні трубопроводу

1 – оксидна плівка;

2 – катод;

3 – анод.

Як бачимо, доступ кисню до поверхні труби є одним з контролюючих чинників електрохімічного корозійного процесу. Однак, з цього не випливає, що ділянки труби, покриті ґрунтом, тобто ті, доступ до яких кисню ускладнений, краще захищені від корозії. Характерним прикладом служить аераційна макрогальванічна пара, в якій ділянка поверхні з полегшеним доступом кисню, внаслідок пасивації та утворення оксидних плівок, стає катодом, а інша, доступ до якої кисню ускладнений (наприклад нижня частина трубопроводу) – анодом, на якому концентруються корозійні ураження (рис. 1.5).

Зварні шви набагато більше схильні до місцевої корозії, ніж основний метал, внаслідок неоднорідності складу та структури, наявності різноманітних включень тощо. Дослідження корозії зварних швів

показали, що шов та близькошовна зона відіграють роль анода, піддаючись при цьому інтенсивному руйнуванню. Значна різниця площ катода (основний метал) та анода (зварне з'єднання) інтенсифікує процес деполяризації навіть при незначних концентраціях кисню, прискорюючи таким чином місцеву корозію з особливо небезпечними наслідками. Глибина корозійних виразок в зоні зварного з'єднання може досягати 1,6 і більше мм/рік [82].

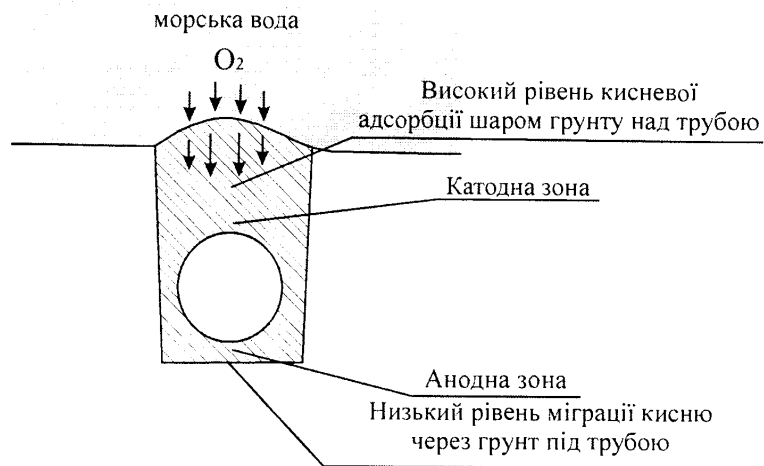


Рис. 1.5. Схема утворення аераційного макрогальванічного корозійного елемента в заглибленому трубопроводі

Вплив статичних напружень (згин) проявляється в значному прискоренні місцевої корозії при невеликому збільшенні загальної (табл. 1.1).

Таблиця 1.1

Залежність швидкостей загальної та місцевої корозії від напружено-деформованого стану сталі трубопроводу [82]

Характеристика зразків	Корозія	
	Загальна, обрахована за втратою маси, мм/рік	Максимальна глибина каверн, мм/рік
Навантажені зразки	0,037	0,23
Контрольні (ненавантажені) зразки	0,028	0,09



В умовах експлуатації елементи конструкції морського трубопроводу зазнають **малоциклової та багатоциклової низько-частотної корозійної втоми**. Чим менша частота, тим нижча корозійновтомна міцність [49], оскільки збільшується час впливу середовища при заданій кількості циклів навантаження.

Агресивна дія середовища посилюється в напівциклі розкриття тріщини, коли руйнуються пасивуючі плівки і стає можливим безпосередній контакт середовища з новоутвореною ювенільною поверхнею металу в зоні вершини тріщини [88]. Припускають, що в тріщині функціонує гальванічний елемент (ГЕ) з електродами: вершина тріщини під напруженням – анод, береги тріщини, вільні від напруження – катод [89]. Робота даного ГЕ, електрорушійна сила якого залежить від напружень (деформацій), є чи не головною причиною інтенсивного протікання в тріщині корозії [90].

Експериментально встановлено [91], що швидкість поширення тріщини в низьковуглецевій сталі ( $\sigma_T = 254$  МПа,  $\sigma_{мц} = 393$  МПа,  $\omega(C)=0,13\%$ ) в солоній воді (3 % р-н NaCl) при частоті 1 Гц виявилася вищою, ніж при частоті 10 Гц, що добре пояснюється з позицій теорії змикання тріщини. Солена вода, у порівнянні з повітрям, практично не впливає на швидкість поширення тріщини при високих і середніх значеннях розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень  $\Delta K$  і дещо сповільнює її при низьких значеннях  $\Delta K$ , що можна пов'язати з корозійним затупленням вершини тріщини [92].

Прямого зв'язку між опором корозійній втомі та границею міцності при розтягу не існує (рис. 1.6). Як бачимо, міцніші сталі в більшій мірі зазнають корозійної втоми. Термообробка не дає підвищення корозійновтомної міцності, і тому у сталей з найбільшою термодинамічною стійкістю умовна границя корозійної витривалості  $\sigma_{1кор}$  на базах  $2 \cdot 10^7 \dots 5 \cdot 10^7$  циклів, вибір яких продиктований метою випробовувань [93],

буде найвищою. Для сталі з  $\sigma_{-1} = 150 \dots 520$  МПа, при зазначених вище базах випробовувань у морській воді,  $\sigma_{-1\text{кор}} = 40 \dots 80$  МПа в діапазоні частот 25...50 Гц [81].

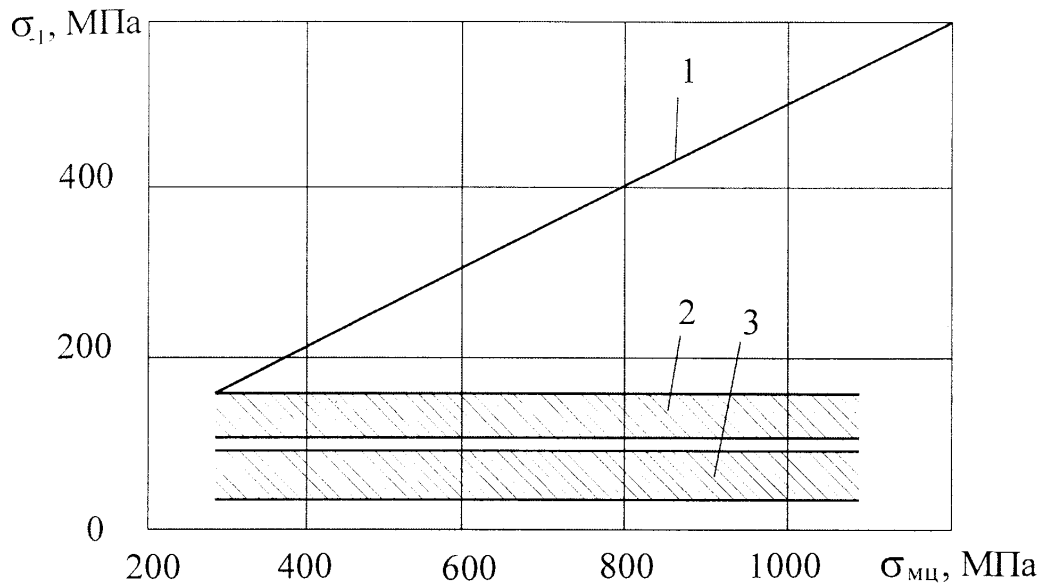


Рис. 1.6. Кореляційний зв'язок між границями міцності та витривалості сталей у повітрі (1), прісній (2) та морській (3) воді [94]

Зниження границі витривалості внаслідок накладання корозійного чинника на змінні напруження характеризується коефіцієнтом впливу корозійного середовища

$$\beta_N = \frac{\sigma_{N\text{кор}}}{\sigma_N} \quad (1.5)$$

де  $\sigma_{N\text{кор}}$  — умовна границя корозійної витривалості на базі  $N$  циклів;

$\sigma_N$  — границя витривалості або обмеженої витривалості на повітрі при тій самій базі.

Відомо, що сталеві підводні трубопроводи мають ізоляційне покриття та залізобетонну оболонку, які по-різному протидіють навантаженням, особливо зварні стики труб, які не покриті бетонною

оболонкою [95]. Тому актуальними є дослідження працездатності трубопроводу у морській воді з концентраторами напружень.

Встановлено, що при циклічному навантаженні біля вершини концентратора напружень виникає і формується зона передруйнування (process zone) з максимумом пружно-пластичних деформацій і напружень на віддалі  $d^*$  від вершини вирізу з радіусом кривизни  $\rho$  [96, 97]. Ця зона, що характеризується параметром  $d^*$ , є своєрідним фізичним бар'єром для розвитку мікротріщин. Тільки виходячи за її межі, тріщина набуває властивостей макротріщини (біля її вершини формується автотельна пластична зона), тобто зароджується початкова макротріщина завдовжки  $a_i = d^*$  [98]. Саме при такій довжині починає проявлятися ефект закриття тріщини, а її кінетика відповідати стандартній діаграмі  $da/dN - \Delta K$ , отриманій для довгих макротріщин. Отже, зародження втомної тріщини в концентраторі є двопараметричним процесом, який описують розмахом локальних напружень (деформацій) та лінійним (структурним) параметром  $d^*$  [96, 98]. Швидкість росту домінантної мікротріщини як у повітрі, так і в корозійному середовищі різко збільшується, коли її довжина  $a \geq d^*$  [99].

Те, що у морській воді для трубних сталей зникає границя витривалості, пояснює схема (рис. 1.7), на якій ріст тріщини при напруженнях нижчих  $\sigma_R$  зображено суцільними лініями. На відрізку АВ коротка тріщина ( $a < d$ ) спочатку розвивається швидко, а при досягненні бар'єра  $d$  (границі зерна) зупиняється, тобто не може продовжувати рости при цих напруженнях, що зумовлює границю витривалості. Якщо довжина тріщини перевищує розмір  $a_{th}$ , що відповідає пороговому розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень  $\Delta K_{th}$ , то така тріщина зможе поширюватися далі (відрізок CD).

Були проведені дослідження росту коротких тріщин на повітрі, а також в агресивному середовищі протягом часу, достатнього, щоб викликати підростання тріщини від  $d$  до  $a_{th}$  (відрізок BC) [100]. Таке

підростання є наслідком подолання мікроструктурного бар'єра за рахунок спільної дії фізико-хімічних факторів. Очевидно, що швидкість цього процесу залежатиме від хімічної активності середовища (його складу, значення рН тощо), а також від рівня напружень, довжини тріщини та мікроструктури матеріалу [101]. Проте головний результат впливу агресивного середовища полягає у подоланні характерного для випробовувань на повітрі розриву між нездатними поширюватися мікроструктурно короткими та здатними до поширення фізично малими тріщинами.

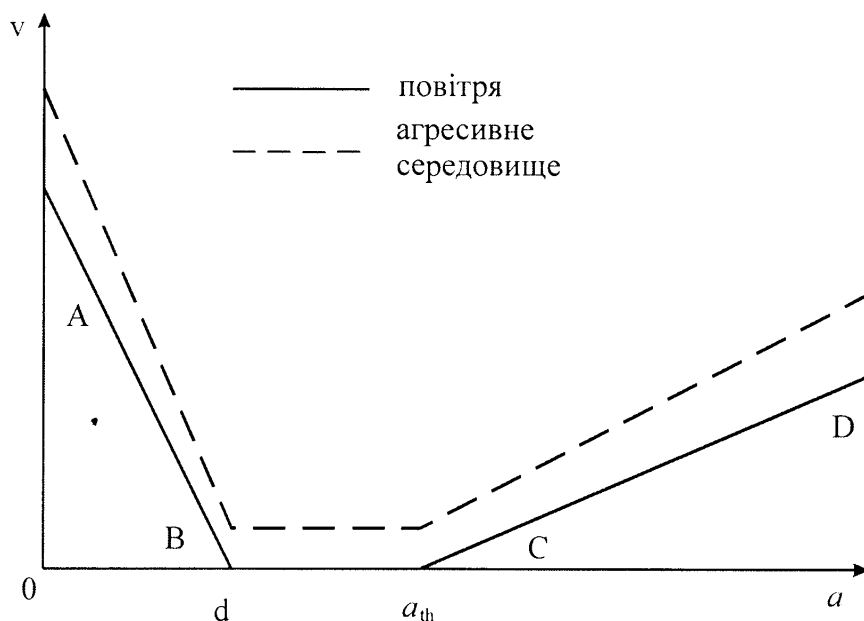


Рис. 1.7. Швидкість росту мікроструктурно короткої та фізично малої втомної тріщини при напруженнях менше  $\sigma_R$  [67]

Механічну активацію корозійно-втомних процесів ілюструють кінетичні криві електродного потенціалу (рис. 1.8).

В процесі циклічного навантаження електродний потенціал зміщується в сторону від'ємних значень. Це зміщення тим більше, чим вищі напруження або чим більший час їхньої дії, що неминуче призводить до інтенсифікації фізико-хімічних процесів корозійного ураження [102].

Відзначимо, що більшість дослідників експериментували з трубними сталями у морській воді в області малоциклової низькочастотної [9, 49,

103-105] та багатоциклової (з частотами 25 та 50 Гц) корозійної втоми [44, 67, 81, 106-110]. Низькочастотна багатоциклова корозійна втома залишається ще більш недослідженою, ніж низькочастотна багатоциклова втома на повітрі, що, зокрема, позначається на оцінці працездатності лінійної частини трубопроводу [111].

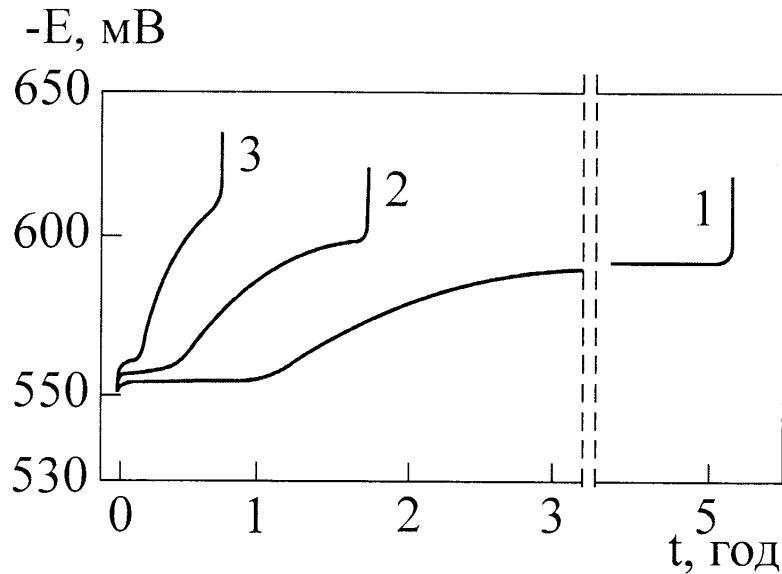


Рис. 1.8. Кінетика загального електродного потенціалу зразків сталі 20 в 3 % р-ні NaCl при 160 (1), 240 (2) та 320 МПа (3);  $f = 50$  Гц [102]

### 1.6 Постановка задачі дослідження

Короткий літературний огляд вказує на перспективність морського трубопровідного транспорту при експлуатації шельфів Чорного та Азовського морів, в зв'язку з чим виникає потреба всебічного та поглибленого вивчення закономірностей зміни напружено-деформованого стану несучих елементів морських трубопроводів з урахуванням специфіки впливу морського середовища.

Особливої уваги в науковому та прикладному плані заслуговують такі перспективні напрямки:

- дослідження та розрахунків конструкцій трубопроводів за границею пружності, створення нових методичних підходів;
- експериментальні дослідження граничного стану основного металу та зварного з'єднання труб в умовах циклічної повзучості, низькочастотної мало- та багатоциклової втоми за допомогою ефективних методик;
- механіка корозійного руйнування морських трубопроводів;
- оцінка працездатності лінійної частини трубопроводу з концентраторами напружень.

Все це і визначило постановку даного дослідження з такими основними задачами:

- розробка розширеної інженерної методики дослідження взаємозв'язку процесів деформації та руйнування трубопроводів при контакті металу труб з повітрям, морською водою та продуктами транспортування в різних комбінаціях;
- створення автоматизованої системи з ЕОМ для лабораторних випробовувань зразків-моделей, виготовлених зі стінки труби, з неперервною реєстрацією одного або двох параметрів процесу одночасно (деформації та електродного потенціалу);
- розробка оперативної діагностики поверхонь руйнування трубопроводів;
- виявлення при статичному та повторно-статичному ступінчастому навантаженні загальних закономірностей пружного та пружно-пластичного деформування матеріалу трубопроводу з різною структурою з урахуванням фактору часу;
- прогнозування поведінки матеріалу трубопроводу за даними статичних та повторно-статичних випробовувань зразків-моделей;

- розробка спрощеного методу визначення нестандартних характеристик пружності, пластичності, деформаційного зміцнення та повзучості з метою подальшого їх використання в інженерних розрахунках напружено-деформованого стану несучих елементів трубопроводів;
- розкриття закономірностей деформування та руйнування матеріалу трубопроводу при малоцикловій та багатоцикловій низькочастотній втомі в умовах неоднорідного напруженого стану;
- експериментальне відпрацювання теорії низькочастотної втоми, використовуючи деформаційно-кінетичне трактування процесу;
- комплексне вивчення низькочастотної корозійної втоми основного металу та зварних з'єднань труб з метою прогнозування реального ресурсу роботи конструкцій морських трубопроводів;
- оцінка працездатності та експлуатаційної довговічності трубопроводу з концентраторами напружень у морській воді.
- прогнозування втомної та корозійно-втомної міцності елемента трубопроводу при асиметричних циклах напружень;
- розробка способів прискореної оцінки границі витривалості та корозійної витривалості матеріалу трубопроводу при низькочастотному навантаженні.

## РОЗДІЛ 2

### МАТЕРІАЛИ ТА МЕТОДИКА ДОСЛІДЖЕНЬ

#### 2.1. Вибір матеріалу труб та технологія виготовлення зразків-моделей

Об'єктом досліджень вибрано безшовні гарячедеформовані труби зі сталі 20 (ГОСТ 1050-88) з вмістом Карбону 0,17...0,24 % діаметром до 426 мм, які широко використовуються при спорудженні морських трубопроводів [9, 112]. Досліджували також зварні з'єднання труб, виконані ручним зварюванням електродами марки УОНИ – 13/55 згідно з рекомендаціями [113]. Контроль якості зварних з'єднань здійснювали за методикою [114].

Експериментальні зразки-моделі виготовляли із заготовок, вирізаних зі стінки труби (рис. 2.1), за розробленою в ІФНТУНГ технологією [115],

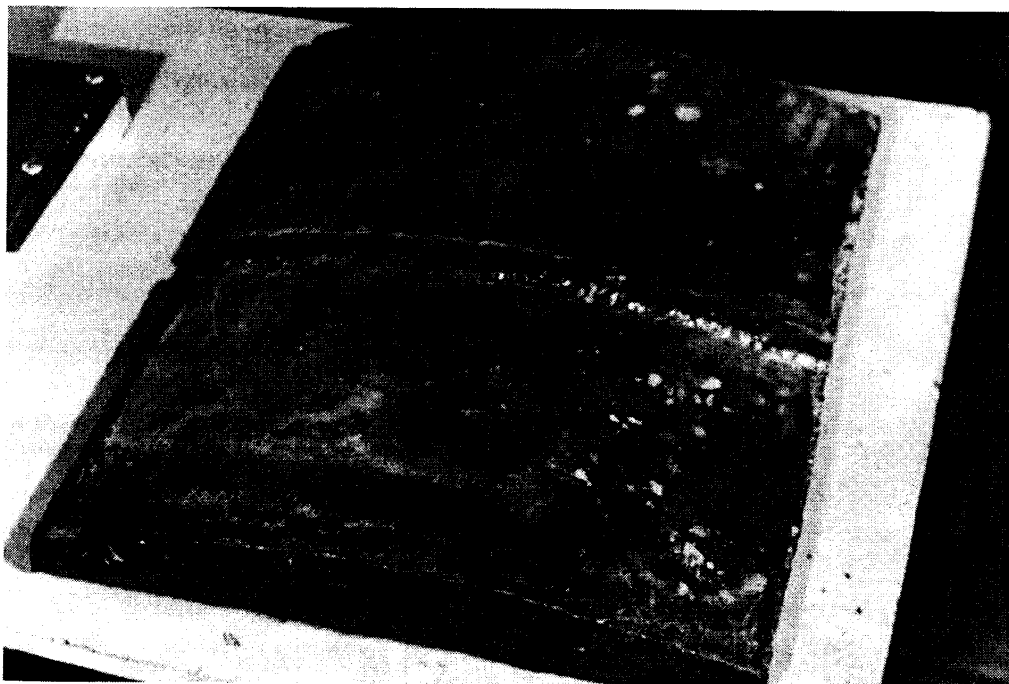


Рис. 2.1. Частина труби зі зварним швом для виготовлення зразків-моделей



яка забезпечує високу точність та задану шорсткість робочих поверхонь при використанні механообробки із запрограмованою зміною подачі. Така технологія вигідно відрізняється від використовуваної раніше, коли до робочої частини, вирізаної із зони зварного з'єднання магістрального трубопроводу, приварювали головки, використовуючи кінцеву обробку заготовок зразків з однієї установки в центрах [116].

## **2.2. Автоматизована випробувальна система з ЕОМ для дослідження деформації та руйнування матеріалу трубопроводу**

Останнім часом у вітчизняній і зарубіжній практиці намітилася стійка тенденція до використання при механічних випробовуваннях у робочих середовищах автоматизованих систем реєстрації комплексу параметрів та обробки результатів вимірювань [38, 117, 118]. Стають можливими, як при статичному, так і при циклічному навантаженні, комп'ютерна реєстрація процесів деформування, мікро- та макротріщиноутворення, зміни електродного потенціалу, електроопору тощо, а також збереження всієї отриманої в ході експерименту інформації на жорсткому диску.

Нами розроблена [115, 119] та постійно удосконалюється [120, 121] автоматизована випробувальна система з ЕОМ для комплексного дослідження в кінетиці деформації, руйнування та електродного потенціалу матеріалу трубопроводу, що включає установку МВ-1К [122] для випробовувань зразків-моделей, лабораторний комп'ютер, аналого-цифровий перетворювач (АЦП) на базі мікросхеми AD 7714 фірми Analog Devices та пристрій для сканування поверхонь руйнування з подальшим

опрацюванням отриманих цифрових відбитків у графічному редакторі з використанням комп'ютерної бази даних (рис. 2.2).

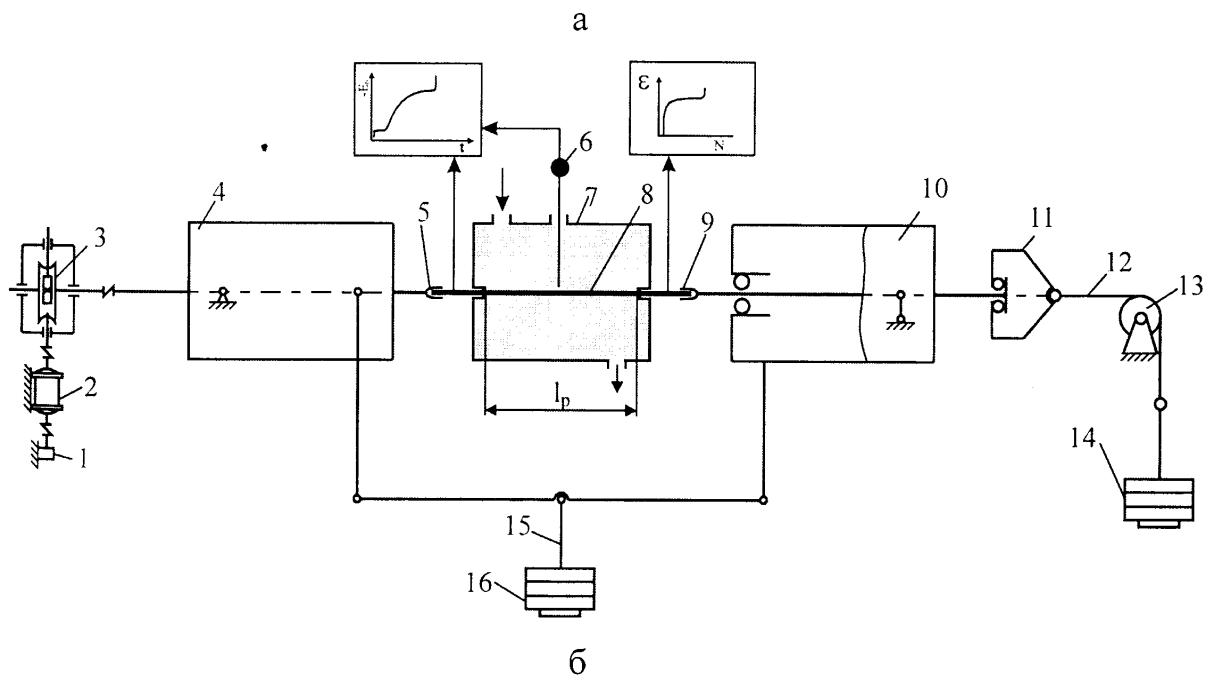
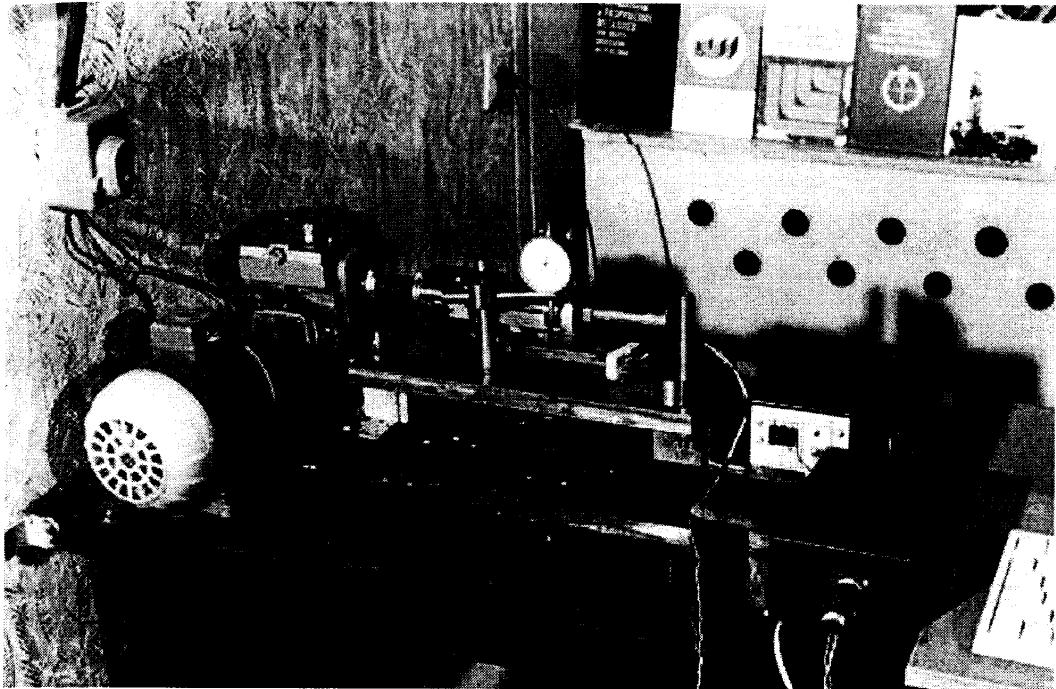


Рис. 2.2. Загальний вигляд (а) та схема (б) установки МВ-1К

Установка забезпечує:

- статичне навантаження зразка-моделі 8 за схемою чотириточкового згину та циклічне із симетричним циклом напружень при додатковому його обертанні, що передається від електродвигуна 2

- через черв'ячний редуктор 3 до барабанів 4 та 10 з частотою 0,1...1 Гц;
- комбіноване статичне навантаження чистим згином від вантажу 16 через тягу 15 та осьовою силою розтягу від вантажу 14 через трос 12, ролик 13 і перетворювач руху 11;
  - низькочастотне навантаження із заданим коефіцієнтом асиметрії циклу R;
  - дослідження масштабного фактору, змінюючи довжину чи діаметр робочої частини зразка-моделі;
  - вивчення впливу рідких робочих середовищ на поведінку матеріалу трубопроводу при вибраній схемі та заданих режимах навантаження, використовуючи знімну робочу камеру 7 та хлорсрібний електрод порівняння 6;
  - проведення порівняльних досліджень несучої здатності зразків-моделей зварного з'єднання та з концентраторами напружень при статичному та низькочастотному навантаженні у повітрі, морській воді, рідких нафтопродуктах тощо;

Правильне закріплення встановлених у затискачі 5, 9 зразків-моделей не викликає додаткових напружень від биття та неспіввісності зразків і затискачів більше 1 % від основних, що перевірено експериментально.

В процесі випробовувань ЕОМ, через АЦП на базі мікросхеми AD7714, неперервно реєструє параметри, за якими визначає стрілу прогину зразка-моделі та величину електродного потенціалу при дослідженні в корозійно-активному середовищі.

Мікросхема AD7714 є представником серії прецизійних вимірювальних дельта-сигма АЦП, призначених для низькочастотних вимірювань (рис. 2.3). Частота вибірки даних (для даного випадку частота

дискретизації  $f_d$ ) для мікросхем такого типу складає від 5 до 500 Гц, що за теоремою Котельникова (критерій Найквіста) дозволяє вимірювати процеси з частотою  $f_p = \frac{f_d}{2}$ , відповідно від 2.5 до 250 Гц. Це у більшості випадків достатньо для проведення досліджень із застосуванням тензометричних сенсорів. Переваги застосування дельта-сигма АЦП наступні:

- роздільна здатність до 24 розрядів;
- надзвичайно висока диференціальна лінійність;
- наявність вбудованого цифрового фільтра, високе послаблення змінного струму промислової частоти;
- застосування низької стандартної напруги живлення 5В та мінімальне енергоспоживання мікросхеми (до 5мА).

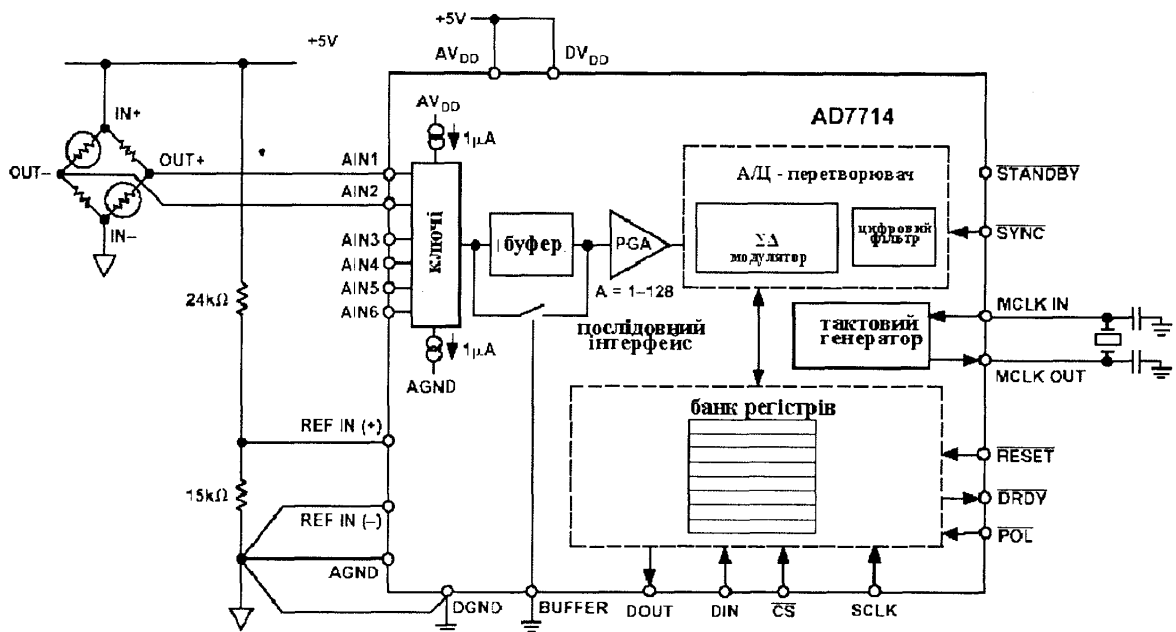


Рис. 2.3. Тензовимірювання за допомогою AD7714

Слід зауважити, що застосування низьковольтних 24 розрядних АЦП зумовлює і деякі труднощі, пов'язані, в основному, з врахуванням технологічних особливостей побудови друкованих плат, які використовують такі вимірювальні мікросхеми. Чистота виконання

друкованих плат – топологія провідників, матеріал діелектричної підкладки, власний шум напруги живлення, надзвичайно сильно впливають на вимірювальні характеристики конструйованого приладу. Лабораторні зразки, виготовлені без дотримання необхідної технології, дозволяють добитися роздільної здатності 16,5 двійкових розрядів при частоті вибірки даних 50 Гц. При зменшенні частоти вибірки до 5 Гц, роздільна здатність підвищується до 18,5 – 19 розрядів. Зразки, виготовлені серійним способом, досягають роздільної здатності 22-23,5 розрядів на частоті 150 Гц. Особливість використання мікросхем типу AD7714 полягає у правильності вибору частоти дискретизації, яка повинна бути кратною частоті промислової мережі (50Гц); в іншому випадку роздільна здатність знижується на 1,5-3 розряди.

Повний діапазон вхідної напруги складає  $U_{in} = 0 \dots 2,5$  В, тоді вага одного двійкового розряду для режиму 16-розрядного перетворення складатиме:  $U_{16}^1 = \frac{U_{in}}{2^{16}} = 3.82$  мкВ, а для режиму 24-розрядного перетворення:  $U_{24}^1 = \frac{U_{in}}{2^{24}} = 0.15$  мкВ. В режимі 24-розрядного перетворення можлива додаткова обробка цифрового сигналу даних шляхом біжучого усереднення, що дозволяє додатково підвищити точність на 1-1,5 розряди.

Послідовний інтерфейс AD7714 складається з п'яти ліній: CS", SCLK, DIn, DOut, і DRdy" (де символ "-" означає інверсію сигналу). Лінія DIn використовується для запису даних в регістри AD7714, лінія DOut – для зчитування даних із внутрішніх регістрів АЦП. SCLK – це вхідний послідовний тактовий сигнал, весь обмін даними за допомогою ліній DIn, DOut синхронізований цим сигналом. DRdy" використовується як статусний сигнал, який вказує на те, що новий результат може бути зчитаний з регістра даних АЦП. DRdy" переключується в „0”, коли у

вихідний регістр АЦП заноситься новий результат перетворення.  $\overline{DRDY}$  переключається в „1” після здійснення операції читання з регістра даних. Одночасно  $\overline{DRDY}$  набуває стану лог. „1” за деякий час до того, як АЦП здійснить чергове оновлення вихідного регістра даних, вказуючи тим самим на недопустимість зчитування даних під час процесу оновлення даних у вихідному регістрі. Сигнал  $\overline{CS}$  використовується для вибору конкретної мікросхеми AD7714 у випадку, коли на одній послідовній шині інтерфейсу містяться декілька АЦП AD7714. Оскільки в системі використаний один кристал АЦП – на лінію  $\overline{CS}$  поданий сигнал лог. „0”. Послідовний інтерфейс AD7714 може бути приведений до початкового стану загальним сигналом перезапуску –  $\overline{RESET}$ . Приклад роботи послідовного інтерфейсу в режимі читання даних з АЦП наведений на часовій діаграмі (рис. 2.4).

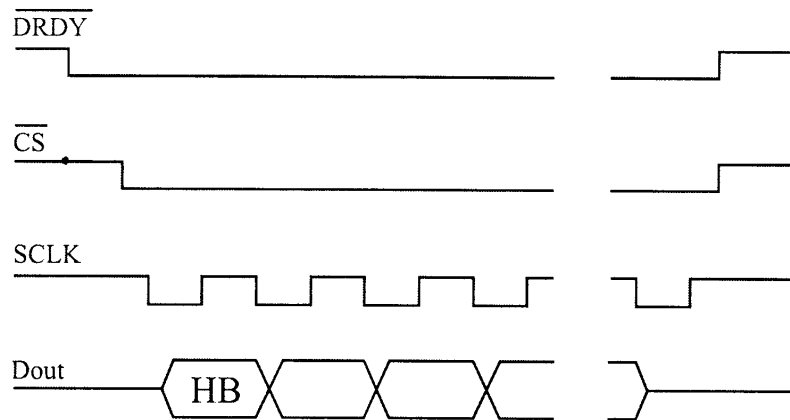


Рис. 2.4. Часові діаграми послідовного інтерфейсу з AD7714 в режимі зчитування даних

Тут HB – старший біт послідовності, яка передається. Режим запису даних до АЦП реалізовано аналогічно, враховуючи те, що лінія Dout замінюється на Din, а сигнал  $\overline{DRDY}$  не враховується.

Формування сигналів послідовного інтерфейсу зі сторони ЕОМ для роботи з АЦП, здійснюється програмним чином, а електричні комутації – через LPT-порт комп’ютера. Для усунення впливу „плаваючого” рівня LPT-порта комп’ютера, в залежності від типу ЕОМ, використані

буферизуючі кола: КМОН-мікросхеми К561ЛН2 в тракці між АЦП і LPT-портом, які здійснюють правильне формування рівнів логічних керуючих сигналів та сигналів даних. Для забезпечення рівномірності зняття даних під час робочого циклу синхронізацію доцільно проводити за перериваннями системного таймера ЕОМ з інтервалом 55 мс. При цьому усуваються явища часової інтерференції між роботою системного таймера та роботою АЦП AD7714.

Нами також розроблено оригінальне програмне забезпечення, яке дозволяє, крім стандартних можливостей запису вимірюваних величин у файл та одночасної побудови графічних залежностей в режимі реального часу, регулювати частоту вимірів в залежності від швидкості зміни вимірюваного параметра (рис. 2.5). Це дозволяє якісно відстежити швидкоплинні процеси і, одночасно, не засмічувати вихідний файл записом великої кількості значень. Програма також забезпечує одночасне зняття даних з двох каналів (при необхідності легко перейти до чотирика-

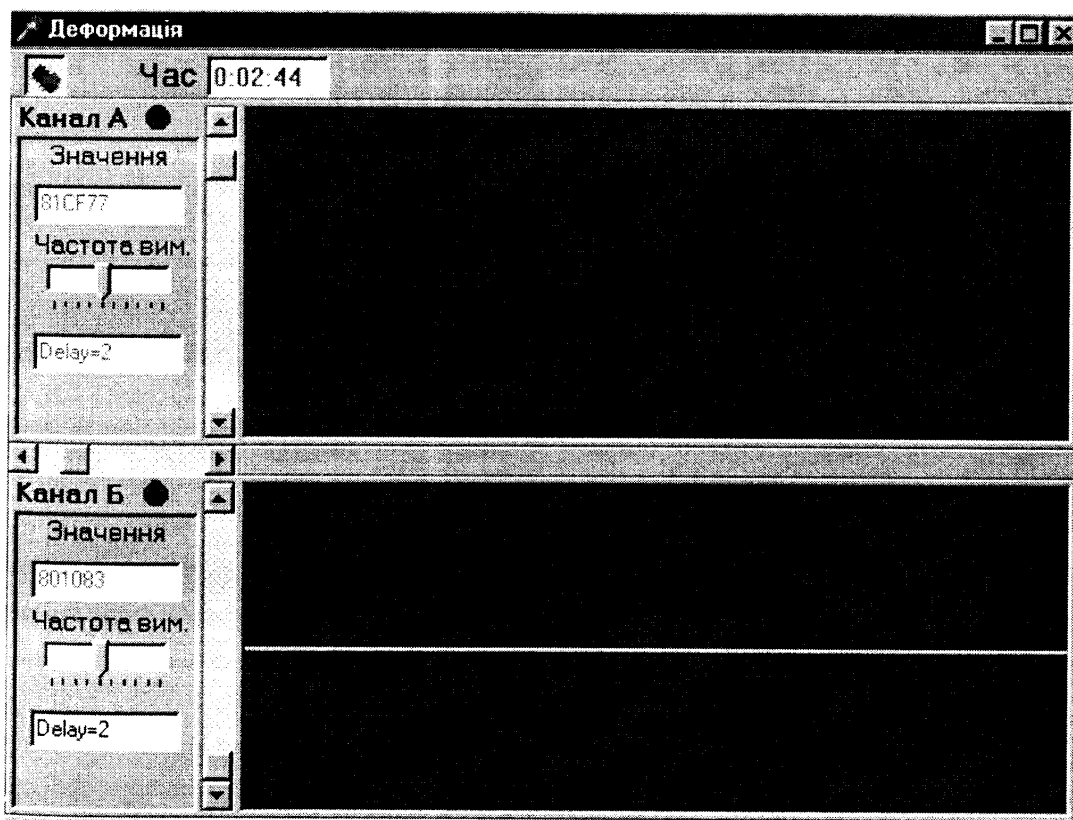


Рис. 2.5. Видяг робочого вікна програми „Деформація”

нальної схеми) з можливістю регулювання частоти вимірів для кожного каналу індивідуально.

На рис. 2.5 зображено роботу в одноканальному режимі (робочий канал А задіяний для виміру деформації під час ступінчастого навантаження в статиці). Програмний інтерфейс дозволяє змінювати масштаб побудови графічних залежностей.

Опрацьований в програмі Excel 2002 файл з комп'ютерним записом процесу деформації та руйнування показано на рис. 2.6.

Параметр  $u_4$ , за яким визначається відносна деформація крайнього волокна  $\epsilon$  зразка-моделі з текстурованої сталі трубопроводу, неперервно реєструється спочатку при ступінчастому статичному, а потім низькочастотному навантаженні ( $f = 0,8$  Гц). При цьому, завдяки високій чутливості системи та частоті вимірювання, у високоамплітудній області ( $\sigma_a = 410$  МПа) нами вперше зафіксовано та докладно відстежено аномальні деформаційні зміни, що проходять з моменту циклічного навантаження. Тривалість деформаційного стрибка складала 6 секунд ( $\sim 5$  циклів при загальній довговічності на повітрі  $N = 3431$  цикл).

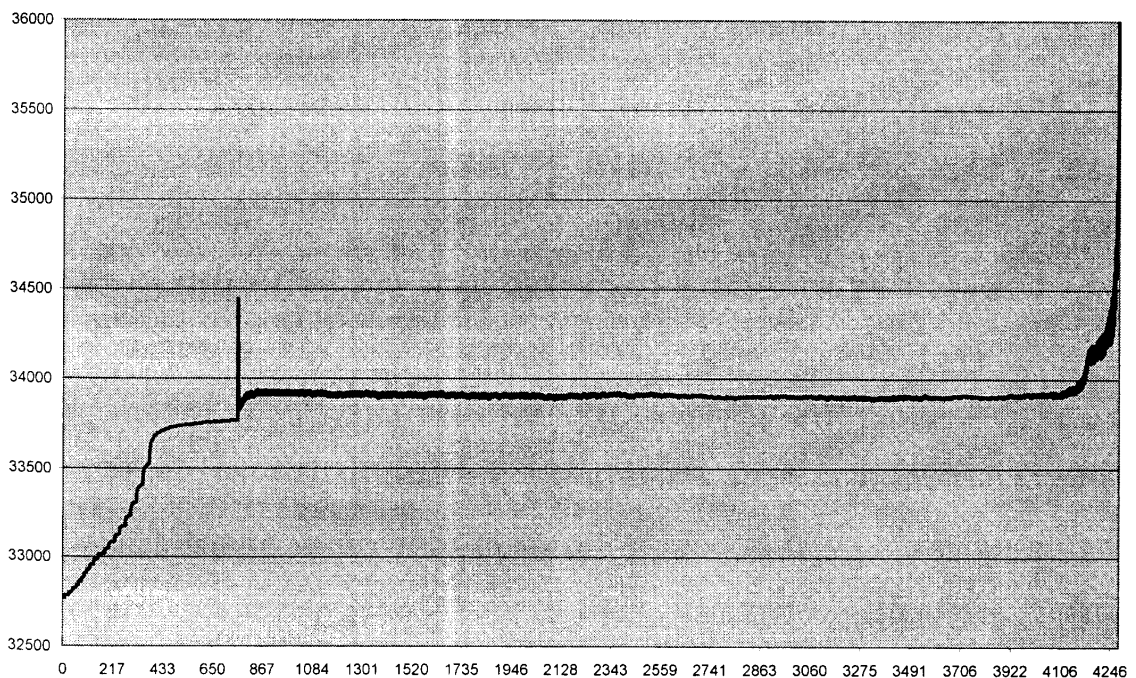


Рис. 2.6. Комп'ютерний запис зміни параметра  $u_4$  в часі



Для одержання зображення зламу матеріалу використовується сканувальний пристрій (сканер), під'єднаний до комп'ютера. Отриманий цифровий відбиток зламу матеріалу опрацьовується в графічному редакторі з подальшим визначенням основних характеристик зламу методом порівняння з комп'ютерною базою даних (рис. 2.7).



Рис. 2.7. Ідентифікація зламу з використанням комп'ютерної бази даних

Використання сканера дозволяє отримувати якісні зображення великих поверхонь руйнування, величина яких лімітується лише робочим форматом сканера (A4 або A3), що неможливо досягнути за допомогою світлової мікроскопії, працювати у двох режимах: в режимі установки досліджуваного об'єкту на робоче поле сканера та в режимі підведення робочого поля сканера до поверхні руйнування досліджуваного об'єкту.

Опрацювання цифрового відбитку у графічному редакторі дозволяє здійснювати масштабування зображення в процесі обробки, поворот зображення на довільний кут, автоматичне покращення різкості та контрастності, нанесення на зображення допоміжних ліній для окреслення

характерних ділянок зламу та обрахунку їх площі, роздрукування як цілих зображень поверхонь зламів, так і їх окремих фрагментів.

Використання комп'ютера дозволяє здійснювати оперативне розпізнавання причин та характеру руйнування, використовуючи базу даних; передачу усіх отриманих даних електронною поштою; доступ до глобальних баз даних, використовуючи електронні мережі.

Нами отримано деклараційний патент України [123] на спосіб оперативної діагностики зламів матеріалів, який може ефективно використовуватися для встановлення причин руйнування трубопроводів безпосередньо на місці події з використанням мінімальної кількості необхідного обладнання.

Загальний вигляд лабораторного комплексу показано на рис. 2.8.

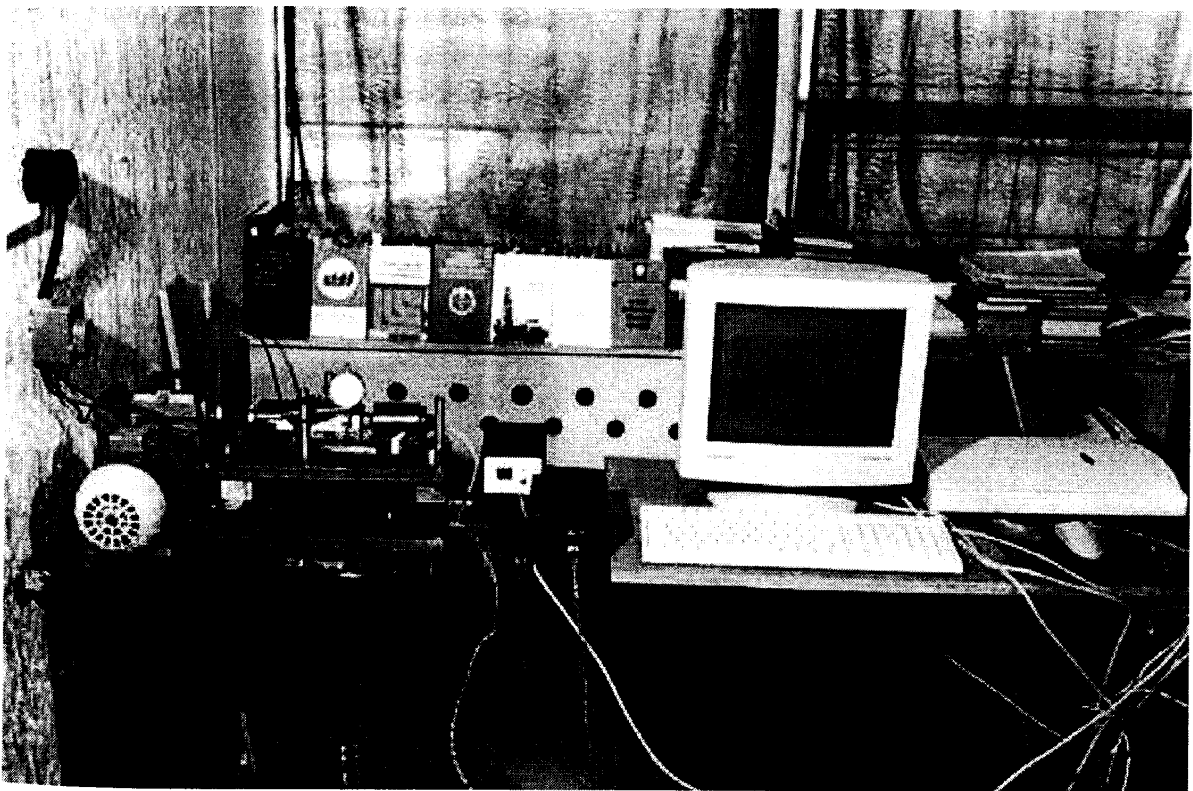


Рис. 2.8. Автоматизована випробовувальна система з ЕОМ

Лабораторна установка призначена для випробовувань циліндричних зразків-моделей довжиною  $l = 100 \dots 150$  мм та діаметром робочої частини  $d = 5 \dots 10$  мм, конструкція яких вибирається в залежності від мети

досліджень. Вони можуть бути гладкі суцільні (рис 2.9, а, б) та трубчасті, з нульовою довжиною робочої частини  $l_p$ , конструктивними концентраторами (рис. 2.9, в), наведеними тріщинами, а також спеціальні гладкі циліндричні з глухим осьовим отвором і заглушкою та ізоляційними покриттями для моделювання роботи морського трубопроводу з продуктом транспортування.

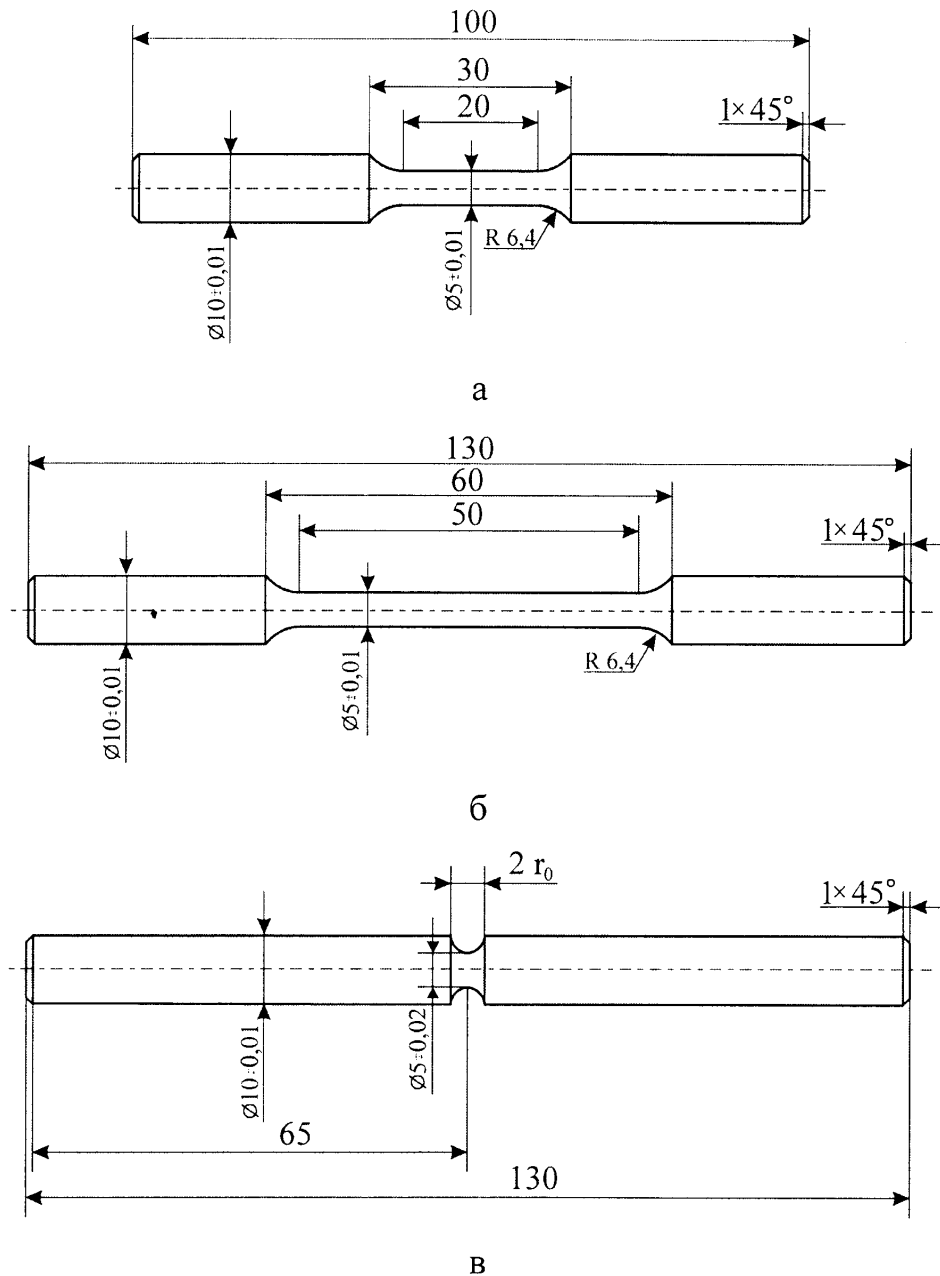


Рис. 2.9. Базові конструкції зразків-моделей для випробовувань на установці МВ-1К:

а – короткі ( $l_p/d = 4$ ); б – довгі ( $l_p/d = 10$ ); в – з концентратором напружень.

На рис. 2.10 наведено одну з можливих схем навантаження, а саме чистим згином при обертанні зразка-моделі, коли барабани із закріпленим у них зразком складають двоопорну балку змінної жорсткості. Вважається, що жорсткість барабанів із затисненими в них головками зразка значно більша, ніж жорсткість робочої частини зразка.

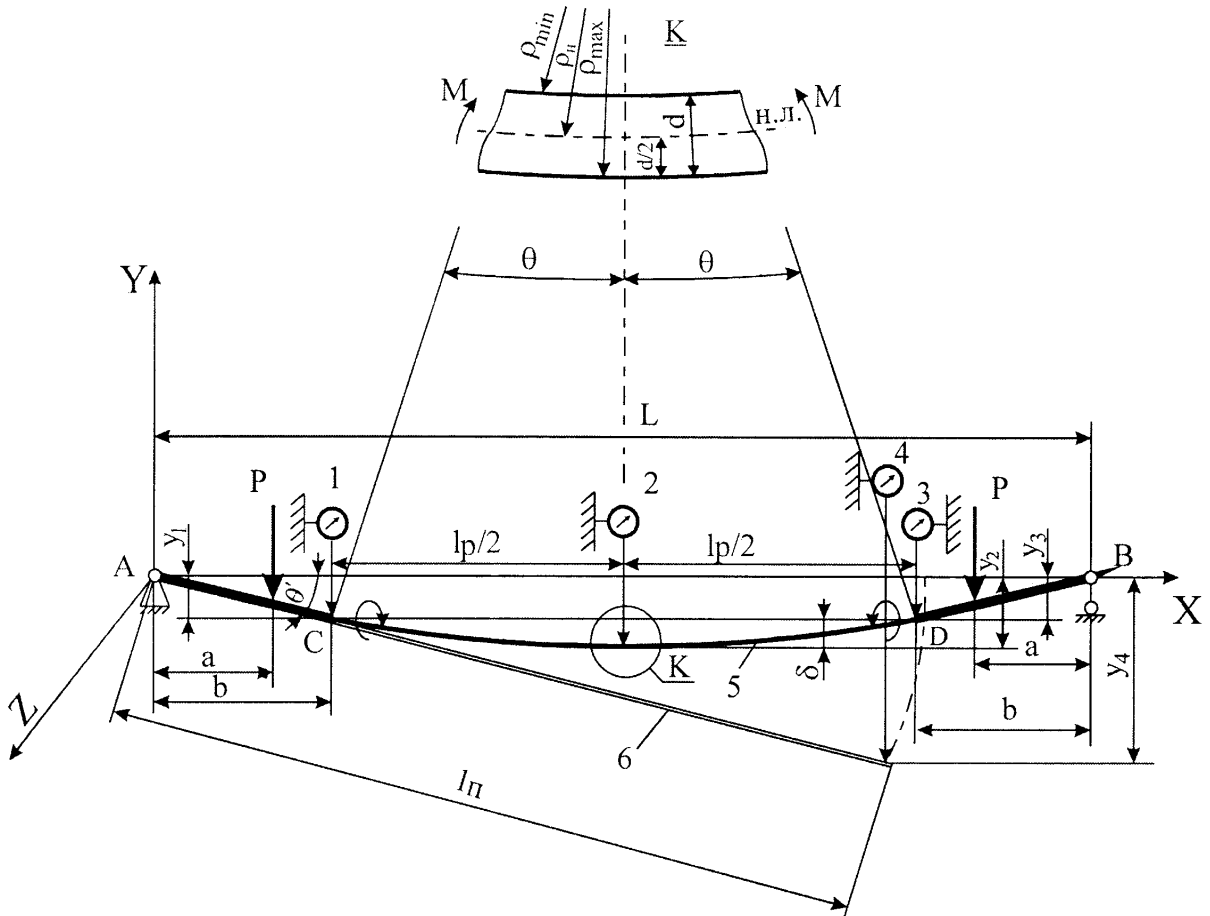


Рис. 2.10. Схема вимірювання переміщень зразка-моделі, навантаженого чистим згином при обертанні:

1 – 4 – індикатори; 5 – зразок; 6 – планка;  $l_p$  – довжина робочої частини зразка.

До лівого барабана жорстко кріпиться планка 6 (рис. 2.10), яка може лише обертатися навколо осі  $Z$  разом з барабаном [124].

Вимірювання деформацій за схемою (рис. 2.10) паралельно виконували індикаторами годинникового типу з ціною поділки 0,001 і

0,01 мм відповідно для індикаторів 1-3 та 4, а також за допомогою пружних елементів з наклеєними тензодатчиками [125].

В процесі циклічного навантаження неперервно реєструється параметр  $u_4$ , за яким можна визначити стрілу прогину зразка  $\delta$ , використовуючи тарувальні криві.

Параметри  $\delta$ ,  $l_p$  та радіус кривизни  $\rho_{\min}$  взаємопов'язані (рис. 2.10):

$$\rho_{\min} = \frac{l_p^2}{8\delta} + \frac{\delta}{2}. \quad (2.1)$$

Тоді відносна деформація крайнього волокна дорівнює

$$\varepsilon = \frac{d}{2\rho_n} = \frac{1}{\frac{2\rho_{\min}}{d} + 1}. \quad (2.2)$$

При випробовуванні зразків-моделей з концентраторами напружень неперервно вимірюється параметр  $\delta^H$ , що характеризує розкриття кільцевого надрізу глибиною  $\frac{D-d}{2}$  та початковим радіусом  $r_0$  (рис. 2.11).

Статичне навантаження зразка-моделі 4 здійснюється за схемою чотириточкового згину, а циклічне – при додатковому його обертанні із заданою частотою.

Під дією згинальних моментів  $M$  інтенсивна деформація зразка відбувається лише в зоні концентрації напружень, оскільки  $d \ll D$ . Вважається, що принцип Сен-Венана відносно впливу зусиль на опорах та в точці прикладання поперечних сил виконується, а бічні поверхні кільцевого надрізу перед початком випробовувань є паралельними і в

процесі згину залишаються плоскими. Тоді з точністю, достатньою для інженерних розрахунків, можна визначити параметр  $\delta^H$ :

$$\delta^H = D \cdot \sin \theta + 2r_0, \quad (2.3)$$

де  $\theta$  – кут повороту бічної поверхні кільцевого надрізу.

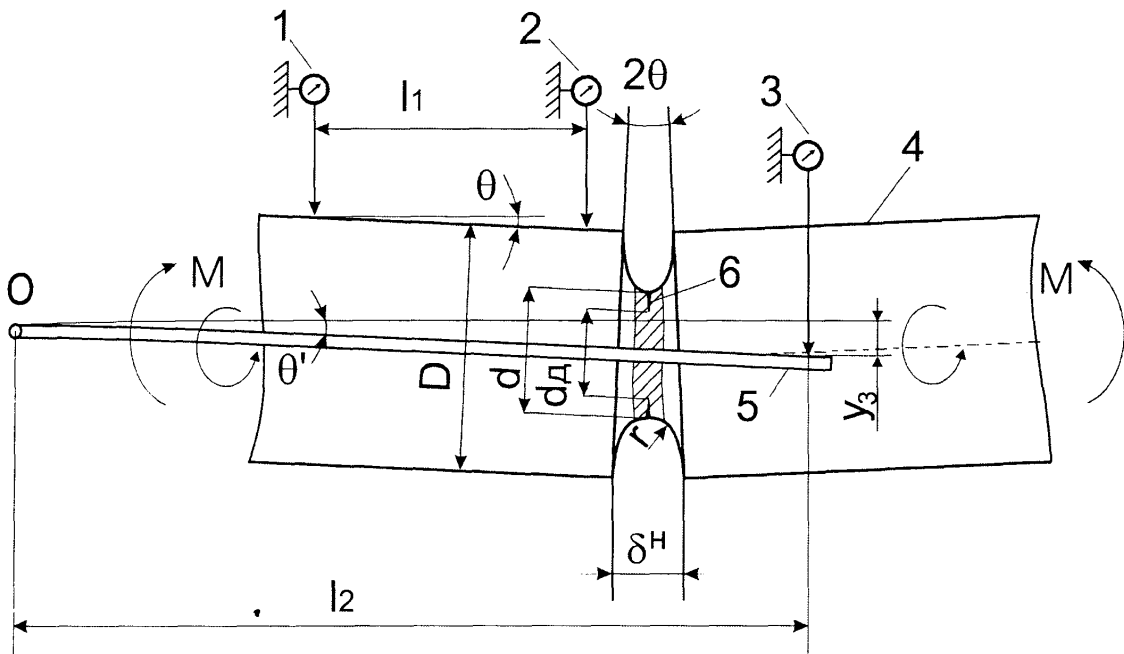


Рис. 2.11. Геометрія розкриття кільцевого надрізу:

Переміщення експериментального зразка  $y_1$  та  $y_2$  реєструються індикаторами годинникового типу 1 та 2 з ціною поділки 0,001 мм, виставленими на відстані  $l_1$ , а переміщення  $y_3$  поворотної планки 5 – індикатором 3 з ціною поділки 0,01 мм та комп'ютером (через тензоміст, використовуючи АЦП) з одночасною побудовою графічної залежності в режимі реального часу. Кут повороту планки  $\theta'$  та зразка  $\theta$  визначаються за формулами:

$$\operatorname{tg} \theta' = \frac{y_3}{l_2}; \operatorname{tg} \theta = \frac{y_2 - y_1}{l_1}, \quad (2.4)$$

де  $l_2$  – відстань від головки індикатора 3 до точки О повороту планки.

При циклічному навантаженні зразок-модель може працювати з первинним кільцевим концентратором напружень радіусом  $r$  та вторинним концентратором напружень у вигляді кільцевої втомної тріщини  $b$ , довжину, глибину та площу поверхонь якої визначали за сканованим зламом.

Вимірювання електродного потенціалу зразків-моделей проводили через АЦП, використовуючи хлорсрібний електрод порівняння. При таруванні користувалися цифровим вольтметром з точністю вимірювання 0,1 мВ. Перед випробовуванням зразки протирали ацетоном та спиртом і витримували в ексикаторі 24 год.

Таким чином, універсальність конструкції установки МВ-1К, обладнаної спеціальними пристроями та сучасною вимірювальною апаратурою, дозволяє з достатньою точністю проводити порівняльні комплексні дослідження матеріалів морських трубопроводів і отримувати важливі характеристики для їх подальшого використання в основних інженерних розрахунках напружено-деформованого стану з метою попередження корозійно-механічного руйнування морських підводних трубопроводів.

### **2.3. Методологія дослідження взаємозв'язку процесів деформації та руйнування трубопроводів**

В процесі багаторічної експлуатації матеріал трубопроводу істотно змінює свої фізико-механічні властивості, що призводить до формування в конструкції трубопроводу складнопрогнозованого і важкоконтрольованого напружено-деформованого стану [22], дослідження якого представляють науковий та практичний інтерес.

Важливого значення набуває створення перспективних методичних підходів до вивчення корозійно-механічного руйнування морських трубопроводів [80, 126], заснованих, наприклад, на моделюванні роботи елементів конструкції [98, 127], забезпечуючи при цьому ефективний контроль стадійного процесу деформації та руйнування за визначальними параметрами і достовірність отриманих результатів.

Нами розроблено розширену інженерну методику дослідження корозійно-механічного руйнування матеріалу трубопроводу на базі автоматизованої випробовувальної системи з ЕОМ (рис. 2.8).

Методика передбачає таку послідовність підготовчих та дослідницьких етапів роботи.

На першому етапі здійснюється докладний аналіз взаємодії системи „матеріал – конструкція – навантаження і впливи” з використанням отриманих раніше експериментальних даних та теоретичних розрахунків [115, 119-122, 128-137], а також новітньої інформації через мережу Інтернет. Створюється початкова база даних.

На другому етапі з матеріалу визначених ділянок трубопроводу, або окремо взятих труб, що підлягають дослідженню, вирізають заготовки, з яких виготовляють зразки-моделі, що дає змогу в подальшому ефективно використовувати теорію структурної подібності [53].

Третій етап пов'язаний з правильним вибором схеми навантаження [138] та режимів випробовувань у лабораторних умовах [47] з метою досягнення на зразках-моделях з попередньо визначеною конфігурацією імітації роботи досліджуваного матеріалу в конструкції. Береться до уваги і характер експлуатаційного руйнування трубопроводу.

При ускладненому варіанті випробовувань з корозійно-механічним руйнуванням зразків-моделей, коли, наприклад, статичне та циклічне навантаження закономірно чергуються і має місце повне чи часткове розвантаження зразка або його довантаження, рекомендується, з метою



систематизації досліджень, до початку експерименту будувати графіки зміни навантаження (номінальних напружень) в часі. Зазначимо, що на установці реалізується схема м'якого навантаження, яке є заданою величиною і не може зменшуватися із зменшенням опору зразка.

Четвертий етап передбачає планування та реалізацію експерименту [139], основна мета якого – розкриття взаємозв'язку процесів деформації та руйнування трубопроводів, базуючись на основних положеннях механіки корозійного руйнування [140] з його фізико-хімічними аспектами [90] та методологічних основ трибофатики [94].

Пропонується такий порядок комплексних досліджень несучої здатності сталі трубопроводу у морській воді [129]:

- Вивчення на зразках-моделях поведінки сталі з різною структурою при статичному та повторно-статичному ступінчастому навантаженні з докладним аналізом закономірностей деформаційного зміцнення, використовуючи як діаграми згину, побудовані в координатах номінальне напруження  $\sigma$  – відносна деформація крайнього волокна  $\varepsilon$ , так і зведені діаграми згину, виражені у відносних координатах  $\bar{\sigma} = \frac{\sigma}{\sigma_{0,2}^*}$  та  $\bar{\varepsilon} = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_T}$ , де  $\varepsilon_T$  – відносна деформація крайнього волокна при  $\sigma_{0,2}^*$ ; дослідження кінетики параметрів механічного гістерезису та фізико-хімії корозії під напруженням (реєстрація зміни електродного потенціалу в процесі статичного навантаження (розвантаження) зразка, побудова поляризаційних кривих, оцінка впливу рН середовища тощо); визначення стандартних та нестандартних фізико-механічних характеристик некородованої та кородованої сталі [134].
- Паралельне дослідження кінетики деформації та електродного потенціалу сталі при низькочастотній корозійній втомі в широкому діапазоні амплітуд напружень при різних схемах навантаження і

режимах випробовувань з використанням спеціалізованого програмного забезпечення; побудова графіків у координатах амплітуда деформації  $\varepsilon_a$  (амплітуда пластичної деформації  $\Delta\varepsilon^u$ ) – кількість циклів навантаження  $N$  (час  $t$ ) та електродний потенціал  $-E - N, t$ , а також повних кривих втоми у координатах  $\sigma_a, \varepsilon_a^{N_T} - N, 1/N, \lg N$ , діаграм циклічного згину [131, 132] та граничних напружень [133] для прогнозування втомного і корозійно-втомного руйнування при асиметричних циклах.

- Дослідження поверхонь руйнування методом сканування [123], а також традиційно [141, 142] з метою використання отриманої інформації під час аналізу причин та характеру експлуатаційних руйнувань морських трубопроводів (оперативної діагностики зламів).
- Вивчення структури недеформованої та деформованої сталі, використовуючи поширені способи металографічного травлення [143] та виготовлення шліфів [144]; розрізання попередньо підготованих зламів та зруйнованих зразків з метою дослідження профілю поверхні руйнування, мікроструктури в зоні зламу, а також профілю, траєкторії, характеру поширення та еволюції тріщин [67].

Виходячи із практики лабораторних випробовувань зразків-моделей у морській воді при статичному та низькочастотному навантаженні пропонується результати досліджень, з метою поглибленого їх аналізу, представляти об'єднано у вигляді кінетичних кривих деформації та електродного потенціалу (рис. 2.12).

Узагальнена кінетична крива деформації при статичному (I) та низькочастотному (II) навантаженні складається з таких характерних ділянок: OA – пружної деформації; AB – деформаційного зміцнення; BC – повзучості; CD – циклічного знеміцнення (збільшення  $\Delta\varepsilon^u$  при  $\sigma_{ac} = \text{const}$ );

DE – стабілізації, або сповільненого зростання  $\Delta\varepsilon^u$ ; EF – прискореного росту корозійно-втомних макротріщин, формування магістральної тріщини та спонтанного руйнування зразка.

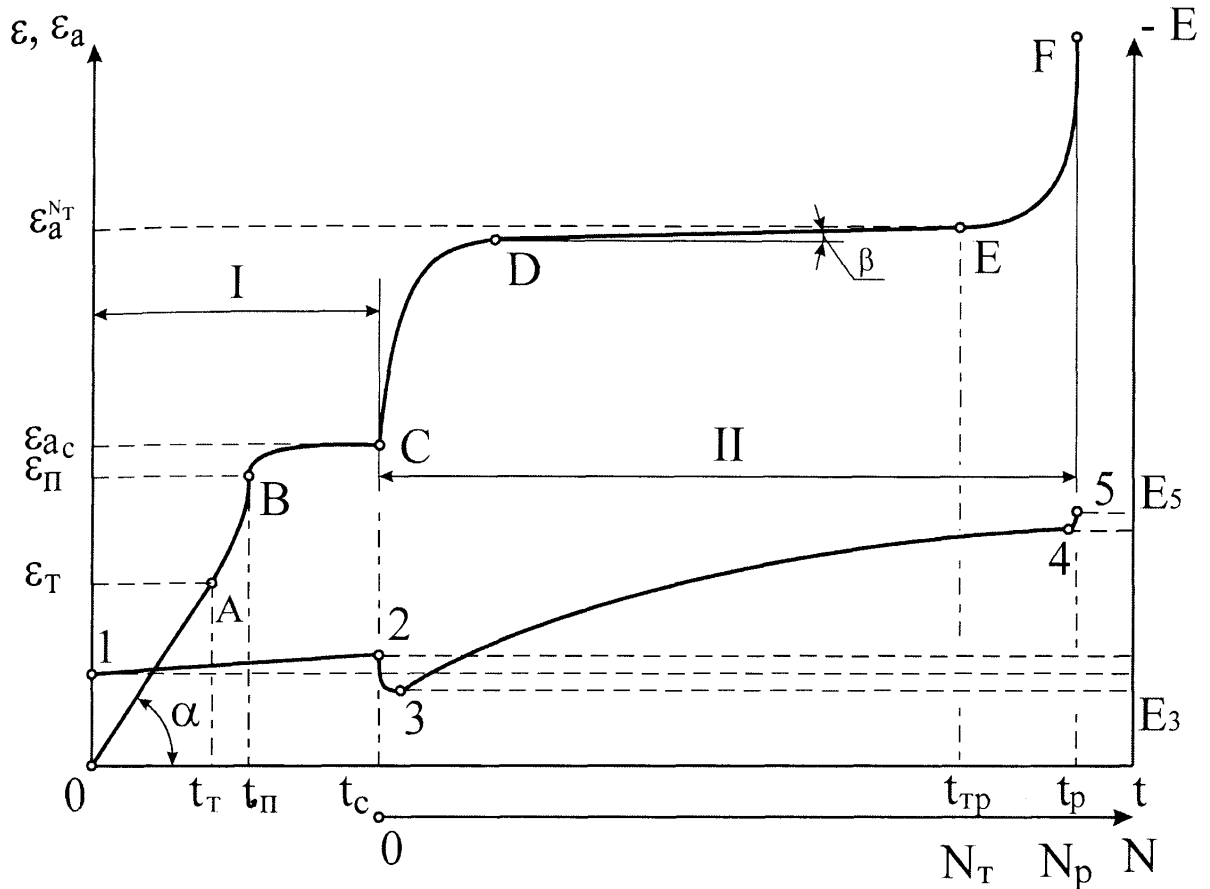


Рис. 2.12. Кінетичні криві деформації та електродного потенціалу сталі трубопроводу при статичному (I) та низькочастотному (II) навантаженні у морській воді

Точці А відповідає деформація  $\varepsilon_\tau$ , яка досягається за час  $t_\tau$  при зростанні напруження до  $\sigma_{0,2}^*$ . Якщо на ділянці ОА забезпечується постійна швидкість пружної деформації  $\varepsilon'_{np}$ , її величину знаходять за формулою

$$\varepsilon'_{np} = \operatorname{tg}\alpha = \frac{\varepsilon_\tau}{t_\tau}. \quad (2.5)$$

Характерній точці В відповідає деформація  $\varepsilon_\Pi$ , яка досягається за час  $t_\Pi$  при зростанні напруження до  $\sigma_\Pi$ , коли має місце логарифмічна повзучість, яка носить затухаючий характер і досліджується на ділянці ВС при  $\sigma_\Pi = \operatorname{const}$ .

Розміри ділянок ОА, АВ та ВС залежать від фізико-механічних властивостей матеріалу та режимів випробовувань. При максимальному напруженні в статиці  $\sigma_{\max} \leq \sigma_{0,2}^*$  ділянки АВ та ВС зникають.

Точка С одночасно належить області статичного (I) та циклічного (II) навантаження, і відповідає стартовій амплітуді деформації  $\varepsilon_{ac}$ , яка досягається за час  $t_c$ . При наявності ділянок АВ та ВС стартова амплітуда напружень  $\sigma_{ac} = \sigma_{\max} = \sigma_p$ . Отже, циклічне навантаження починається з часу  $t_c$  при  $N = 0$  і закінчується, коли настає час руйнування зразка  $t_p$  при кількості циклів до руйнування  $N_p$  (точка F).

Точка D вказує на закінчення стадії інтенсивного зростання амплітуди деформації  $\varepsilon_a$  при низькочастотній корозійній втомі з постійною амплітудою напружень  $\sigma_{ac}$ , а точка E – на закінчення стадії стабілізації ( $\beta = 0$ ), або сповільненого зростання  $\varepsilon_a$  ( $\beta > 0$ ).

Положення точок E та D на кривій деформації визначаються доволі складно, оскільки беруться до уваги незначні за абсолютною величиною прирости деформації. Для уточнення положення цих точок на кривій деформації нами розробляється окрема методика.

Прискорений ріст корозійно-втомних макротріщин починається з часу  $t_{tr}$  при  $N = N_T$  та  $\varepsilon_a = \varepsilon_a^{N_T}$  і проходить з утворенням біля їх вершин зон передруйнування (process zone) [99]. Під цією зоною розуміють об'єм матеріалу, де відбулися мікро- або макропластичні циклічні деформації і виникла початкова пошкодженість його структури [98]. Отже, біля вершин тріщин має місце локалізація деформацій та релаксація напружень.

Узагальнена кінетична крива електродного потенціалу в області статичного навантаження представлена ділянкою 1-2, а в області циклічного навантаження – ділянками 2-3, 3-4 та 4-5.

На ділянці 1-2 відбувається монотонне падіння електродного потенціалу, зумовлене адсорбцією на поверхні зразка агресивних йонів, виникненням пар Еванса тощо [145].

Початковій стадії циклічного знеміцнення відповідає стрімкий зсув електродного потенціалу в позитивну сторону (діл. 2-3), що можна пов'язати з виникненням потоків у середовищі внаслідок обертання зразка, які змивають з його поверхні частину адсорбованих йонів та значно утруднюють вторинну адсорбцію. Електродний потенціал в точці 3, як правило, вищий за початковий. Це можна пояснити тим, що за час статичного навантаження  $t_c$  на поверхні зразка вже утворилася плівка продуктів корозії, які разом з вищезгаданими чинниками погіршують взаємодію середовища з металом.

Ділянка 3-4 відображає характер зміни електродного потенціалу до моменту утворення сформованої магістральної тріщини. Його швидке падіння на початку ділянки відбувається при інтенсивному зростанні  $\Delta\epsilon''$  та появі субмікротріщин, які відіграють роль адсорбційно-корозійних центрів, малочутливих до потоків у середовищі. Крім того, циклічне навантаження сприяє відшаровуванню продуктів корозії та полегшеному доступу середовища до поверхні металу. При розвитку тріщин виникає гальванічна пара „свіжоутворена поверхня (анод) – стара поверхня (катод)” [90], яка додатково інтенсифікує та локалізує процес корозії біля вершини тріщини.

Стабілізація електродного потенціалу наприкінці ділянки 3-4 зумовлена, з одного боку, подальшою пасивацією поверхні металу, а з іншого – локалізацією процесу корозії біля раніше утворених тріщин, збільшення кількості яких стає малоймовірним, оскільки починається формування магістральної тріщини (див. діл. EF).

На ділянці 4-5 відбувається швидке падіння електродного потенціалу до величини  $E_5$  внаслідок поширення магістральної тріщини, новоутворені

береги якої являють собою активну область, не охоплену раніше корозією. В області статичного навантаження (I) перепад електродного потенціалу  $\Delta E_{ст} = E_2 - E_1$ , а в області циклічного навантаження (II) –  $\Delta E_{ц} = E_5 - E_3$ . При побудові кінетичних кривих слід звернути увагу на вибір масштабу по координатних осях. На рис. 2.12 деформації при статичному та низькочастотному навантаженні представлені в різних масштабах.

Важливу інформацію для аналізу процесу руйнування на ділянці EF (рис. 2.12) дають фрактографічні дослідження.

Незважаючи на те, що особливості зламів давно і успішно використовуються в практичних дослідженнях [146] науковий підхід до їх вивчення потребує нових методичних розробок.

Представляємо спосіб графічної інтерпретації макробудови корозійно-втомного зламу у комплексі з кінетичними кривими деформації та електродного потенціалу, який реалізується наступним чином.

Для одержання зображення використовується сканер, під'єднаний до комп'ютера. Отриманий цифровий відбиток зламу опрацьовують в графічному редакторі з подальшим визначенням основних характеристик зламу методом порівняння з комп'ютерною базою даних.

Сканований корозійно-втомний злам з нанесеними допоміжними лініями для окреслення характерних ділянок показано на рис. 2.13, а. Схематичне зображення зламу (рис. 2.13, б) подано у тому ж масштабі, що і його скановане зображення, і є базовим для графічної інтерпретації. Для визначення кутів  $\beta_1 \dots \beta_8$  використовували програму CorelDraw 9, а для знаходження площ ділянок  $S_1 \dots S_{IX}$  – Компас LT 5.10.

Візуальні спостереження при 20-кратному збільшенні показали, що корозійно-втомний злам має доволі складну макробудову, яка відображає особливості поширення макротріщин на ділянках II...IX, поверхні яких лежать в практично паралельних площинах. Просторове розташування поверхонь ділянок пояснює рис. 2.13, в. Відстань між найвіддаленішими з

них, що складає  $h \approx 2$  мм, а також їх загальне розташування в зазначених межах, свідчать про відчутний вплив дотичних напружень на процес формоутворення зламу. Ділянки II...IX складають корозійно-втомну зону з площею  $S_{\text{кв}}$ , а ділянка I представляє зону долому з площею  $S_{\text{д}}$ . Відношення  $S_{\text{кв}}/S_{\text{д}}$  вважається мірою величини циклічних напружень, які зумовлюють руйнування [142], і є важливою додатковою характеристикою.

Розгортка робочої поверхні зразка (рис. 2.13, в) відображає макрокартину корозійно-втомного руйнування з виявленими на поверхні окремими тріщинами (області a, b, c, e, f), сімейством тріщин (область d) та контуром зламу з характерними точками. В результаті об'єднання макротріщин, що розвиваються в паралельних площинах, утворюються відкольні сходинки [146], максимальна висота яких визначається за характерними точками (1'-1, 2'-2, 3'-3 і т. д.), а про їх розташування на поверхні зламу можна судити з рис. 2.13, б. Сходинки, що знаходяться між ділянками III - IV, V - VI, VII - VIII, VIII - IX напрямлені майже радіально до центру зламу. Така інформація є важливою при створенні моделей зародження та росту корозійно-втомних тріщин.

В рамках концепції взаємозв'язку процесів деформації та руйнування [61] можна припустити, що на ділянці EF сколювання контролюється пластичною деформацією і вимагає додаткових енерговитрат на утворення сходинки.

Аналіз геометричних параметрів зламу (рис. 2.13, табл. 2.1) дозволяє небезпідставно вважати, що процес формоутворення поверхні руйнування починався з одночасного або майже одночасного розвитку макротріщин на найбільших за площею ділянках II та VI, розташованих з протилежних сторін. Сумарна площа цих ділянок  $S_{\text{II, VI}} = 6.117$  мм<sup>2</sup>, з одного боку, перевищує площу зони долому  $S_{\text{д}} = 4.505$  мм<sup>2</sup>, а з іншого – близька до загальної площі решти ділянок корозійно-втомної зони, що складає 9.014 мм<sup>2</sup>. Можна також припустити, що об'єднання макротріщин, які

розвивалися на ділянках V та VI проходило з найменшими енерговитратами, оскільки серед усіх зафіксованих висота сходинки 5'-5 є найменшою, а її розташування – радіальним.

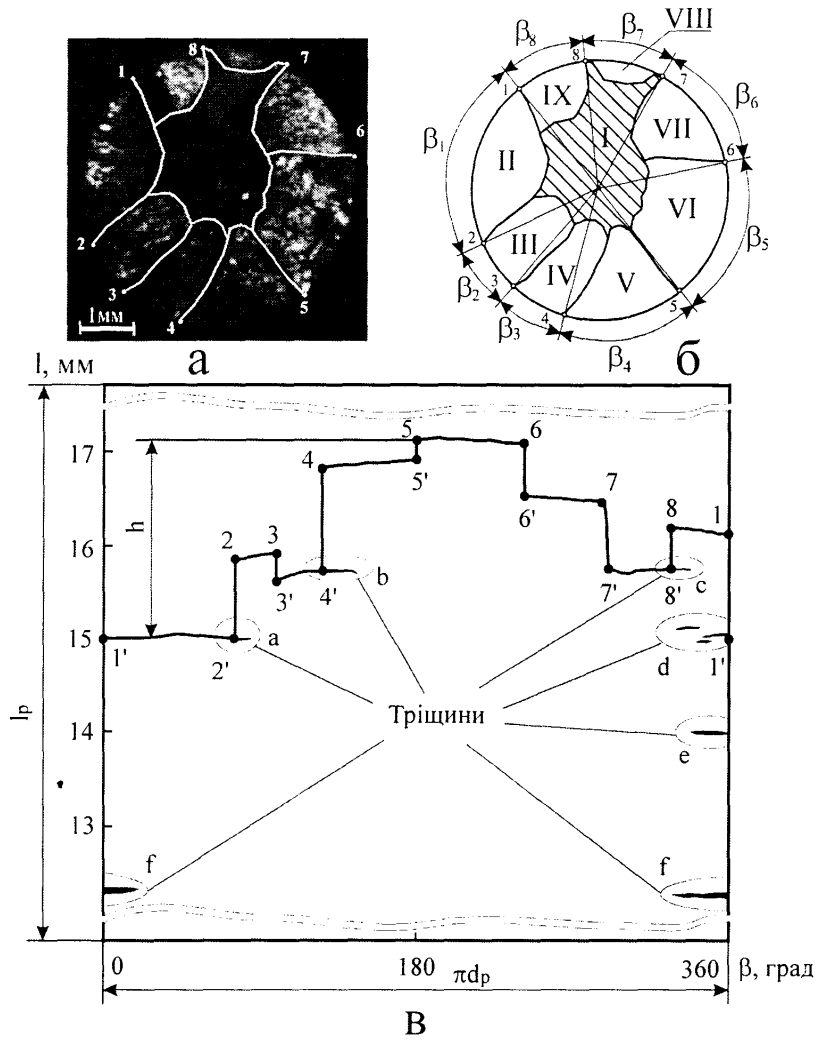


Рис. 2.13. Графічна інтерпретація макробудови корозійно-втомного зламу (текстурована сталь 20,  $d_p = 5$  мм,  $l_p = 50$  мм,  $f = 0,8$  Гц;  $\sigma_a = 310$  МПа;  $N = 25732$  цикли):

а – сканований злам з контурами ділянок; б – схематичне зображення зламу; в – розгортка робочої поверхні зруйнованого зразка.

За аналогією із розвантажувальними надрізами і виточками [53] тріщини на ділянках III, IV, VII, VIII, IX можна теж називати розвантажувальними по відношенню до основних тріщин, що поширювалися на ділянках II та VI. Ефект розвантаження полягає в тому,



що деформація локалізується біля вершин тріщин і закономірно розподіляється. В силу зазначених причин величину залишкової довговічності  $N_3 = N_p - N_T$ , визначену за кінетичними кривими деформації (рис. 2.12), можна уточнити в ході порівняльних фрактографічних досліджень.

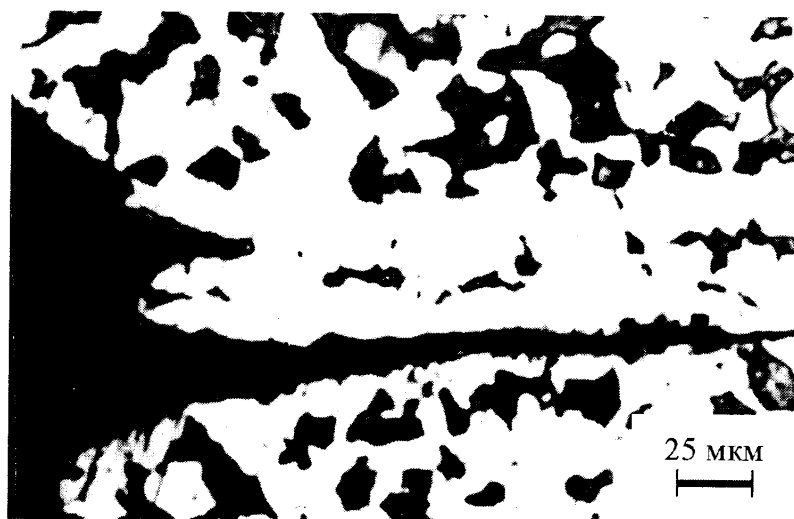
Для низькочастотної малоциклової корозійної втоми, порівняно з низькочастотною багатоцикловою, закономірним є зменшення висоти відкольних макросходинок, кількості характерних ділянок корозійно-втомної зони, відстані  $h$ , відношення  $S_{кв}/S_{д}$ , а також поява тріщин, які відходять від поверхні долому (рис. 2.14, а) і розташовані паралельно осі текстури. Розвиток таких тріщин, в основному, відбувається по тілу витягнутих феритних зерен.

Таблиця 2.1

## Геометричні параметри зламу

Назва параметрів	Номер ділянки зламу								
	I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	IX
Загальна площа ділянок зламу $S_{заг}$ , мм <sup>2</sup>	19,636								
Площі ділянок $S_I...S_{IX}$ , мм <sup>2</sup>	4,51	2,70	1,76	1,67	2,14	3,41	1,92	0,38	1,16
Загальна площа ділянок корозійно-втомної зони $S_{кв}$ , мм <sup>2</sup>	15,131								
Відношення $S_{кв}/S_{д}$ , де $S_{д} = S_I$	3,358								
Характерні кути ділянок $\beta_1... \beta_8$ , град.	–	75,95	23,50	26,35	54,20	62,51	48,43	35,76	33,30
Відстань $h$ між найвіддаленішими поверхнями ділянок, мм	2,14								

На момент спонтанного руйнування на різній відстані від поверхні зламу виявлено корозійно-втомні тріщини (рис. 2.14, б, в), які вже встигли подолати мікроструктурні бар'єри і знаходяться на третій стадії своєї еволюції [67].



а

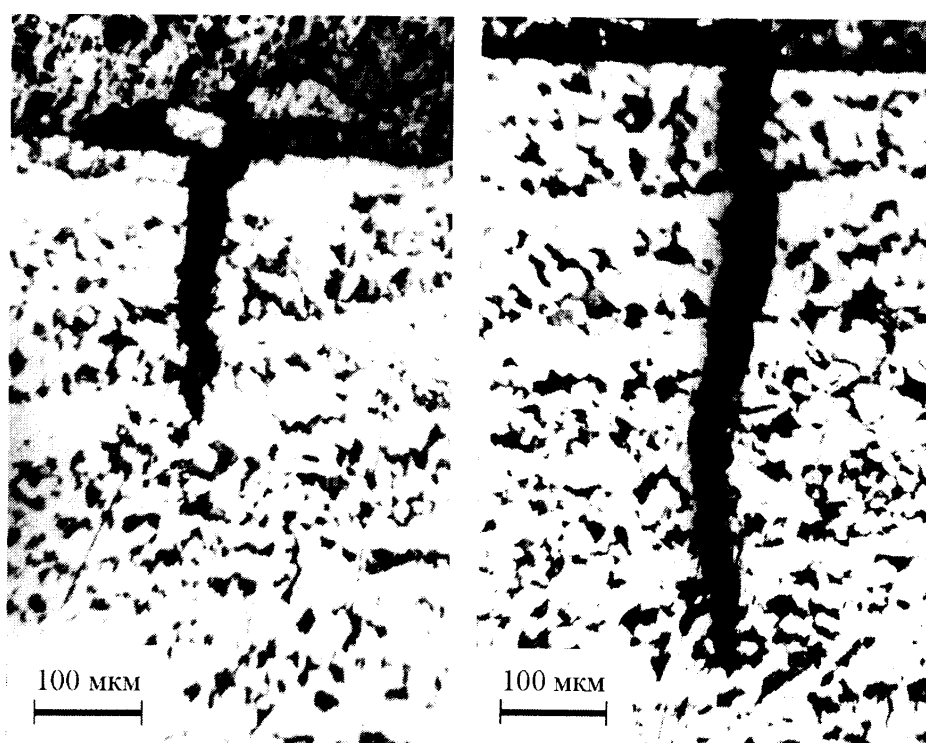


Рис. 2.14. Тріщини в текстурованій сталі 20 після корозійно-втомних випробовувань у морській воді ( $f = 0.8$  Гц,  $\sigma_a = 374$  МПа,  $N = 7426$  циклів): а – тріщина від поверхні долому; б, в – корозійно-втомні тріщини.

Відстань між зазначеними тріщинами складала  $\approx 980$  мкм, а між коротшою тріщиною та поверхнею руйнування –  $\approx 950$  мкм. Траєкторія тріщин нескладна, їх вершини незатуплені, вони не мають розгалужень і розташовані майже перпендикулярно до осі текстури, що вказує на домінування механічного чинника в процесі розвитку тріщин.

Таким чином, використання розробленої нами методики дозволяє підняти на якісно новий рівень дослідження поведінки сталі в конструкції трубопроводу, а також, в подальшому, формувати науково аргументовані підходи для створення нових матеріалів та передових технологій виробництва труб [147].

### **Висновки:**

1. Розроблено автоматизовану випробувальну систему з ЕОМ для комплексного дослідження деформації, руйнування та зміни електродного потенціалу матеріалу трубопроводу при статичному та низькочастотному навантаженні в робочих середовищах, а також конструкції зразків-моделей, виходячи з теорії подібності та моделювання, і технологію їх виготовлення зі стінки труби.
2. Створено високопрецизійний АЦП на базі мікросхеми AD7714 для паралельної реєстрації параметра  $\varepsilon$  ( $\varepsilon_a$ ) та електродного потенціалу зразків-моделей і розроблено оригінальне програмне забезпечення для якісного відстеження швидкоплинних процесів, що істотно розширило діапазон можливостей випробувальної системи.
3. Розроблено спосіб оперативної діагностики зламів матеріалів, який полягає в тому, що сканують поверхню руйнування, опрацьовують одержаний цифровий відбиток у графічному редакторі і, використовуючи комп'ютерну базу даних, роблять висновки про характер та причини руйнування (на даний винахід отримано деклараційний патент України).

4. Створено розширену інженерну методику дослідження корозійно-механічного руйнування матеріалу трубопроводу на базі автоматизованої випробовувальної системи з ЕОМ, в якій вперше результати випробовувань при статичному та низькочастотному навантаженні у морській воді представлено об'єднано, у вигляді кінетичних кривих деформації та електродного потенціалу, а їх аналіз виконується комплексно з графічною інтерпретацією макробудови сканованого зламу та розгортки робочої поверхні зруйнованого зразка-моделі.

## РОЗДІЛ 3

ЗАКОНОМІРНОСТІ ДЕФОРМУВАННЯ МАТЕРІАЛУ ТРУБОПРОВОДУ  
В СТАТИЦІ З УРАХУВАННЯМ ФАКТОРУ ЧАСУ**3.1. Прогнозування деформаційної поведінки елемента трубопроводу за даними повторно-статичних випробовувань зразків-моделей**

Вичерпання несучої здатності елемента або конструкції трубопроводу в цілому може відбутися при досягненні таких основних граничних станів [18, 36]:

- порушення цілісності конструкції або її елемента за міцністю;
- місцева або загальна втрата стійкості;
- досягнення елементом граничних деформацій або прогинів;
- вичерпання елементом втомної або тривалої міцності;
- руйнування в результаті поширення тріщини тощо.

Умови неруйнування конструкції при досягненні елементом граничних деформацій або прогинів наступні:  $\varepsilon_i \leq \varepsilon_{гр}$ ,  $\delta_i \leq \delta_{гр}$ , де  $\varepsilon_i$  та  $\delta_i$  відповідно відносна деформація та переміщення елемента в напрямку, який розглядається;  $\varepsilon_{гр}$  та  $\delta_{гр}$  – граничні значення цих параметрів, які визначаються працездатністю елемента.

Коректність розрахунку  $\varepsilon_i$  та  $\delta_i$  зумовлюється розрахунковими схемами, а правильність встановлення  $\varepsilon_{гр}$  та  $\delta_{гр}$  залежить від надійності даних, отриманих при механічних випробовуваннях.

Найзручніше, з точки зору постановки експерименту, досліджувати і визначати характеристики опору матеріалу деформації та руйнуванню при осьовому розтягу. Однак, в експлуатаційних умовах стінка трубопроводу

працює при складному неоднорідному напруженому стані. В зв'язку з цим набагато прийнятнішими виглядають випробовування на статичний чотириточковий згин (див. рис. 2.10) циліндричних зразків-моделей, коли, внаслідок сталості згинального моменту між точками прикладання навантаження, створюються умови, при яких отримувані результати випробовувань правильно характеризують матеріал і не залежать від можливих неоднорідностей зразка, зокрема структурних, що спостерігається при триточковому згині [57].

Діаграми згину, представлені на рис. 3.1, побудовано за результатами випробовувань на повітрі при температурі 293 К шліфованих зразків-моделей ( $l_p/d = 10$ ) зі сталі 20 після термообробки [148], яка забезпечила хаотичну кристалографічну орієнтацію зерен та їх подрібнення.

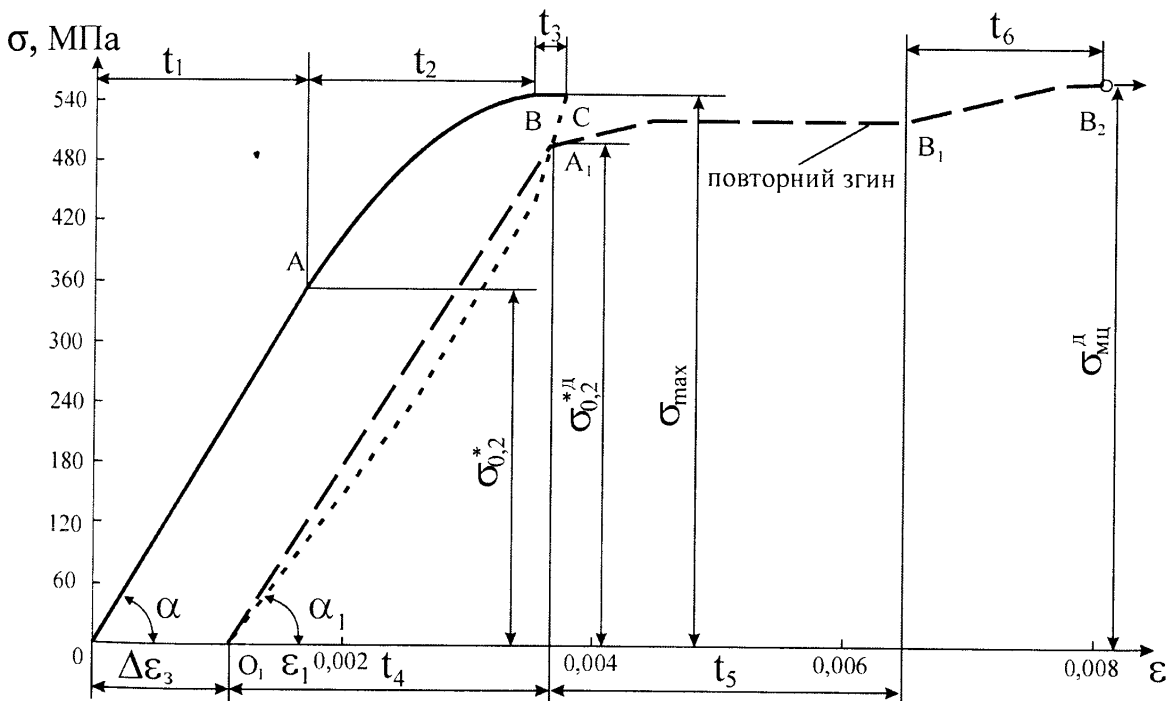


Рис. 3.1. Діаграми згину зразків-моделей

Використовували безпосереднє ступінчасте навантаження (розвантаження) зразка-моделі, яке відповідає абсолютній податливості машини, коли зі зменшенням опірності зразка навантаження, що передається на нього, не зменшується. При збільшенні чи зменшенні

навантаження на один ступінь номінальні напруження змінювалися на величину  $\Delta\sigma = 20$  МПа за час  $t_{н(р)} = 1$  с. Час витримки на кожному ступені  $t_b = 19$  с, а сумарний час  $\Delta t = t_{н(р)} + t_b = 20$  с.

Діаграми згину побудовані за точками, що відповідають значенням  $\epsilon$  після витримки при заданих  $\sigma$ .

При першому згині зразків-моделей відстежували такі характерні ділянки: OA – пружної деформації, AB – деформаційного зміцнення, BC – повзучості. Відповідно, для досягнення ступінчастим навантаженням напруження  $\sigma_{0,2}^*$  витрачено час  $t_1 = 18 \cdot \Delta t = 360$  с, а час проходження деформаційного зміцнення  $t_2 = 9 \cdot \Delta t = 180$  с. Час  $t_3$ , протягом якого досліджували повзучість зразка, складав 360 с.

Нелінійна ділянка CO<sub>1</sub> відповідає розвантаженню зразка, а ділянка O<sub>1</sub>A<sub>1</sub>, яку можна вважати лінійною – повторному навантаженню (згину) за час  $t_4 = 500$  с.

Ділянка A<sub>1</sub>B<sub>1</sub>, на якій вивчали повзучість при повторному згині, відповідає приросту деформації за час  $t_5 = 560$  с при  $\Delta\sigma = 20$  МПа.

На ділянці B<sub>1</sub>B<sub>2</sub>, з приростом деформації за час  $t_6 = 90$  с при  $\Delta\sigma = 40$  МПа, проходить швидкий згин зразка без його руйнування (починаючи з точки B<sub>2</sub> без довантаження), що є характерним для випробовувань в'язких матеріалів [149]. Напруження  $\sigma_{\text{мц}}^{\text{д}}$ , яке відповідає цій точці, приймається за границю міцності при повторному згині.

Діаграми згину показали, що сталь 20 не має чітко вираженої границі текучості. Тому у таких випадках при випробовуваннях на розтяг визначають умовну границю текучості  $\sigma_{0,2}$ , яка відповідає залишковій деформації 0,2 % [125]. Однак, після навантаження довгих зразків-моделей чистим згином до області відчутної повзучості (рис. 3.1, діл. BC) та наступного розвантаження (діл. CO<sub>1</sub>), залишкова деформація  $\Delta\epsilon_3 = 0,0012$ , тобто 0,12 %, що вказує на неприйнятність традиційного способу

визначення такої важливої характеристики механічних властивостей матеріалу трубопроводу.

Пропонується спосіб визначення умовної границі текучості при ступінчастому навантаженні чистим згином, який полягає в тому, що спочатку за експериментальними точками будують діаграму згину. Потім визначають кут нахилу ділянки пружної деформації  $OA$  (рис. 3.2)  $\alpha = \arctg E$ , де  $E$  – модуль Юнга матеріалу. Далі, з точки  $O$  проводять пряму під кутом  $\alpha_1 = \arctg E_1$ . Величину  $E_1$  задаємо, а саме  $\frac{E-E_1}{E} \cdot 100\% = 0,2\%$ , або  $E_1 = 0,998 E$ .

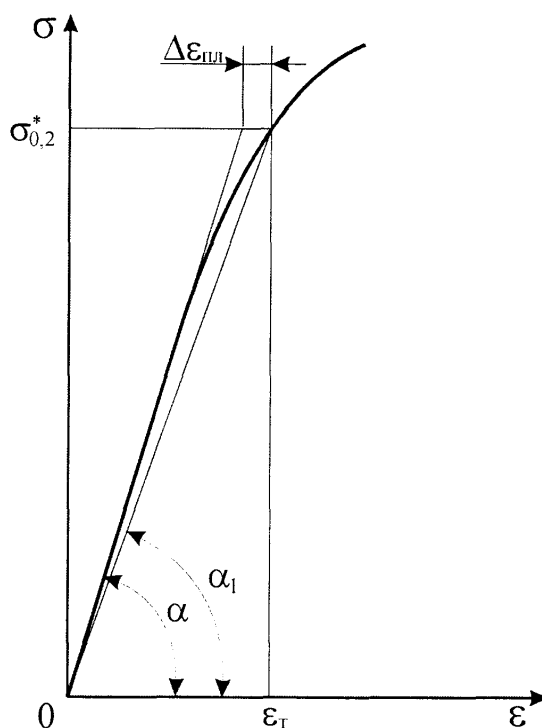


Рис. 3.2. Визначення умовної границі текучості  $\sigma_{0,2}^*$

Тоді пластична деформація

$$\Delta \epsilon_{\text{пл}} = \epsilon_T \cdot 0,002, \quad (3.1)$$

де  $\epsilon_T$  – відносна деформація, що відповідає умовній границі текучості при чистому згині  $\sigma_{0,2}^*$ .

Параметри  $\Delta \epsilon_{\text{пл}}$ ,  $\sigma_{0,2}^*$  та  $E$  взаємозв'язані:



$$\Delta \varepsilon_{\text{пл}} = \frac{0.002 \cdot \sigma_{0,2}^*}{0,998E}. \quad (3.2)$$

Практичне значення величини  $\sigma_{0,2}^*$  двояке. По-перше,  $\sigma_{0,2}^*$  визначає область пружної деформації. При інших рівних умовах чим вище напруження  $\sigma_{0,2}^*$ , тим більший опір матеріалу початковій пластичній деформації, і з цієї точки зору природно, що конструктори прагнуть до отримання матеріалів з максимальним значенням цього параметру; по-друге, положення  $\sigma_{0,2}^*$  по відношенню до  $\sigma_{\text{мц}}^{\text{д}}$  істотно впливає на властивості металу в області пружно-пластичного деформування, де можлива втрата елементом трубопроводу несучої здатності при досягненні граничних деформацій [36]. Але, так чи інакше, вибір допуску 0,2 % від  $\varepsilon_{\text{т}}$  набагато краще пов'язаний з реальними умовами навантаження морських трубопроводів, особливо, якщо врахувати, що статичні навантаження чергуються з низькочастотними.

Для термообробленої сталі 20  $\sigma_{0,2}^* = 360$  МПа, а відношення  $\sigma_{0,2}^*/\sigma_{\text{мц}}^{\text{д}} = 0,64$ . Для порівняння, при осьовому розтягу сталі 20 (ГОСТ 1050-88)  $\sigma_{\text{т}}/\sigma_{\text{мц}} = 0,60$ . Рекомендується, щоб ця характеристика для низьковуглецевої сталі трубопроводу не перевищувала 0,75 [9].

Експериментальне вивчення явища низькотемпературної повзучості, результати якого з часом все більше використовуватимуться в інженерних розрахунках конструкцій трубопроводів, проводиться переважно при розтягу [150]. В умовах неоднорідного напруженого стану при  $T < 293$  К повзучість матеріалу морських трубопроводів вивчена недостатньо, головним чином в теоретичному плані [151].

Характерні криві в координатах відносна деформація повзучості  $\varepsilon_{\text{п}}$  – час  $t$  зображено на рис. 3.3.

Коли витримки в часі невеликі (600 с), повзучості сталі трубопроводу при  $\sigma \leq \sigma_{0,2}^*$  не спостерігається (рис. 3.4), а при  $\sigma = 0,964 \sigma_{\text{мц}}^{\text{л}}$  величина приросту повзучості  $\Delta \epsilon_{\text{п}} = 0,3 \Delta \epsilon_{\text{пл}}$ . Такий великий приріст  $\Delta \epsilon_{\text{п}}$  за відносно короткий час в першу чергу можна пов'язати з наявністю градієнту напружень та специфікою поширення деформації в напрямку до нейтральної лінії зразка [57], беручи до уваги, що відношення  $l_p/d = 10$ .

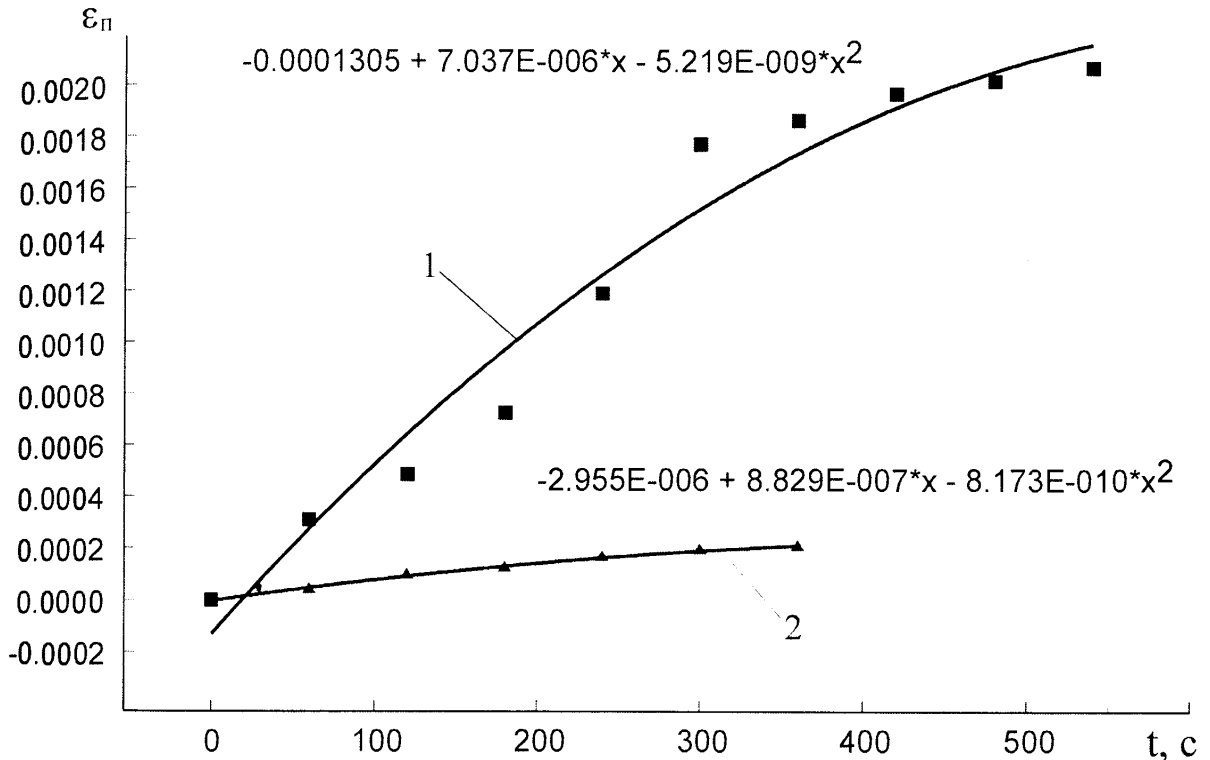


Рис. 3.3. Повзучість на ділянках  $A_1B_1$  (1) та BC (2) діаграм згину

При тривалій експлуатації трубопроводів область низькотемпературної повзучості, що лежить між кривими АВ та АС (рис. 3.4), буде закономірно зростати. Відзначимо, що процес повзучості носить затухаючий характер [152], оскільки можливе постійне зменшення числа дислокаційних відрізків, здатних переміщатися та викликати деформацію при незмінному навантаженні [150, 151].

Загальний приріст деформації  $\Delta \epsilon$  за час  $t$  для даного діапазону напружень (рис. 3.4) можна визначити за формулою

$$\Delta \epsilon = \Delta \epsilon_{\text{пр}} + \Delta \epsilon_{\text{пл}} + \Delta \epsilon_{\text{п}}, \quad (3.3)$$

де  $\Delta\varepsilon_{пр}$  – приріст пружної деформації при досягненні заданого рівня напружень ступінчастим навантаженням.

Фізичний зміст виразу (3.3) можна представити наступним чином. Пружна деформація  $\varepsilon_{пр}$ , визначена з допуском 0,2 % на  $E$ , виникає внаслідок зміни відстаней в кристалічній ґратці і після зняття навантаження зникає. Якщо  $\sigma > \sigma_{0,2}^*$ , то крім пружної з'являється і пластична деформація  $\varepsilon_{пл}$ , яка може отримувати приріст в часі  $\Delta\varepsilon_{пл}$ , тим більший, чим більший рівень постійно діючого незмінного навантаження.

Експериментально встановлено (рис. 3.1), що при розвантаженні зразків-моделей  $\Delta\varepsilon_3 \approx \Delta\varepsilon_{пл} + \Delta\varepsilon_{пр}$ , що, зокрема, представляє інтерес в плані прогнозування тривалої міцності трубопроводу в умовах статичного згину.

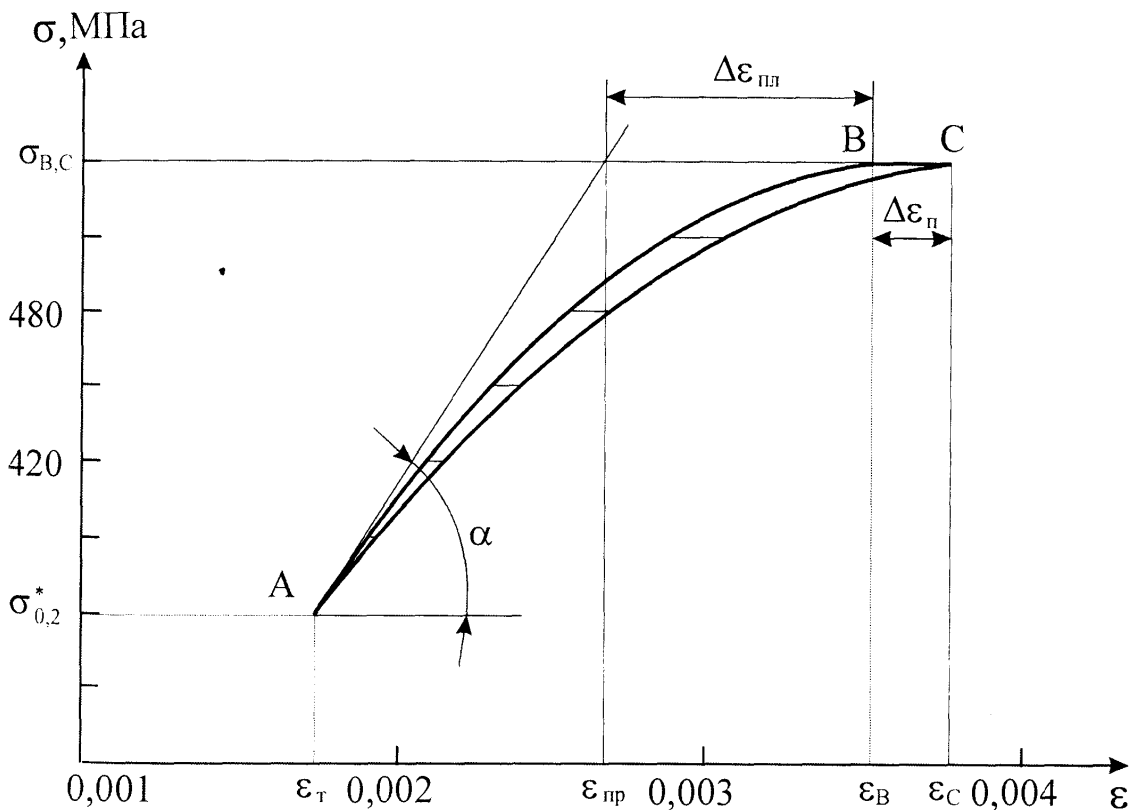


Рис. 3.4. Приріст повзучості на ділянці АВ при  $t = 600$  с

Випробовування показали, що ефект Баушінгера, який проявляється в тому, що границя текучості при повторному розтягу дорівнює максимальному напруженню, досягнутому при першому розтягу, при деформації чистим згином довгих зразків-моделей в повній мірі не

спостерігається (рис. 3.1), якщо розвантаженню передують повзучість зразка (діл. ВС), тобто  $\sigma_{0,2}^{*д} < \sigma_{\max}$ . Це явище спостерігалось нами на всіх без винятку зразках-моделях. Відзначимо також, що опірність зразків пружній деформації при повторному згині зменшується ( $E_d = 0,9 E = 1,86 \cdot 10^5$  МПа, де  $E_d$  – умовний модуль пружності повторно деформованої сталі, визначений як тангенс кута нахилу прямої, що з'єднує точки  $O_1$  та  $A_1$  петлі гістерезису).

З експерименту також випливає, що попереднє ступінчасте навантаження з витримкою  $t_3$  при  $\sigma_{\max}$  дозволяє при повторному навантаженні отримати близькі значення  $\sigma_{0,2}^{*д}$  та  $\sigma_{\text{мц}}^д$ , що практично перетворює сталь трубопроводу в пружно-ідеально-пластичний матеріал при залишковій деформації від першого згину  $\Delta\varepsilon_3 = 0,0012$ .

Таким чином, поведінка сталі трубопроводу в умовах повторно-статичного ступінчастого навантаження з характерними витримками в часі може бути прогнозованою і повинна враховуватися у відповідних розрахункових схемах.

### **3.2. Особливості деформування текстурованої сталі трубопроводу при навантаженні чистим згином**

В конструкціях морських трубопроводів, які експлуатуються в районах шельфів Чорного і Азовського морів [153], добре зарекомендували себе безшовні труби зі сталі 20 з вмістом Карбону 0,17 – 0,24 % (в європейських нормах для таких трубопроводів закладено максимальний вміст Карбону в сталі 0,14 – 0,18 % [154]).

В результаті доволі складної технології виробництва безшовних гарячедеформованих труб діаметром до 426 мм [155, 147] в матеріалі труби – низьковуглецевій сталі формується напружений стан з текстурованими компонентами (витягнутими в напрямку прокатки труб зернами фериту та перліту [156]). Виникає відчутна анізотропія фізико-механічних властивостей текстурованої сталі 20. Механічні властивості вздовж осі волокна покращуються, а в напрямку, перпендикулярному осі текстури, погіршуються [157]. Тому питанням вибору чи визначення механічних характеристик, придатних для практичної оцінки та розрахунку напружено-деформованого стану сталі в конструкції трубопроводу, необхідно приділяти особливу увагу і обов'язково пов'язувати цей вибір з попереднім аналізом складних умов експлуатації морських трубопроводів [11, 12]. Важливо оперувати не лише механічними характеристиками, взятими із довідників та державних стандартів, а й отриманими на зразках-моделях, виготовлених зі стінки труби.

Мета даної роботи [134] полягала в проведенні порівняльних досліджень поведінки текстурованої та нетекстурованої сталі 20 при статичному та повторно-статичному навантаженні чистим згином на повітрі при температурі 293 К, використовуючи зразки-моделі діаметром шліфованої робочої частини  $d = 5$  мм та розрахунковою довжиною  $l_p = 50$  мм.

Мікроструктурний аналіз текстурованих зразків показав (рис. 3.5, а), що в матеріалі труби особливо сильно витягнуті феритні зерна і добре простежується пошарове розташування феритних та перлітних (коротших) зерен.

Границі феритних зерен нечіткі, що можна пояснити близькими значеннями швидкості розчинення в травнику зерна та границь зерен [158].

В нетекстурованих зразках відповідно підібраними режимами термічної обробки [148] досягали подрібнення зерен фериту та перліту (рис. 3.5, б).

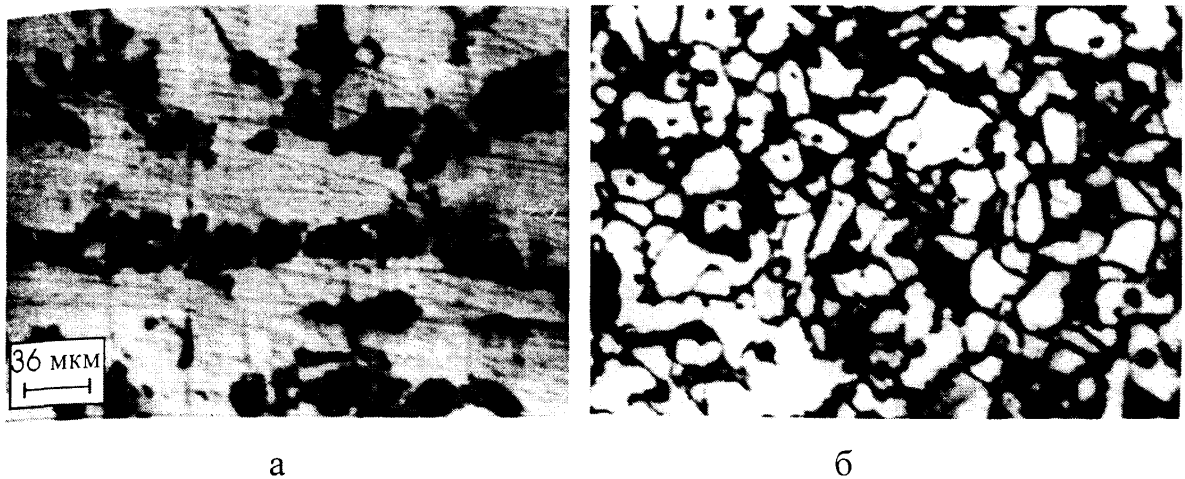


Рис. 3.5. Мікроструктура текстурованої (а) та нетекстурованої (б) сталі 20

Твердість нетекстурованої і текстурованої сталі відповідно складала НВ 130 та 120.

Як і в попередніх випробовуваннях (рис. 3.1),  $\Delta\sigma = 20$  МПа, а  $t_{н(р)} = 1$  с. На ділянках  $oab$ ,  $co_1$ ,  $o_1a_1$  та  $o_1a_1b_1$  час витримки на кожній ступені  $t_b = 19$  с, а сумарний час  $\Delta t = t_{н(р)} + t_b = 20$  с (рис. 3.6).

Додаткову інформацію про поведінку сталі трубопроводу в статиці отримували при повторному згині зразків-моделей. Випробовування проводили в такій послідовності: при першому згині досягали рівня напружень  $\sigma_n$ , при якому мала місце логарифмічна повзучість, а потім – стабілізації деформації  $\epsilon$  протягом часу  $t_{нн}$  та  $t_{пт}$  відповідно для нетекстурованої та текстурованої сталі 20 (рис. 3.6, ділянки ВС,  $b'c'$ ). В результаті розвантаження та повторного навантаження (рис. 2, ділянки  $CO_1, O_1A_1$ ,  $co_1$ ,  $o_1a_1$ ) отримано криві, які між точками  $A_1$  та  $O_1$  не співпадають і утворюють петлі гістерезису (рис. 3.6, б, г). Площа петлі гістерезису, яка визначає втрати механічної енергії в процесі циклу навантаження-розвантаження [159], є кількісною структурно чутливою характеристикою непружності сталі трубопроводу.

Дослідження показали, що механічні характеристики текстурованої сталі 20 виявилися відчутно нижчими, ніж сталі 20 з хаотичною кристалографічною орієнтацією зерен (табл. 3.1). Границя текучості при першому ( $\sigma_{0,2}^*$ ) та повторному ( $\sigma_{0,2}^{*л}$ ) згині, а також границя міцності при повторному згині ( $\sigma_{\text{мл}}$ ) відповідно знизилася на 24, 19 і 20 %.

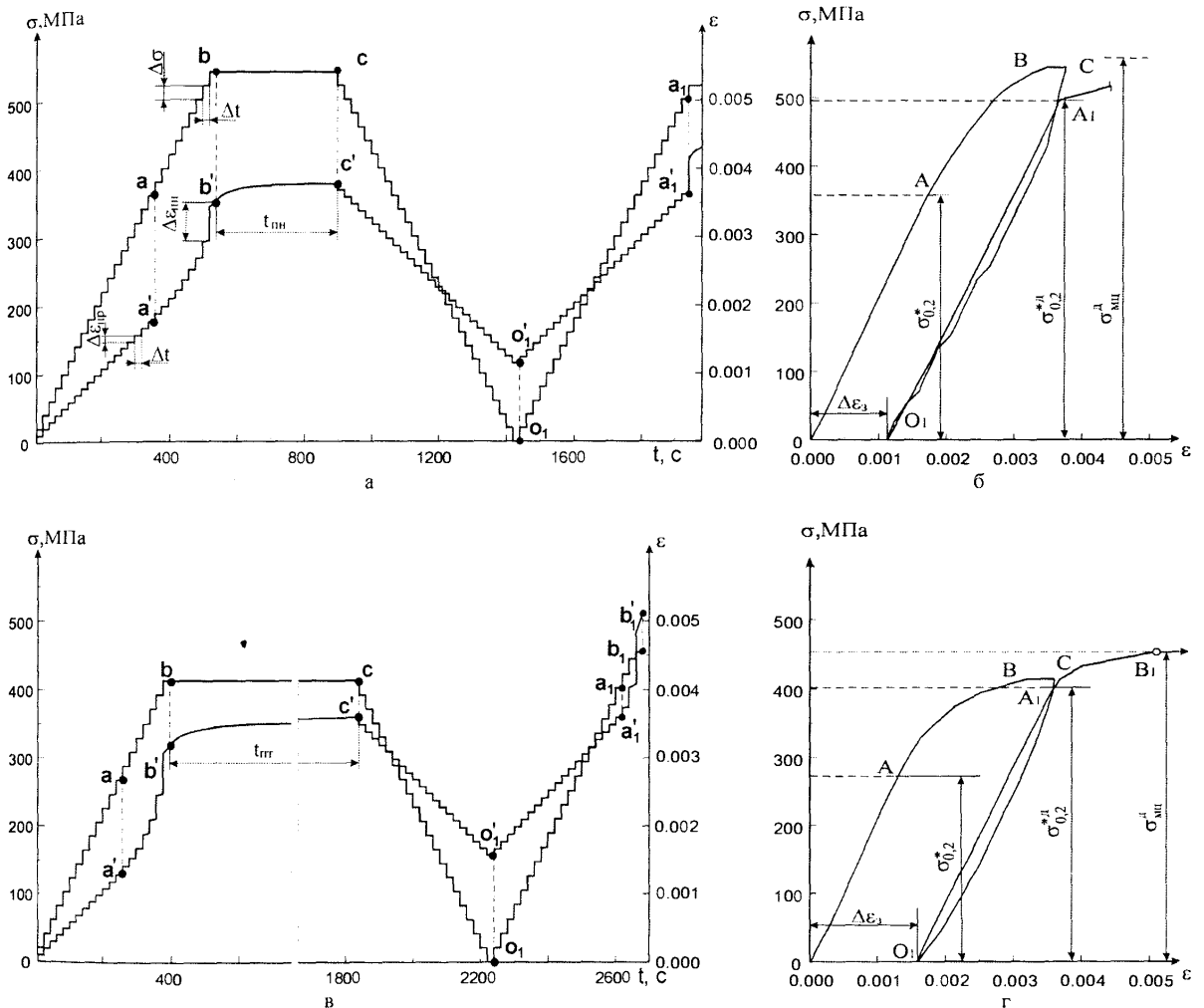


Рис. 3.6. Графіки зміни напружень і деформацій в часі (а, в) та діаграми згину (б, г) для зразків-моделей із нетекстурованої (а, б) та текстурованої (в, г) сталі 20.

Зміна структури сталі істотно не позначається на величині модуля пружності  $E$ , залежній, як відомо [159], від сил взаємодії між елементами кристалічної ґратки. Із збільшенням навантаження на один ступінь приріст пружної деформації  $\Delta\epsilon_{\text{пр}}$  залишається сталим і не залежить від сумарного часу  $\Delta t$  (рис. 3.6, ділянки  $oa$  та  $oa'$ ).

Умовний модуль пружності повторно деформованої сталі  $E_d$  зменшується порівняно з модулем пружності сталі у вихідному стані  $E$  (табл. 3.1). Він характеризує опірність сталі пружній деформації при повторному згині.

При пульсуючому згині з витримкою  $t_{пт} = 420$  с і  $\sigma_{п} = 415$  МПа умовний модуль пружності  $E_d$  дещо збільшується, тобто  $\alpha > \alpha_2 > \alpha_1$  (рис. 3.7), а приріст деформації в процесі повзучості  $\Delta\varepsilon_{п}$  – зменшується (рис. 3.7, 3.8). Якщо повзучість сталі трубопроводу представляє собою незворотну деформацію, то її можна розглядати як повільну текучість [150]. Форма і ширина петлі гістерезису при такому розвантаженні – навантаженні від циклу до циклу змінюються незначно. При цьому криві навантаження ближчі до лінійної залежності, ніж криві розвантаження.

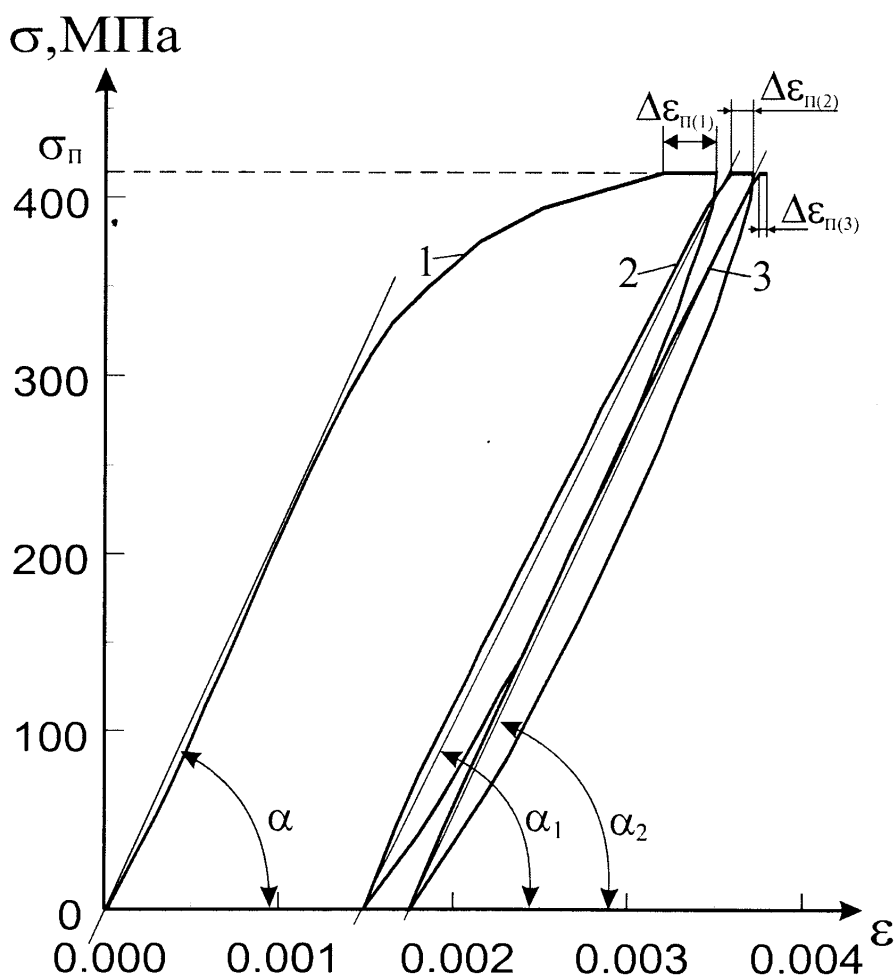


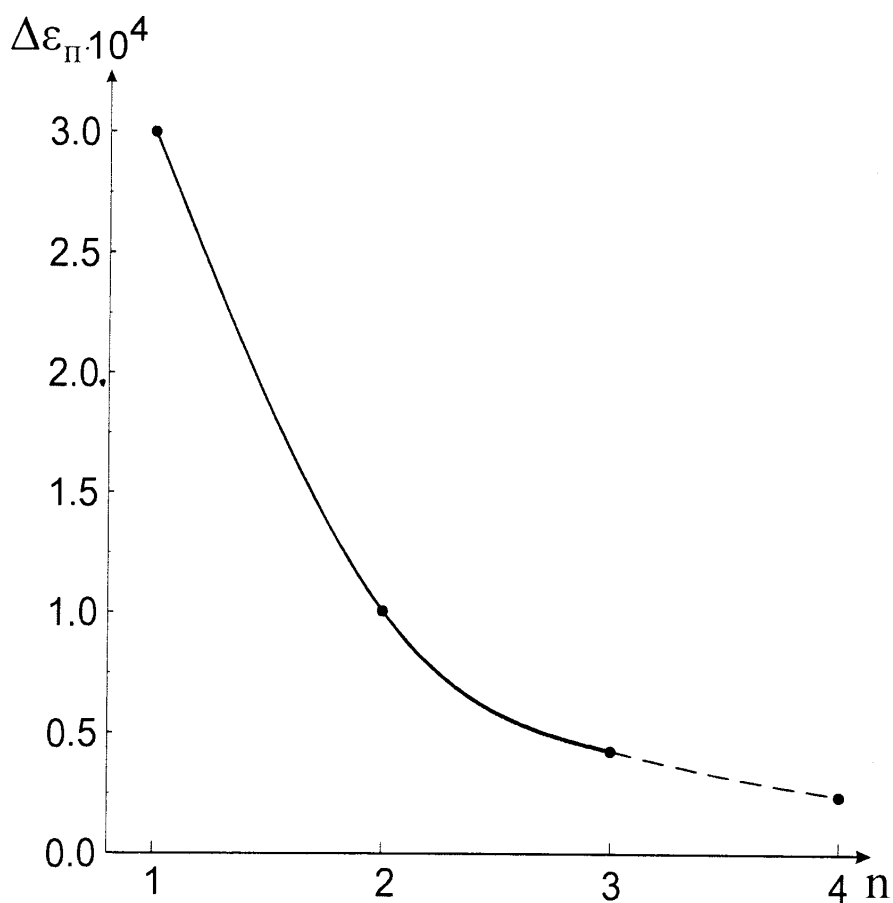
Рис. 3.7. Деформування текстурованої сталі 20 при пульсуючому згині.



Таблиця 3.1

Фізико-механічні характеристики сталі 20 з різною структурою

Матеріал та його характеристика	$E \cdot 10^{-5}$	$E_{\perp} \cdot 10^{-5}$	$\sigma_{0,2}^*$	$\sigma_{0,2}^{* \perp}$	$\sigma_{\text{мц}}^{\perp}$	$\sigma_{0,2}^* / \sigma_{\text{мц}}^{\perp}$	$\Delta \varepsilon_3 \cdot 10^3$
	МПа						
Сталь 20 (нетекстурована)	2,06	1,86	360	495	565	0,64	1,15
Сталь 20 (текстурована)	2,06	1,96	273	402	454	0,60	1,56

Рис. 3.8. Залежність приросту деформації при повзучості від числа півциклів навантаження  $n$  ( $\sigma_{\text{п}} = 415$  МПа)

Важливою особливістю ступінчастого навантаження є те, що на діаграмах згину умовні границі пружності та текучості можуть бути відстежені у функціональній залежності від часу. Тобто, при зміні режимів

навантаження (параметрів  $\Delta\sigma$  та  $\Delta t$ ) однаковим рівням напружень в області точки А на діаграмах згину відповідають різні значення залишкової деформації  $\Delta\varepsilon_z$ , зафіксованої після ступінчастого розвантаження. Чим менший допуск на залишкову деформацію, тим нижчі значення границь пружності та текучості. Вибір допуску потрібно пов'язувати як з умовами реального навантаження трубопроводів, специфікою їх будівництва та експлуатації, так і з масштабним фактором [53, 160].

Дослідження несучої здатності сталі трубопроводів в області пружно-пластичного деформування передбачають аналіз закономірностей деформаційного зміцнення зразків-моделей з різною структурою використовуючи як діаграми згину, побудовані в координатах номінальне напруження  $\sigma$  – відносна деформація крайнього волокна  $\varepsilon$  (рис. 3.6, б, г), так і зведені діаграми згину, виражені у відносних координатах  $\bar{\sigma} = \frac{\sigma}{\sigma_{0,2}^*}$  та

$\bar{\varepsilon} = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_T}$ , де  $\varepsilon_T$  – відносна деформація крайнього волокна при  $\sigma_{0,2}^*$  (рис. 3.9).

Аналітичний опис з високою точністю криволінійних ділянок деформування, зокрема, при ступінчастому навантаженні чистим згином, пов'язаний з певними труднощами [161]. В зв'язку з цим важливою є розробка такого способу представлення ділянки деформаційного зміцнення, при якому би спрощувався розв'язок інженерних задач пластичності та полегшувалося вивчення напружено-деформованого стану несучих елементів трубопроводів [36].

Для сталей трубопроводів з різними фізико-механічними властивостями та структурою пропонується використовувати схематизовані зведені діаграми згину, які для нашого випадку представлені ламаними  $O\bar{A}\bar{B}_n\bar{C}_n$  та  $O\bar{A}\bar{B}_T\bar{C}_T$  (рис. 3.9, б).

При такій графічній інтерпретації ділянка  $O\bar{A}$ , яка відповідає пружній деформації, для текстурованої та нетекстурованої сталі є спільною, і її довжина дорівнює  $\sqrt{2}$ . Рівняння прямої  $O\bar{A}$  буде

$$\bar{\varepsilon} = \bar{k}_1 \cdot \bar{\sigma} \quad \text{при } \bar{\sigma} \leq 1, \quad (3.4)$$

де  $\bar{k}_1 = 1$  – схематизований коефіцієнт пружної деформації.

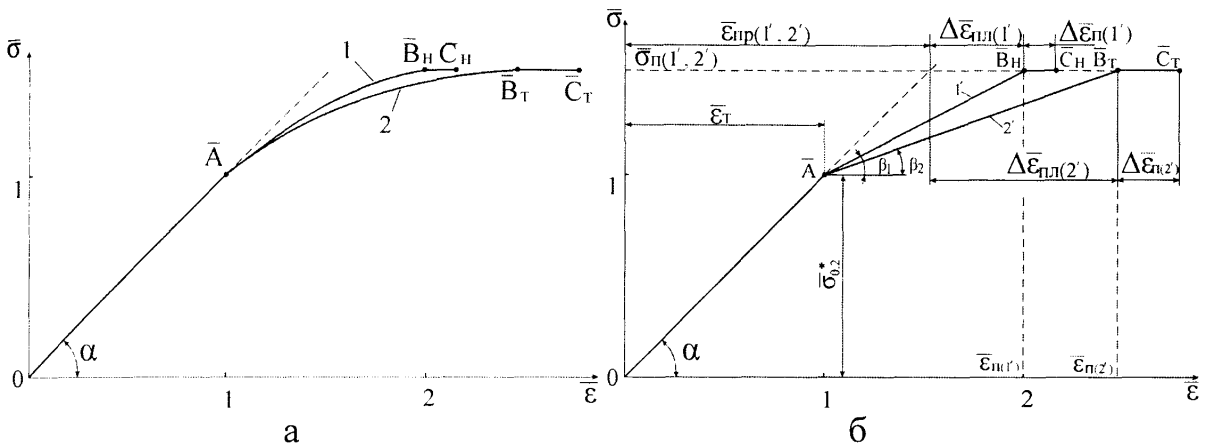


Рис. 3.9. Зведені діаграми згину для нетекстурованої (1, 1') та текстурованої (2, 2') сталі 20 у початковому (а) та схематизованому (б) вигляді.

Відповідно схематизований модуль пружності  $\bar{E} = \frac{1}{\bar{k}_1} = 1$ ,  $\text{tg} \alpha = \bar{E} = 1$  і  $\alpha = 45^\circ$ . Вважаємо, що пластична деформація починається в точці  $\bar{A}$  при  $\bar{\sigma} = \bar{\sigma}_{0.2}^* = 1$  та  $\bar{\varepsilon} = \bar{\varepsilon}_T = 1$ . Тоді рівняння прямих  $\bar{A}\bar{B}_n$  та  $\bar{A}\bar{B}_t$  можна представити загальною формулою

$$\bar{\varepsilon} = 1 + \bar{k}_2(\bar{\sigma} - 1) \quad \text{при } 1 \leq \bar{\sigma} \leq \bar{\sigma}_n, \quad (3.5)$$

де  $\bar{k}_2$  – схематизований коефіцієнт пластичної деформації,  $\bar{\sigma}_n$  – схематизоване номінальне напруження, при якому має місце логарифмічна повзучість [130] (горизонтальні ділянки  $\bar{B}_n\bar{C}_n$  та  $\bar{B}_t\bar{C}_t$ ).

Відповідно схематизований модуль пластичності  $\bar{E}_n = \frac{1}{k_2}$ . Даний параметр характеризує опірність сталі пластичній деформації.

В загальному випадку

$$\bar{E}_n = \operatorname{tg}\beta = \frac{\bar{\sigma}_n - \bar{\sigma}_{0,2}^*}{\bar{\varepsilon}_n - \bar{\varepsilon}_\tau}, \quad (3.6)$$

де  $\bar{\varepsilon}_n = \bar{\varepsilon}_{np} + \Delta\bar{\varepsilon}_{nl}$  (рис. 3.9, б).

Враховуючи, що  $\bar{\sigma}_{0,2}^* = 1$ ,  $\bar{\varepsilon}_\tau = 1$  та  $\bar{\varepsilon}_{np} = \bar{\sigma}_n$  (рис. 3.9, б) отримаємо

$$\bar{E}_n = \frac{1}{1 + \frac{\Delta\bar{\varepsilon}_{nl}}{\bar{\sigma}_n - 1}}. \quad (3.7)$$

Дані табл. 3.2 показують, що для оцінки пластичності можна використовувати параметри  $\Delta\bar{\varepsilon}_{nl}$  та  $\Delta\bar{\varepsilon}_n$ , за якими текстурована сталь 20 виглядає пластичнішою у порівнянні з нетекстурованою.

Таблиця 3.2

Оцінка пластичності та деформаційного зміцнення сталі 20 за отриманими зі схематизованих діаграм параметрами

Матеріал	$\bar{\sigma}_{0,2}^*$	$\bar{\varepsilon}_\tau$	$\bar{\sigma}_n$	$\bar{\varepsilon}_n$	$\Delta\bar{\varepsilon}_{nl}$	$\Delta\bar{\varepsilon}_n$	$\frac{\beta_1}{\alpha}$	$\frac{\beta_2}{\alpha}$	$\bar{E}$	$\bar{E}_n$
Сталь 20 (нетекстурована)	1	1	1,52	2,00	0,48	0,15	0,61	-	1	0,52
Сталь 20 (текстурована)	1	1	1,52	2,46	0,94	0,31	-	0,43	1	0,36

Оцінку деформаційного зміцнення доцільно проводити за параметрами  $\bar{E}_n$  та  $\frac{\beta}{\alpha}$ , які вказують на те, що більше зміцнюється, тобто чинить більший опір пластичним деформаціям, нетекстурована сталь 20.

Таким чином, в результаті проведених лабораторних випробовувань зразків-моделей з низьковуглецевої сталі трубопроводу з різною структурою при статичному та повторно-статичному ступінчастому навантаженні чистим згином виявлено загальні закономірності пружного та пружно-пластичного деформування з врахуванням фактору часу і визначено важливі нестандартні характеристики пружності, пластичності, деформаційного зміцнення, повзучості, що в сукупності сприятиме поясненню поведінки сталі в конструкції трубопроводу та пошуку шляхів підвищення його надійності в екстремальних умовах експлуатації.

### 3.3. Ефекти пластичного деформування зварного з'єднання труб

При розробці конструктивно-технологічних міроприємств по зварюванню морських трубопроводів не обійтися без експериментальних досліджень деформації зварного з'єднання при різних схемах та режимах навантаження [162, 163].

Статичні випробовування чистим згином на повітрі при температурі 293 К проводили на зразках-моделях з  $l_p/d = 4$ , в яких зварний шов розташований посередині робочої частини зразка.

Мікро- та макроструктурний аналіз (рис. 3.10) засвідчив класичну будову зварного з'єднання [113], в якому чітко простежується зварний шов та зона термічного впливу, що складається з близькошовної зони (I), нагрітої в процесі зварювання вище критичних точок [42], та віддаленої

зони (II), де, очевидно, основний метал труби був нагрітий нижче критичних точок.



Рис. 3.10. Макробудова зварного з'єднання (поздовжній шліф)

Випробування показали (рис. 3.11), що зварне з'єднання, яке в межах робочої частини зразка-моделі можна розглядати як композицію „зварний шов – зона термічного впливу” (ЗШ – ЗТВ), володіє високою пластичністю. На це вказує величина та характер зміни параметра  $\Delta\varepsilon_3$  при збільшенні  $\sigma$  (рис. 3.11, в), а також кінетика повзучості на ділянці ВС (рис. 3.12).

Для практичного використання криву напруження – залишкова деформація (рис. 3.11, в) можна представити у вигляді двох ділянок: нелінійної **oa**, що відповідає збільшенню  $\Delta\varepsilon_3$  з наростаючою інтенсивністю, та близької до лінійної **ab** зі стабільним високим приростом  $\Delta\varepsilon_3$  (характеризується кутом  $\beta$ ) до рівня напружень  $(0,8...0,9)\sigma_{\text{мц}}^{\text{д}}$  (при вищих значеннях  $\sigma$  інтенсифікуються процеси повзучості).

Виходячи з теорії приросту деформації [161], для визначення граничної залишкової деформації  $\Delta\varepsilon_{\text{гр}}$ , при якій експлуатація зварного з'єднання може вважатися ще безпечною, пропонується такий методичний підхід. Ділянку **ab** продовжують до перетину з віссю ординат і знаходять напруження  $\sigma_{\text{гр}}$ , базову точку **n** та відповідно  $\Delta\varepsilon_{\text{гр}}$ . При заданій схемі та режимах навантаження  $\sigma_{\text{гр}} \approx 1,9\sigma_{0,2}^*$ , а  $\Delta\varepsilon_{\text{гр}} \approx 0,12\%$ .

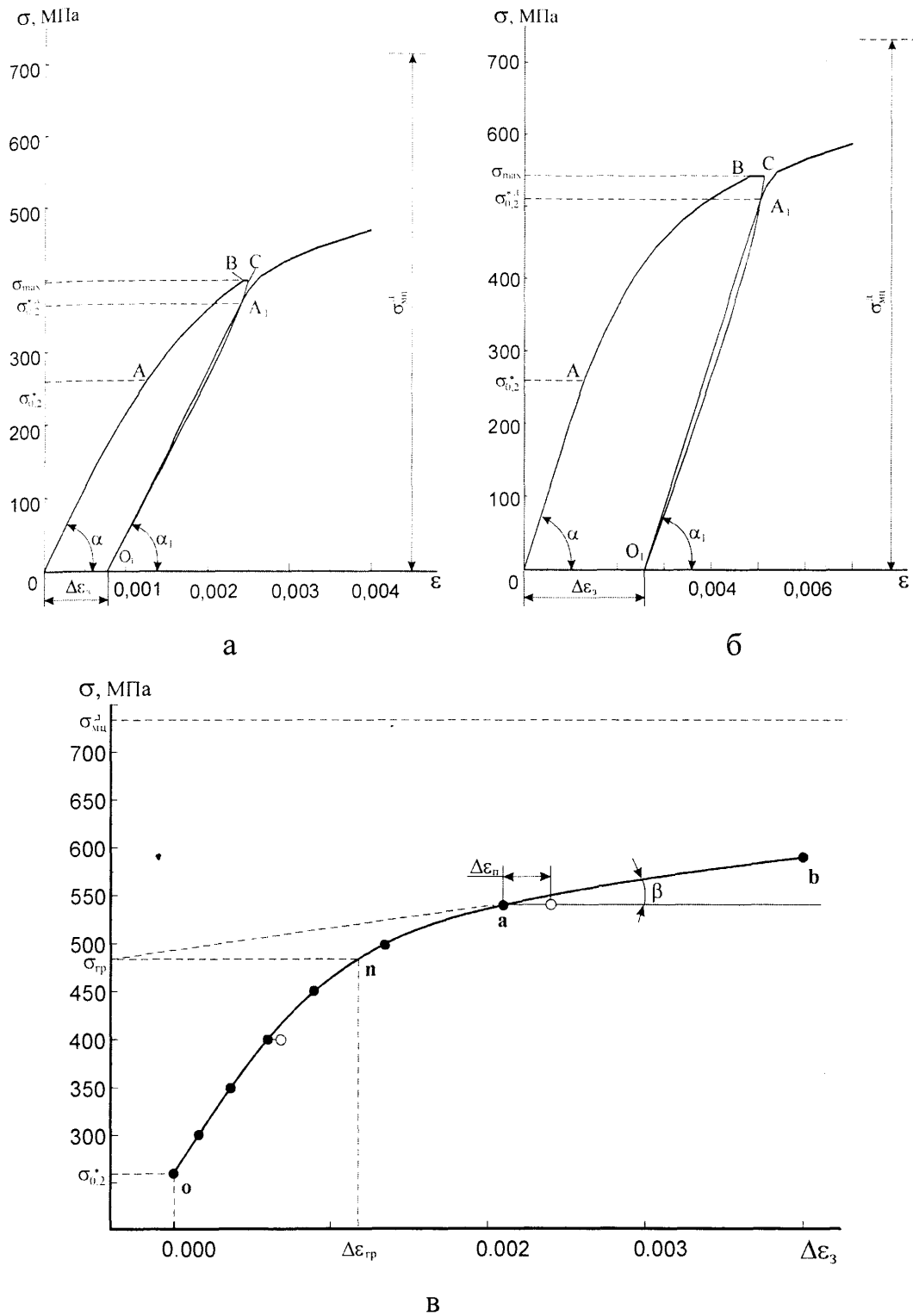


Рис. 3.11. Оцінка пластичності (а-в) та визначення граничної залишкової деформації (в) зварного з'єднання:

● – витримка 20 с; ○ – витримка 360 с.

З діаграм згину для композиції ЗШ – ЗТВ (рис. 3.11) визначали параметри  $\sigma_{0,2}^*$ ,  $\sigma_{0,2}^{*д}$  та  $\sigma_{мц}^д$ . Встановлено, що  $\sigma_{0,2}^* = 260$  МПа (для

основного металу – текстурованої сталі 20 ( $\sigma_{0,2}^* = 275$  МПа). Параметр  $\sigma_{0,2}^{*д}$ , як і очікувалося, строго залежить від рівня  $\sigma$  в пружно-пластичній області і завжди менший від напруження  $\sigma_{\max}$ , що відповідає ділянці повзучості ВС. При збільшенні  $\sigma_{\max}$  з 397 до 542 МПа  $\sigma_{\max}^д$  зростає з 710 до 735 МПа, що можна пов'язати зі збільшенням ділянки деформаційного зміцнення АВ.

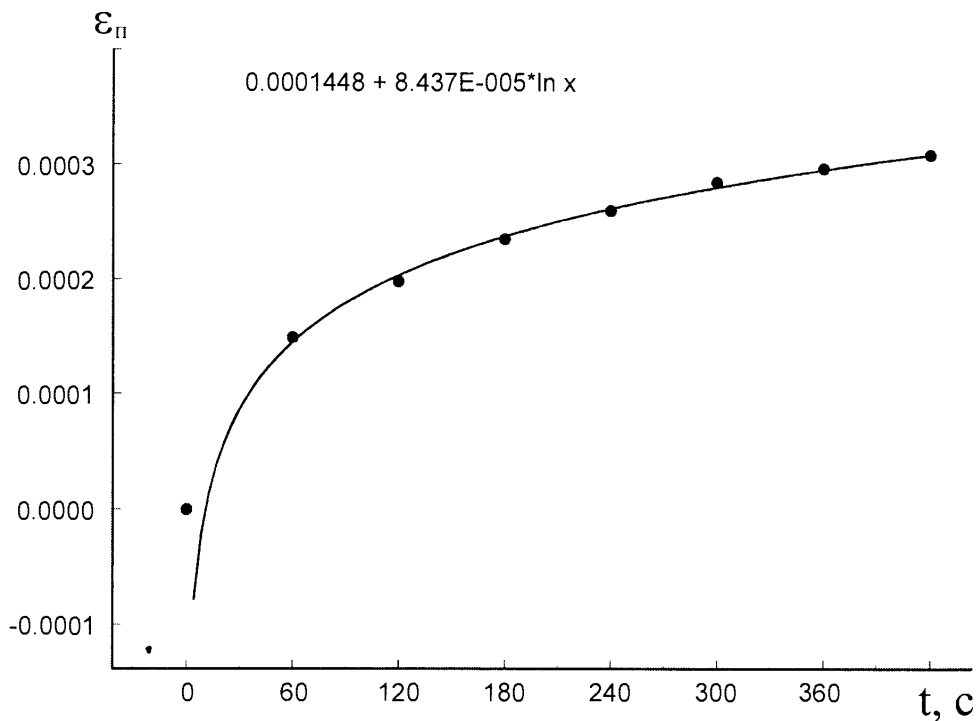


Рис. 3.12. Повзучість зварного з'єднання на ділянці ВС ( $\sigma = 542$  МПа)

Дослідження показали, що пластичність зварного з'єднання, яку добре характеризують параметри  $\Delta\varepsilon_3$  та  $\Delta\varepsilon_{п}$ , це незворотний процес, який із самого початку має гістерезисний ефект (рис. 3.11, а, б). При  $\sigma_{\max} = 397$  МПа петля гістерезису виглядає майже закритою і простежується приблизно до половини ділянки  $O_1A_1$ . У випадку, коли  $\sigma_{\max} = 542$  МПа, спостерігається повна петля гістерезису, ширина якої, у порівнянні з першим випадком, зростає практично вдвічі.

Можна прогнозувати, що при подальшому розвитку досліджень пластичності композицій ЗШ – ЗТВ запропонованим методом, з метою виявлення закономірностей досягнення композицією граничних станів та формування її несучої здатності в умовах експлуатації, виникне потреба у



використанні методології структурної механіки руйнування – нового перспективного напрямку [164]. Це відкриє шляхи структурної оптимізації зварних з'єднань.

### **3.4. Оцінка несучої здатності елемента трубопроводу з концентраторами напружень**

Одна із особливостей випробовувань на згин зразків-моделей з надрізом (рис. 2.9, в) полягає в тому, що в такий спосіб вдається довести до руйнування пластичний матеріал трубопроводу – сталь 20 або зварне з'єднання [135]. На зразках-моделях з відношенням  $l_p/d = 4$  та 10 (рис. 2.9, а, б) цього досягнути неможливо [130, 134].

Напружено-деформований стан матеріалу трубопроводу біля вершини концентратора зумовлений, в першу чергу, градієнтом напружень при згині [57], концентрацією напружень, що залежить від геометрії надрізу [53], локалізацією деформацій та релаксацією напружень [159].

Випробовування у повітрі при температурі 293 К проводили на зразках-моделях з нетекстурованої сталі 20 з кільцевим надрізом глибиною  $\frac{D-d}{2} = 2,5$  мм та початковим радіусом  $r_0 = 0,75$  мм. При інтерпретації результатів досліджень виходили з того, що інтенсивна пружно-пластична деформація відбувається біля вершини концентратора, оскільки  $d \ll D$ .

Аналіз діаграм номінальне напруження – розкриття надрізу показав (рис. 3.13), що збільшення параметру  $\delta^H$  спочатку відбувається пропорційно ( в межах точності експерименту) збільшенню  $\sigma$ . Ця пропорційність порушується, коли  $\sigma > \sigma_{\text{пц}}^k$ , де  $\sigma_{\text{пц}}^k$  - границя

пропорційності при заданих геометричних параметрах надрізу. У нашому випадку  $\sigma_{\text{пц}}^{\text{к}} = 545$  МПа.

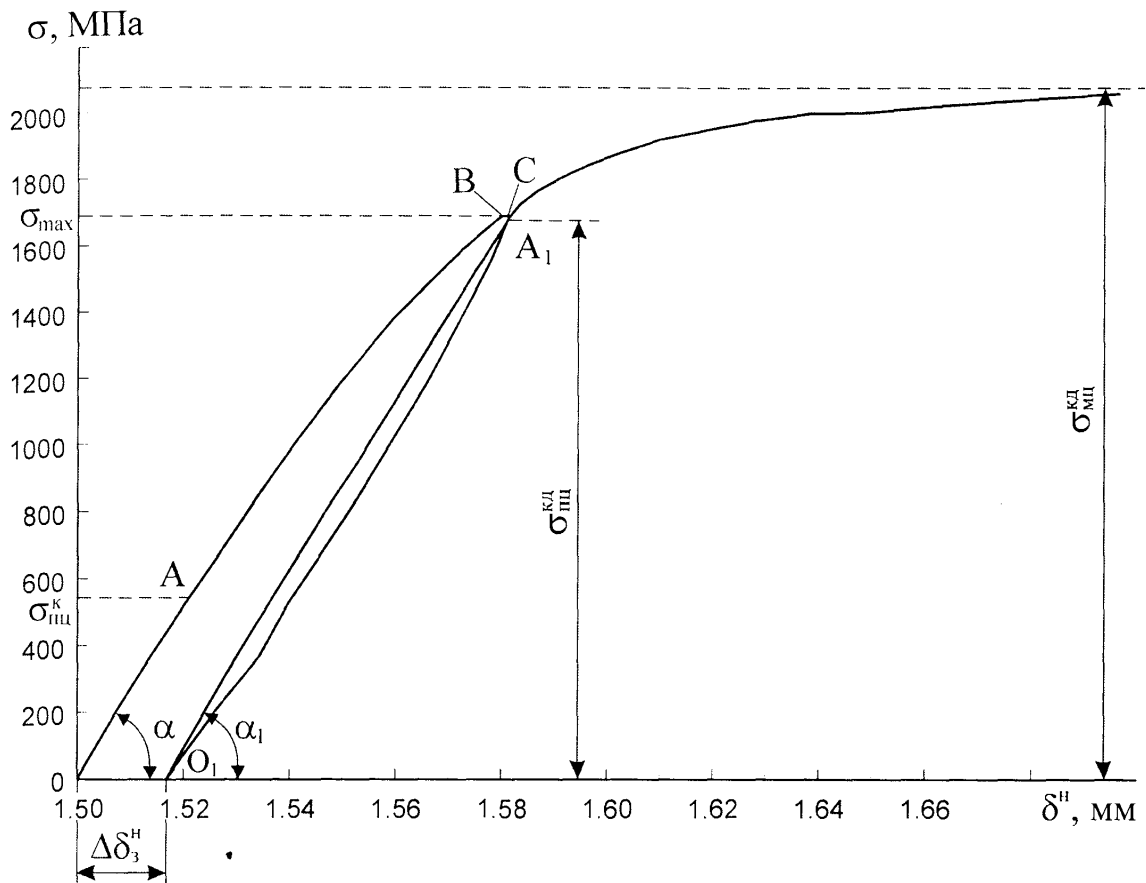


Рис. 3.13. Діаграми згину зразків-моделей з кільцевим надрізом

Судячи з ділянки АВ, поведінка сталі в зоні вершини концентратора характеризується значним деформаційним зміцненням та, відповідно, високою опірністю пластичним деформаціям аж до рівня напружень  $\sigma_{\text{max}}$ , коли спостерігається помітна повзучість на ділянці ВС (рис. 3.13, 3.14).

При розвантаженні та повторному навантаженні (діл.  $CO_1$  та  $O_1A_1$ ), аналогічно випробуванням зразків-моделей без надрізу, утворюється петля гістерезису, ширина якої приблизно складає  $1/4 \Delta\delta_3^{\text{H}}$  - параметра, що характеризує залишкову деформацію біля вершини концентратора напружень.

Границя пропорційності повторно-деформованих зразків сталі з надрізом  $\sigma_{\text{пц}}^{\text{кд}} \approx \sigma_{\text{max}}$  (на гладких циліндричних зразках-моделях основного

металу (рис. 3.6) та зварного з'єднання (рис. 3.11, а, б) зафіксовано, що  $\sigma_{0.2}^{*1} < \sigma_{\max}$ . По всій ймовірності, позначаються відмінні умови формування напружено-деформованого стану.

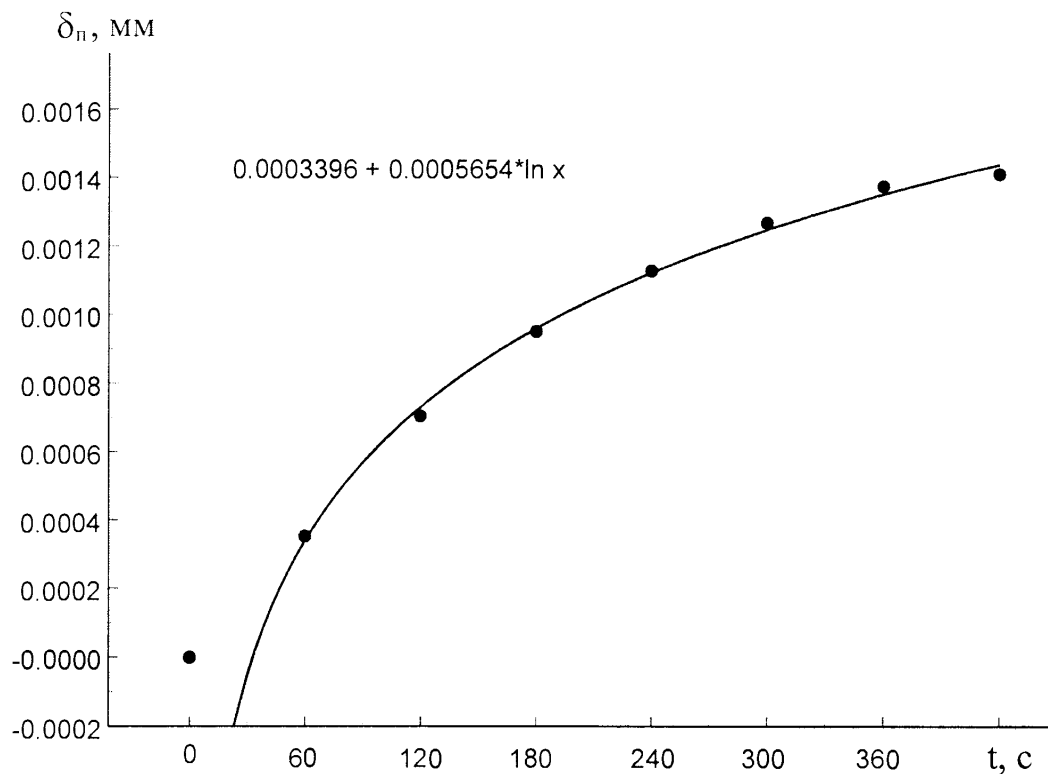


Рис. 3.14. Повзучість сталі трубопроводу в зоні вершини концентратора напружень при  $\sigma_{\max}$

Експериментально встановлено, що границя міцності повторно-деформованих зразків з надрізом  $\sigma_{\text{мц}}^{\text{кд}}$ , виражена у номінальних напруженнях для перерізу діаметром  $d = 5$  мм (рис. 2.11), досягає 2060 МПа при величині критичного розкриття надрізу  $\delta_{\text{кр}}^{\text{н}} = 1,695$  мм (рис. 3.15). При цьому напруженні відбувається спонтанне руйнування зразка з надрізом з утворенням зламу з характерними регулярно розташованими макроборіздками, витягнутими вздовж фронту поширення тріщини (рис. 3.16). Ряди боріздок відокремлені один від одного глибокими западинами, найглибша з яких безпосередньо прилягає до невеликої за розмірами, добре простежуваної зони долому.

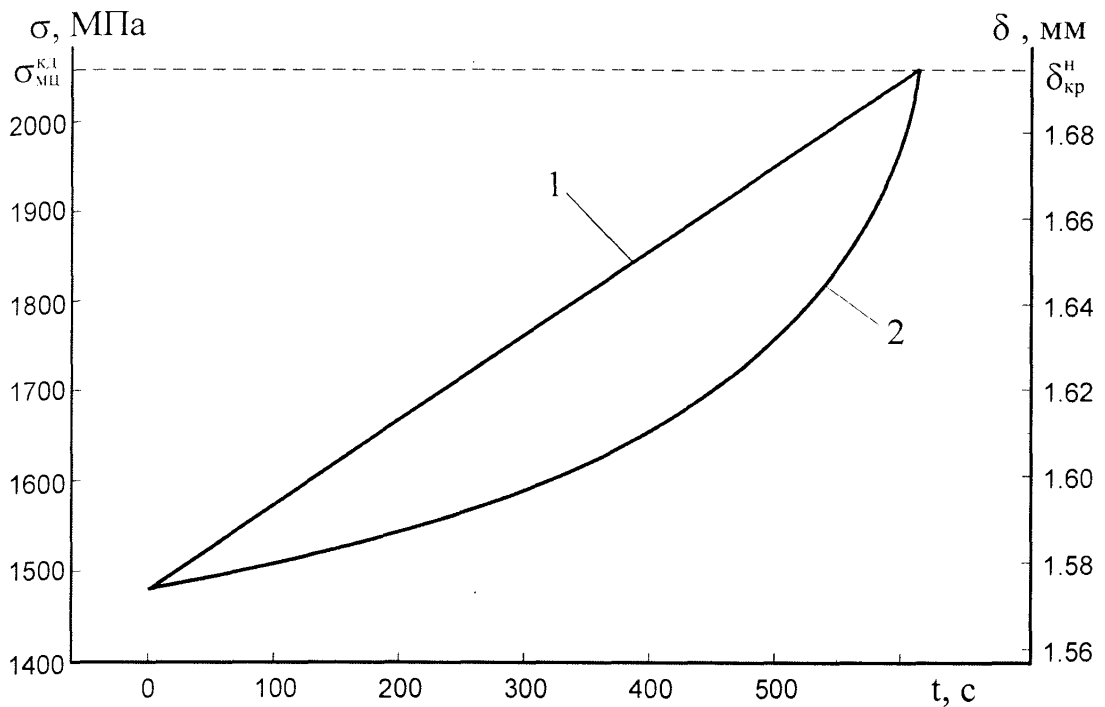


Рис. 3.15. Визначення величини критичного розкриття надрізу:  
1, 2 – відповідно зміна  $\sigma$  та  $\delta^H$  в часі.

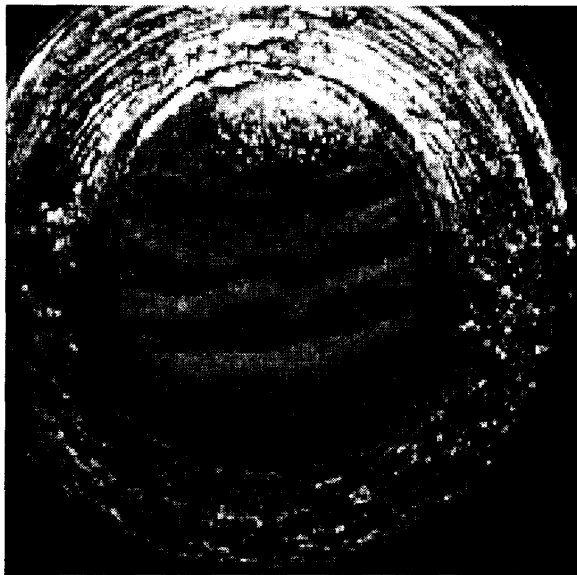


Рис. 3.16. Злам зразка-моделі з кільцевим надрізом ( $r_0 = 0,75$  мм)

Пояснення механізму утворення боріздчатої макроповерхні руйнування зразків з кільцевими концентраторами напружень в умовах статичного ступінчастого навантаження чистим згином в літературі [141,142, 146, 165, 166] не знайдено.

Порівняльний аналіз результатів випробовувань зразків-моделей з кільцевим надрізом та гладких циліндричних з  $l_p/d = 4$  і 10 переконує в

тому, що в умовах статичного навантаження при наявності градієнта напружень істотно проявляється масштабний ефект (рис. 3.17).

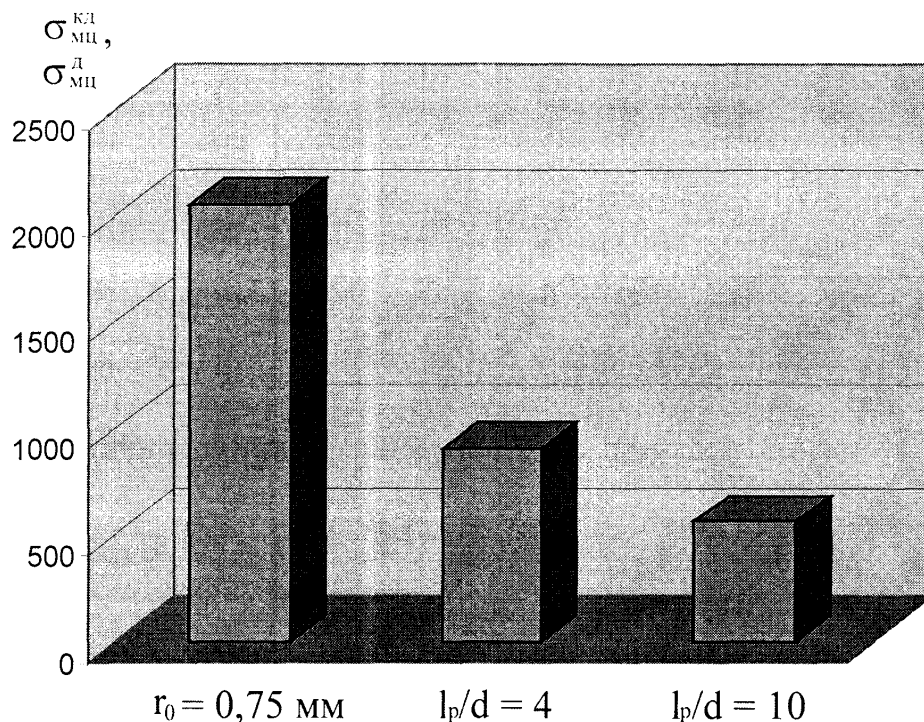


Рис. 3.17. Оцінка несучої здатності матеріалу трубопроводу за результатами випробовувань зразків-моделей різної довжини та з концентратором напружень ( $d = 5 \text{ мм}$ )

Отримані результати мають важливе практичне значення. По-перше, вони показують, що зміну несучої здатності ділянки трубопроводу при зміні параметра  $l_p/d$  необхідно і можна прогнозувати спираючись на результати випробовувань зразків-моделей. По-друге, такі результати обов'язково використовуватимуться при розрахунках на міцність несучих елементів трубопроводу як стержневої системи [36].

#### Висновки:

1. Експериментально підтверджено можливість прогнозування деформаційної поведінки елемента трубопроводу за даними статичних та повторно-статичних випробовувань зразків-моделей методом ступінчастого навантаження з характерними витримками в часі.

2. Запропоновано спосіб визначення при ступінчастому навантаженні чистим згином умовної границі текучості  $\sigma_{0,2}^*$  – напруження, при якому пластична деформація  $\Delta\varepsilon_{\text{пл}} = \varepsilon_{\text{т}} \cdot 0,002$ . Вибір допуску 0,2 % від  $\varepsilon_{\text{т}}$  пов'язується з реальними умовами навантаження морських трубопроводів.
3. Досліджено кінетику низькотемпературної повзучості основного металу та зварного з'єднання труб зі сталі 20 на зразках-моделях різної конструкції і встановлено, що в діапазоні напружень  $\sigma_{0,2}^* \dots 0,9 \sigma_{\text{мц}}^{\text{д}}$  величина приросту повзучості  $\Delta\varepsilon_{\text{п}}$  при короткочасних витримках (600 с) є одного порядку з відповідною величиною приросту пластичної деформації  $\Delta\varepsilon_{\text{пл}}$ .
4. Виявлено загальні закономірності пружного та пружно-пластичного деформування текстурованої сталі трубопроводу при навантаженні чистим згином і запропоновано для порівняльної оцінки пластичності та деформаційного зміцнення сталей з різною структурою використовувати зведені діаграми згину у схематизованому вигляді. Запропоновано та визначено нестандартні характеристики пружності, пластичності, деформаційного зміцнення, повзучості для пояснення поведінки сталі в конструкції трубопроводу та уточнення розрахунків.
5. Розкрито ефекти пластичного деформування зварного з'єднання труб, яке розглядається як композиція зварний шов – зона термічного впливу. Виходячи з теорії приросту деформації запропоновано новий методичний підхід до оцінки пластичності та визначення граничної залишкової деформації  $\Delta\varepsilon_{\text{тр}}$ , при якій експлуатація зварного з'єднання може вважатися ще безпечною, заснований на побудові кривих „номінальне напруження  $\sigma$  – залишкова деформація  $\Delta\varepsilon_{\text{з}}$ ”.

6. Дано всебічний аналіз діаграм згину зразків-моделей з кільцевим надрізом, побудованих в координатах „номінальне напруження  $\sigma$  – розкриття надрізу  $\delta^{\text{н}}$ ” та розроблено спосіб визначення величини критичного розкриття надрізу  $\delta_{\text{кр}}^{\text{н}}$ , що відповідає границі міцності повторно-деформованих зразків з надрізом  $\sigma_{\text{мц}}^{\text{кд}}$ . Показано, що пластичний матеріал трубопроводу – сталь 20 при  $\sigma_{\text{мц}}^{\text{кд}}$  доводиться до руйнування з утворенням зламу з характерними регулярно розташованими макроборіздками, витягнутими вздовж фронту поширення тріщини.
7. Зроблено оцінку несучої здатності матеріалу трубопроводу за результатами випробовувань зразків-моделей різної довжини та з концентратором напружень і показано, що в умовах статичного навантаження при наявності градієнта напружень істотно проявляється масштабний ефект, який необхідно враховувати при розрахунках на міцність елементів трубопроводу як стержневої системи.

## РОЗДІЛ 4

ДЕФОРМАЦІЯ ТА РУЙНУВАННЯ МАТЕРІАЛУ МОРСЬКИХ  
ТРУБОПРОВІДІВ ПРИ НИЗЬКОЧАСТОТНОМУ НАВАНТАЖЕННІ**4.1. Кінетика деформації сталі трубопроводу при  
низькочастотній втомі**

При вирішенні задач оптимізації сучасних конструкцій морських трубопроводів та забезпечення їх працездатного стану протягом тривалого періоду експлуатації, що може складати 20...30 років і більше [35, 112], надзвичайно важливим є прогнозування поведінки сталі трубопроводу при низькочастотному мало- та багатоцикловому навантаженні.

Зразки-моделі з нетекстурованої сталі 20 при  $l_p/d = 10$  випробовували у повітрі ( $T = 293$  K) за схемою навантаження чистим згином з частотою обертання зразка 0,8 Гц [131, 132]. Згідно з методологією досліджень [129], втомним випробовуванням передувало вивчення поведінки сталі трубопроводу при статичному та повторно-статичному навантаженні (рис. 3.1), що дозволило якісніше експериментально відпрацювати теорію низькочастотної втоми для неоднорідного напруженого стану, використовуючи деформаційно-кінетичне трактування процесу [51].

На рис. 4.1 представлено повну криву низькочастотної втоми, починаючи з одного циклу навантаження, якому відповідає руйнівне напруження, близьке до границі міцності  $\sigma_{mc}^d$  при повторному статичному згині (рис. 3.1).

В літературі, в основному, зустрічаються схематичні зображення повних кривих втоми [48, 52, 167], які не відображають поведінки



конкретного матеріалу, особливо, коли моделюються складні умови його експлуатації в конструкції трубопроводу.

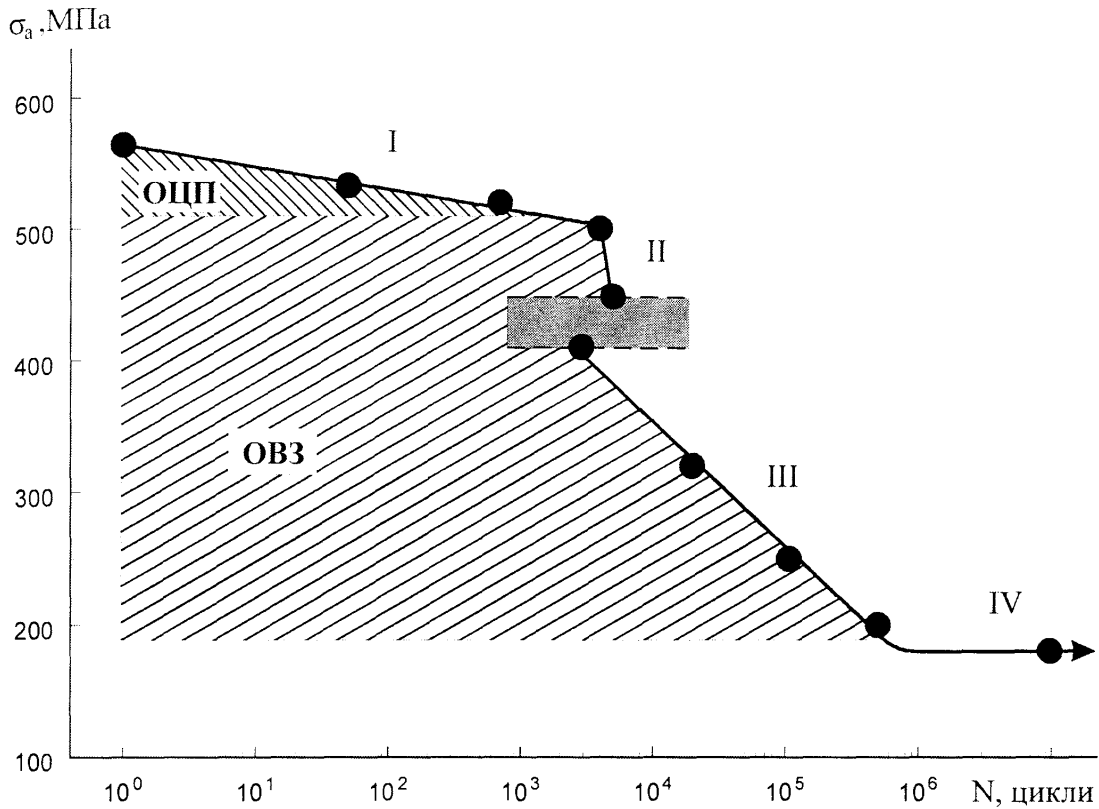


Рис. 4.1., Повна крива втоми, побудована за результатами випробовувань зразків-моделей

При циклічному навантаженні може відбуватися квазістатичне, малоциклове та багатоциклове втомне руйнування [167].

Квазістатичне руйнування з утворенням шийки в місці зламу спричинює циклічна повзучість при випробовуваннях на розтяг-стиск, коли рівень прикладених напружень істотно перевищує границю текучості матеріалу і реалізується м'який режим малоциклового навантаження.

Малоциклову втому характеризують такі специфічні особливості [47-49]: рівень високих напружень (деформацій), що зумовлює довговічність матеріалу до  $5 \cdot 10^4 \dots 2 \cdot 10^5$  циклів; низька частота навантаження (0,1...5 Гц); наявність контрольованого параметру (розмаху навантаження або розмаху деформації). Злами низькочастотної

малоциклової втоми конструкційних матеріалів високої та середньої міцності мають типову втомну зону.

Багатоциклове втомне руйнування більшість дослідників відносять до частот навантаження 10...300 Гц [47, 50, 51, 167].

При інтерпретації повної кривої втоми області багатоциклової та малоциклової втоми, а також циклічної повзучості (квазістатичного руйнування) розмежовують за довговічністю та рівнем напружень [47, 48, 167].

Повна крива низькочастотної втоми, побудована нами за результатами випробовувань зразків-моделей, складається з чотирьох характерних ділянок (рис. 4.1).

На ділянці I спостерігали інтенсивне накопичення пластичної деформації з перших циклів навантаження, яке можна охарактеризувати як циклічну повзучість [51], в результаті чого зразки лише згиналися, а не руйнувалися з утворенням поверхонь зламів.

Ділянка II відповідає малоцикловому низькочастотному деформуванню та руйнуванню з утворенням втомного зламу.

Ділянки I та II на кривій втоми відповідають рівням напружень, які знаходяться в пружно-пластичній області, що окреслена ділянкою АВ (деформаційного зміцнення) на діаграмі згину (рис. 3.1). Розмежування ділянок I та II експериментально здійснити важко. Найбільша амплітуда напружень, при якій ще мало місце руйнування з утворенням втомного зламу складала 498,9 МПа (рис. 4.2). При переході від ділянки I до ділянки II на кривій втоми спостерігали значний перегин, що можна пов'язати зі зміною механізму деформування та руйнування [167, 168].

Дослідження зміни амплітуди пластичної деформації зразків при циклічному навантаженні на ділянці II (рис. 4.2, криві 1,2) засвідчили яскраво виражену стадійність процесів, які протікають в такій послідовності:

1) інтенсивне пластичне деформування протягом перших 25...150 циклів (рис. 4.3, криві 1,2), що відбувається в діапазоні амплітуд напружень 450...499 МПа без істотного нагрівання зразків від внутрішнього тертя (специфічна особливість низькочастотної втоми низьковуглецевої сталі);

2) сповільнення процесу пластичного деформування з асимптотичним наближенням до граничного значення, яке залежить від амплітуди напружень, що є прямим підтвердженням деформаційного зміцнення полікристалічної структури зразків (рис. 4.2, криві 1, 2);

3) стабілізація амплітуди пластичної деформації (стадія насичення, коли форма та ширина петлі гістерезису вже не змінюються [48]);

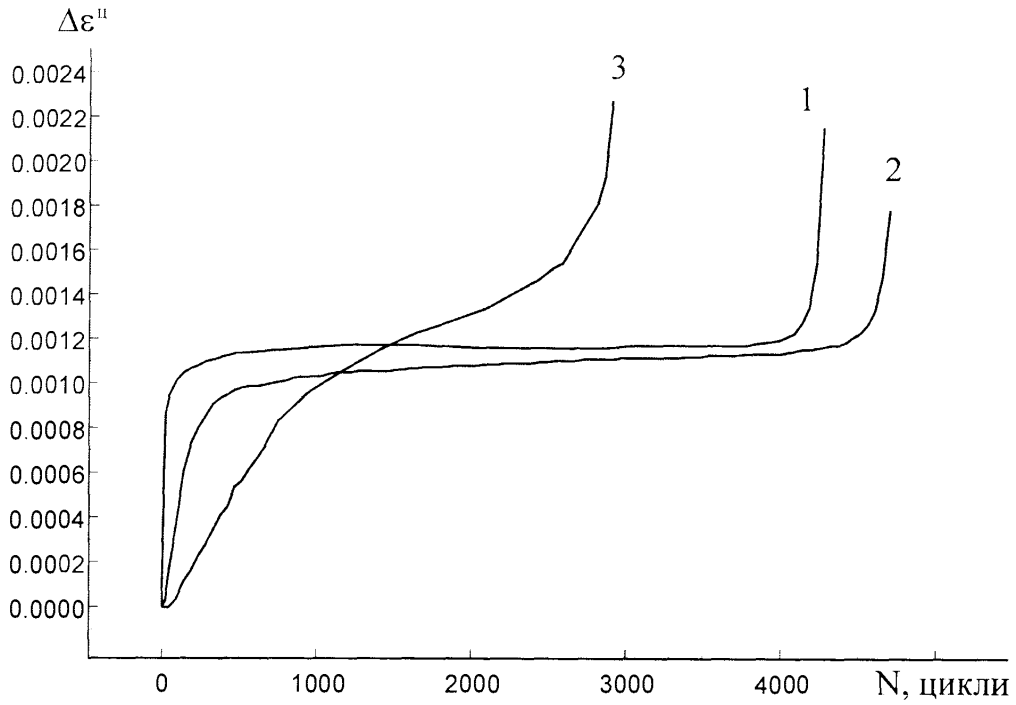
4) прискорений ріст магістральної втомної тріщини, тобто такої, яка при заданих умовах навантаження розвивається з більшою швидкістю ніж інші тріщини [52] і є причиною остаточного руйнування зразка.

Тривалість кожної стадії залежить від амплітуди напружень і закономірно змінюється (табл. 4.1). Із збільшенням амплітуди напружень в 1,1 раза відносна тривалість першої, другої та четвертої стадій втоми відповідно зменшується в 5,5, 1,4, та 1,18 раза, а третьої – збільшується в 1,14 раза. При цьому число циклів до руйнування зменшується в 1,1 раза.

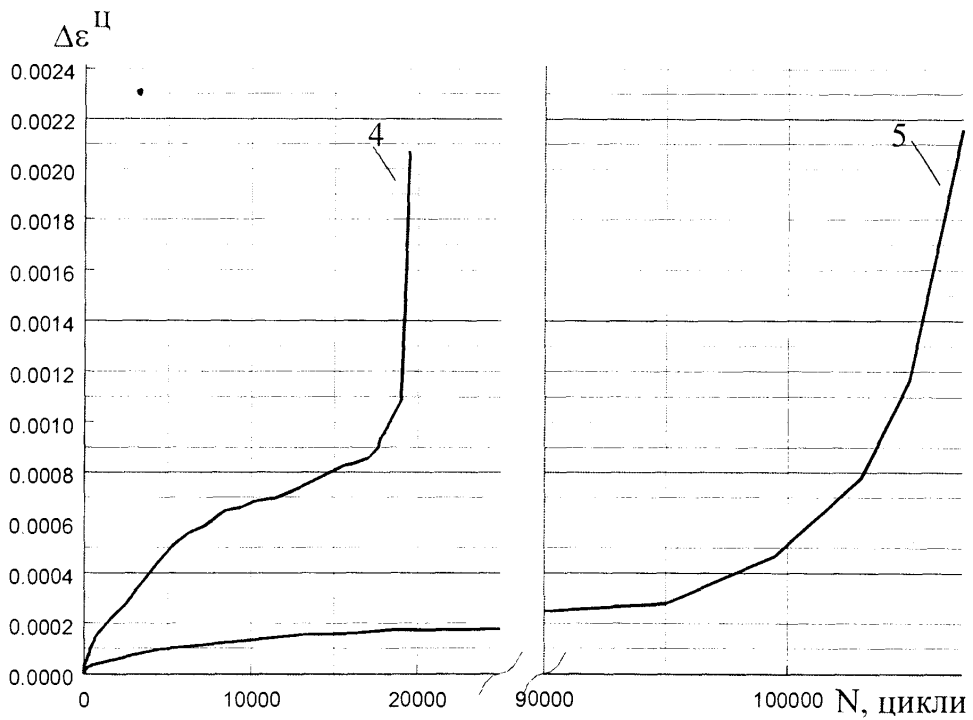
При переході від ділянки II до ділянки III на кривій втоми в інтервалі довговічностей  $10^3 \dots 10^4$  циклів має місце розрив (рис 4.1) з експериментально визначеними граничними значеннями амплітуд напружень 412,6 та 450 МПа. Кінетика пластичного деформування зразків при зазначених амплітудах напружень істотно відрізняється (рис. 4.2, криві 2, 3).

На початку першої стадії втоми при амплітуді напружень 412,6 МПа величина пластичної деформації  $\Delta \epsilon^п$  (рис. 4.4) залишається близькою до нуля протягом 50...60 циклів (рис. 4.3, крива 3), а потім починає зростати з постійною інтенсивністю до  $\sim 750$  циклів. Подальший стабільний приріст

пластичної деформації аж до утворення магістральної втомної тріщини відбувається з меншою інтенсивністю.



а



б

Рис. 4.2. Зміна амплітуди пластичної деформації при низькочастотній втомі сталі трубопроводу:

1 - 498,9; 2 - 450; 3 - 412,6; 4 - 316,7; 5 - 250 МПа.

Таблиця 4.1

Тривалість стадій низькочастотної втоми для граничних амплітуд  
напружень ділянки II

Амплітуда напружень, МПа	Тривалість стадій втоми, %				Число циклів до руйнування
	1	2	3	4	
498,9	0,58	10,52	76,34	12,56	4277
450	3,19	14,89	67,03	14,89	4700

Таким чином, стабілізація амплітуди пластичної деформації при  $\sigma_a = 412,6$  МПа не спостерігається. Характерним також є те, що величина  $\Delta\varepsilon^u$  на початку стадії прискореного росту магістральної втомної тріщини при  $\sigma_a = 412,6$  МПа відчутно більша від відповідної величини пластичної деформації при  $\sigma_a = 450$  МПа. В результаті втомна довговічність при  $\sigma_a = 450$  МПа досягає 4700 циклів, а при  $\sigma_a = 412,6$  МПа – лише 2914 циклів, що підтверджує точку зору, згідно з якою пластична деформація контролює руйнування і зумовлює часову залежність міцності твердих тіл [51, 168, 169].

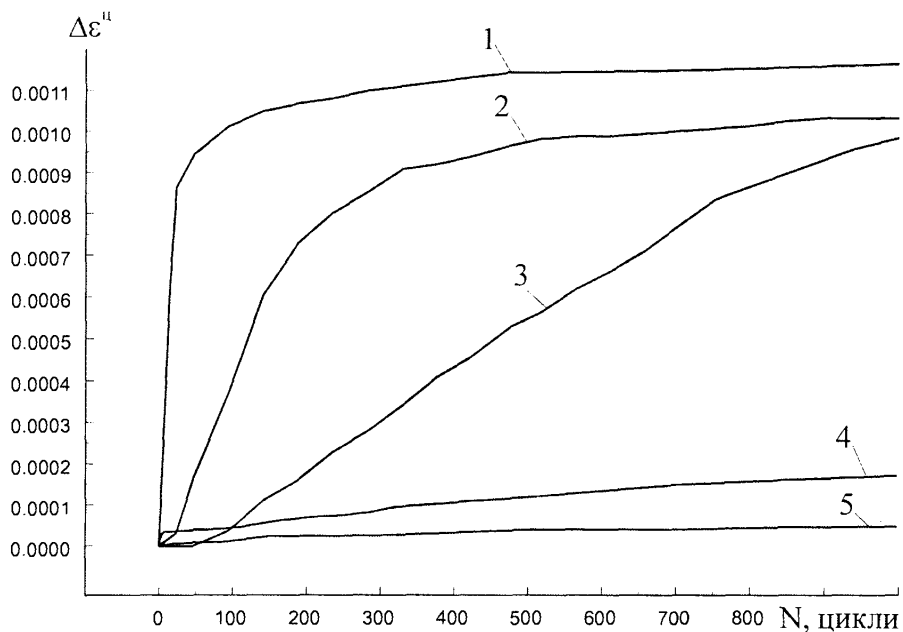


Рис. 4.3. Кінетика пластичного деформування сталі трубопроводу на першій та другій стадіях низькочастотної втоми

Ділянка III відповідає низькочастотній багатоцикловій втомі і практично знаходиться в пружній області, що окреслена ділянкою OA на діаграмі згину (рис. 3.1).

Поділ на малоциклову та багатоциклову втому за частотою навантаження, рівнем напружень та довговічністю є умовним, якщо не підкріплюється характерними дослідженнями. В нашому випадку частота навантаження взагалі не може виступати критерієм поділу, а діапазон довговічностей для низькочастотної багатоциклової втоми складає  $3 \cdot 10^3 \dots 10^6$  циклів, що встановлено на основі аналізу:

- кінетики пластичного деформування сталі трубопроводу на першій (рис. 4.3, криві 3, 4, 5) та наступних (рис. 4.2, криві 3, 4, 5) стадіях втоми;
- діаграм згину при статичному та циклічному низькочастотному навантаженні (рис. 4.4);
- макробудови зламів низькочастотної втоми.

Аналіз кривих 3, 4, 5 (рис. 4.2) розкриває спільну характерну ознаку процесу деформування зразків у верхній та середній областях ділянки III – відсутність стабілізації амплітуди пластичної деформації. При амплітудах напружень, близьких до  $\sigma_{-1}$ , загальний приріст пластичної деформації до початку стадії прискореного росту магістральної втомної тріщини залишається незначним. Для зразків, які пройшли 90000 циклів навантаження при  $\sigma_a = 250$  МПа, величина  $\Delta \epsilon^u \approx 0,0002$ .

Діаграми згину при статичному та циклічному низькочастотному навантаженні ( $N = 1000$  циклів) додатково ілюструють наявність розриву на кривій втоми та вказують на різний механізм накопичення пластичних деформацій на ділянках II та III (рис. 4.4). Встановлено, що для інженерних розрахунків трубопроводів на низькочастотну втому, виготовлених зі сталі 20, які експлуатуються при подібній схемі навантаження [115, 119, 120], границю витривалості  $\sigma_{-1}$  на базі  $10^7$  циклів можна приймати рівною

циклічній границі текучості  $\sigma_{0,2}^{*\text{ц}}$ , визначеній з діаграм згину. При цьому відпадає необхідність проводити довготривалі випробовування зразків для визначення на кривій втоми ділянки IV та, відповідно, фізичної границі витривалості. Нагадаємо, що при частоті навантаження 0,8 Гц проходження зразком бази  $10^7$  циклів відбувається за 148 діб. Крім того, простежується залежність границі витривалості  $\sigma_{-1}$  від границі текучості при статичі  $\sigma_{0,2}^*$ , а саме  $\sigma_{-1} \approx 0,5 \sigma_{0,2}^*$ .

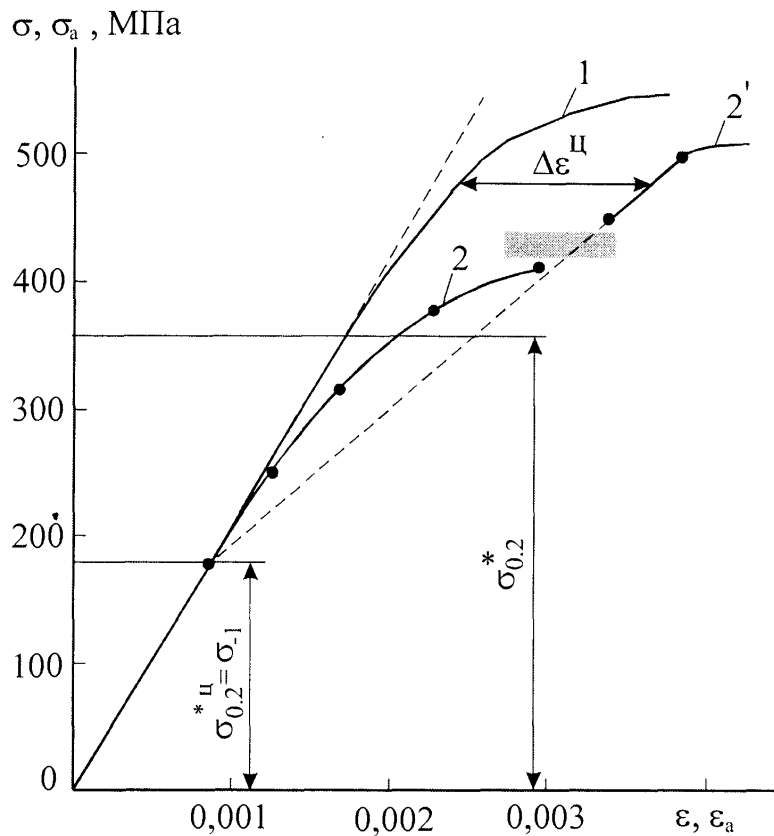


Рис. 4.4 – Діаграми згину при статичному (1) та циклічному низькочастотному навантаженні (2, 2')

Важливу інформацію про роботу сталі трубопроводу в експлуатаційних умовах дають сумісні дослідження кінетики низькочастотного втомного деформування та руйнування і закономірностей будови зламів.

Встановлено, що макробудова зламів низькочастотної мало- та багатоциклової втоми істотно відрізняється (рис. 4.5).

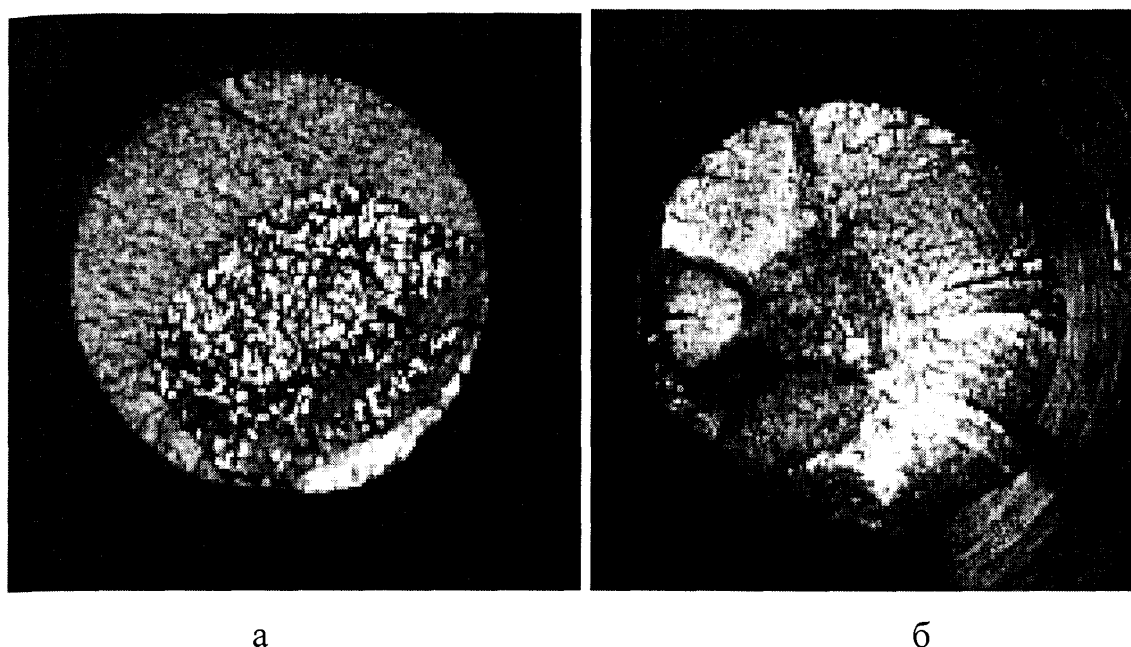


Рис. 4.5. Макробудова зламів низькочастотної втоми,  $\times 10$

а – 498,9; б – 250 МПа; число циклів до руйнування: а – 4277, б – 107000

При низькочастотній малоцикловій втомі на поверхні зламів домінують незначні уступи у втомній зоні (рис. 4.5, а). Сильно згладженої зони, характерної для типових втомних зламів, не спостерігається. Добре простежується перехід від втомної зони до зони долому, що утворюється внаслідок дії напружень, більших  $\sigma_{\text{мц}}^{\text{д}}$ .

Для низькочастотної багатоциклової втоми характерні багатолопатеві злами (рис. 4.5, б) з яскраво вираженими уступами, що говорить про одночасне (або майже одночасне) вибіркове зародження тріщин та їх розвиток з різних місць, розташованих в паралельних площинах.

Відношення площі втомної зони  $S_{\text{в}}$  до площі зони долому  $S_{\text{д}}$  вважається мірою величини циклічних напружень, які спричинюють руйнування і є додатковою важливою інформацією про поведінку сталі. Представлена на рис. 6 залежність однозначно вказує на наявність розриву на кривій втоми.



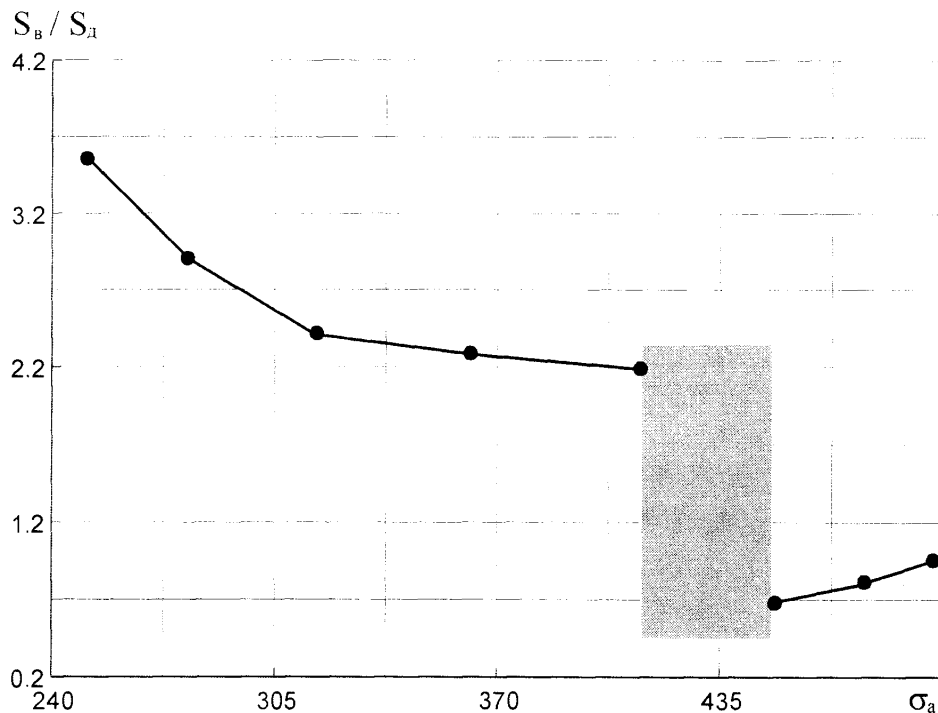


Рис. 4.6. Залежність відношення  $S_B/S_d$  від амплітуди напружень

Область втомного зламу (ОВЗ) окреслена ділянками II та III повної кривої втоми, а ділянка I відноситься до області циклічної повзучості (ОЦП) (рис. 4.1).

Таким чином, в результаті комплексних досліджень розкрито важливі закономірності низькочастотного мало- та багатоциклового втомного деформування і руйнування при неоднорідному напруженому стані та підтверджено ефективність оцінки граничного стану сталі трубопроводу за деформаційними критеріями.

#### 4.2. Вплив структури на розвиток пластичного деформування сталі трубопроводу при низькочастотному навантаженні

Останнім часом зріс інтерес до досліджень впливу структури на циклічну міцність трубних сталей [6, 170, 172].

Порівняльні дослідження деформаційної поведінки текстурованої та нетекстурованої сталі 20 (рис. 3.5) при низькочастотному (0,8 Гц) навантаженні на повітрі при температурі 293 К проводили на зразках-моделях з  $l_p/d = 10$ .

Повна крива низькочастотної втоми текстурованої сталі, як і нетекстурованої, складається з чотирьох характерних ділянок (рис. 4.7, б).

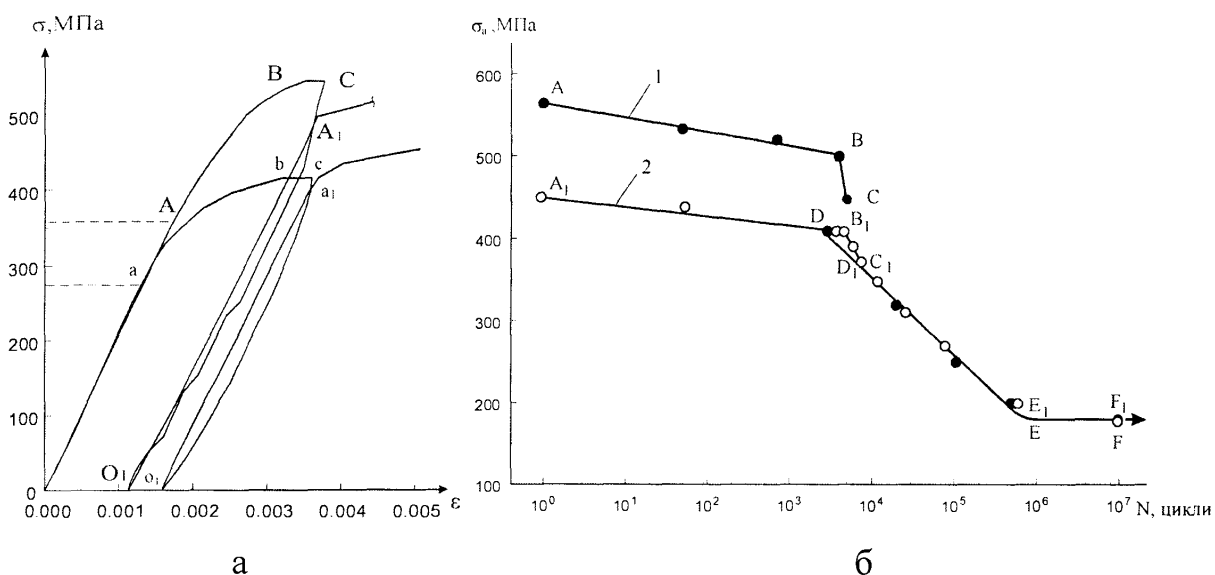


Рис. 4.7. Діаграми згину (а) та повні криві низькочастотної втоми (б) зразків-моделей із нетекстурованої (1) та текстурованої (2) сталі 20

Розташування кривих втоми в координатах  $\sigma_a - \lg N$  в значній мірі пояснюють діаграми згину, показані суміщеними на рис. 4.7, а. Оскільки для нетекстурованої та текстурованої сталі  $\sigma_{\text{мц}}^{\text{д}}$  відповідно складає 565 і 454 МПа, ділянка АВ на кривій втоми знаходиться вище ділянки А<sub>1</sub>В<sub>1</sub>. Поведінка сталі на цих ділянках подібна і має всі ознаки циклічної повзучості, що закінчується спонтанним деформуванням без отримання зламів. Кут нахилу ділянок АВ та А<sub>1</sub>В<sub>1</sub> залежить від пластичності сталі (чим більша пластичність, тим менший кут нахилу). Можна однозначно стверджувати, що експлуатація сталі трубопроводу в області циклічної повзучості неприпустима.

Ділянки ВС та В<sub>1</sub>С<sub>1</sub> відповідають малоцикловій втоми, що відбувається в області пружно-пластичного статичного згину зразків-

моделей (рис. 4.7, а, б). Кут нахилу цих ділянок в більшій мірі, ніж ділянок циклічної повзучості, залежить від пластичності сталі при збереженні основної закономірності: більша пластичність – менший кут.

На ділянці  $B_1C_1$  з граничними  $\sigma_a = 420$  та  $380$  МПа для текстурованої сталі типовою є кінетика деформування з характерними піками (рис. 4.8).

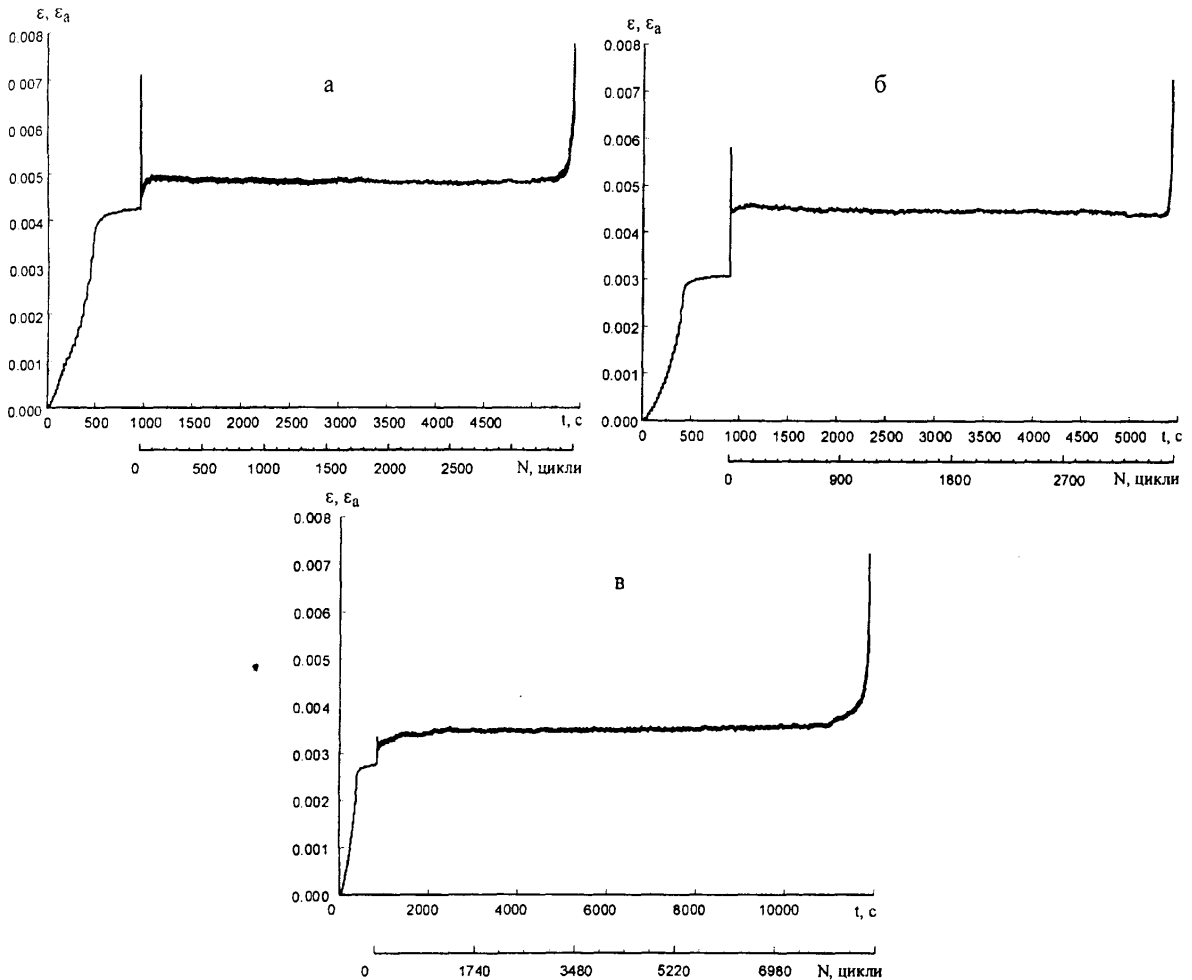


Рис. 4.8. Кінетичні криві деформації текстурованої сталі 20 при 420 (а), 400 (б) та 380 МПа (в)

На першій стадії протягом двох циклів при напруженнях 380...420 МПа відбувається інтенсивне циклічне знеміцнення (збільшення  $\Delta\varepsilon^u$ ). Висота деформаційного піку  $\Delta\varepsilon_{3H}^u$  з ростом  $\sigma_a$  закономірно збільшується (рис. 4.9). Величина  $\Delta\varepsilon_{3H}^u$ , яка відповідає верхньому граничному значенню  $\sigma_a$ , приблизно в п'ять разів перевищує  $\Delta\varepsilon_{3H}^u$  при нижньому граничному значенні  $\sigma_a$ . Отже, можна небезпідставно говорити

(рис. 4.9) про існування граничної величини деформаційного піку для заданих умов випробовувань.

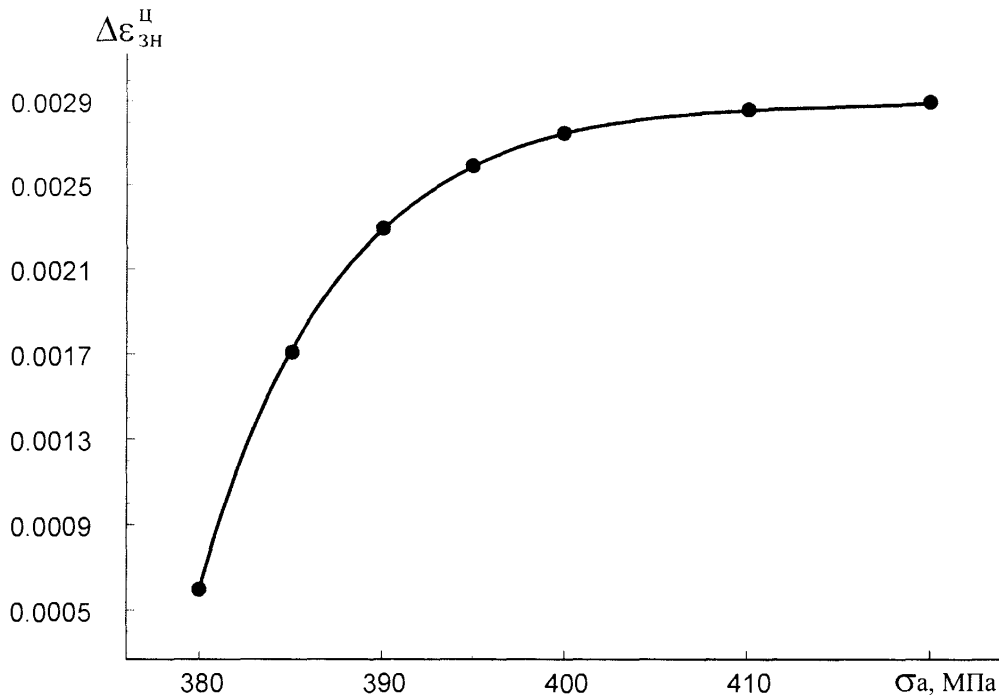


Рис. 4.9. Залежність висоти деформаційного піку від амплітуди напружень

На другій стадії, після досягнення деформаційного максимуму, спостерігається швидкоплинне циклічне зміцнення (зменшення  $\Delta \epsilon^п$ ), яке при граничних  $\sigma_a$  відповідно проходить за 5 та 18 циклів.

На третій стадії текстурована сталь знову знеміцнюється з приростом  $\Delta \epsilon^п$  меншим, ніж на першій стадії.

Четверта, найтриваліша, стадія протікає з практично незмінною амплітудою деформації  $\epsilon_a$ . На цій стадії можна визначити величину стабілізованого значення приросту пластичної деформації  $\Delta \epsilon_{ст}^п$ . Чим більше відношення  $\Delta \epsilon_{зп}^п / \Delta \epsilon_{ст}^п$ , тим більше циклічне зміцнення сталі, яке зі зменшенням  $\sigma_a$  проходить менш інтенсивно (рис. 4.10). При  $\sigma_a < 385$  МПа відношення  $\Delta \epsilon_{зп}^п / \Delta \epsilon_{ст}^п < 1$ , що вказує на домінування процесу повторного знеміцнення на третій стадії над процесом зміцнення, який домінував на другій стадії (рис. 4.8, в, 4.10)

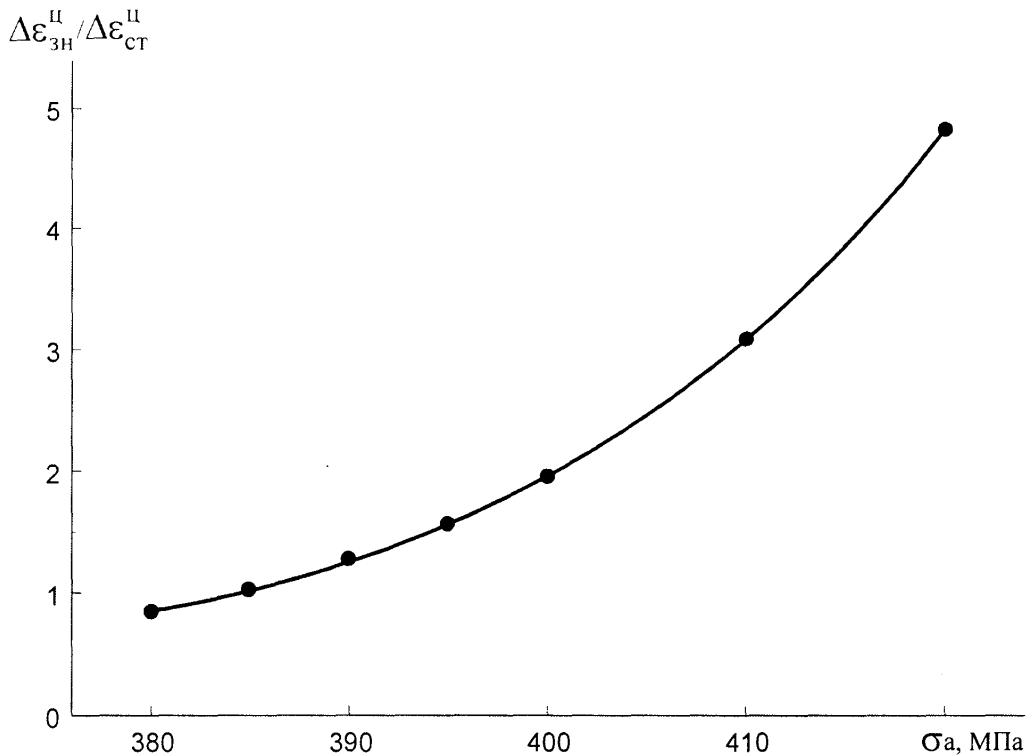


Рис. 4.10. Залежність відношення  $\Delta \epsilon_{зп}^п / \Delta \epsilon_{ст}^п$  від амплітуди напружень

На п'ятій стадії  $\epsilon_a$  починає збільшуватися з наростаючою інтенсивністю аж до початку остаточного руйнування. При низькочастотній малоцикловій втомі на поверхні зламів текстурованої сталі перехід від втомної зони до зони долому нечіткий (рис. 4.11), але простежується при фрагментарному перегляді зламу на комп'ютері. Виявити місцезнаходження первинного вогнища руйнування важко, оскільки рельєф втомної зони формувався при поширенні тріщин з різних місць в різних площинах, на що вказують численні уступи. Характерною для текстурованої сталі є зона долому, яка проходить через центр перерізу зразка вузькою смугою і ділить втомну зону на дві макроділянки, що можна пов'язати з пошаровим розташуванням феритних та перлітних зерен (рис. 3.5, а).

Порівняльний аналіз макробудови зламів низькочастотної втоми нетекстурованої (рис. 4.5, а) та текстурованої (рис. 4.11) сталі підтверджує істотний вплив структурного фактору на зародження, поширення та злиття

втомних тріщин, що виражається у відмінному формуванні поверхонь руйнування, в тому числі втомної зони і зони долому.

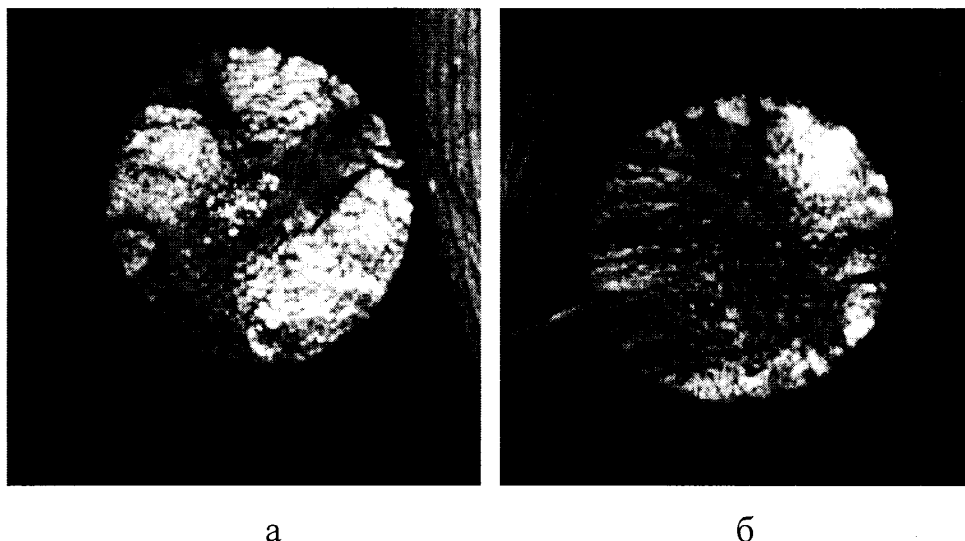


Рис. 4.11. Макробудова зламів текстурованої сталі 20:

а – 380, б – 420 МПа.

Таким чином, деформування текстурованої (рис. 4.8) та нетекстурованої сталі (рис. 4.2, а), відповідно на ділянках  $B_1C_1$  та ВС (рис. 4.7), істотно відрізняється як за кінетикою, так і за стадійністю. Особливо різняться початкові стадії втоми, оскільки для нетекстурованої сталі циклічне зміцнення непритаманне. Тривалість стадій закономірно змінюється (рис. 4.8).

Появу піків (утворення зубів) при статичному розтягу низьковуглецевих сталей найчастіше пов'язують з ефективним блокуванням дислокацій домішками [41]. Спад напружень – утворення зуба текучості – відбувається тому, що розблоковані дислокації можуть ковзати деякий час під впливом менших напружень, поки їх гальмування не викличе початку звичайного деформаційного зміцнення.

В нашому випадку деформаційні піки, по всій ймовірності, пов'язані, головним чином, зі структурним станом та швидкістю деформування [173]. Чутливість трубних сталей до швидкості навантаження залежить від структури та щільності дефектів кристалічної ґратки. З ростом швидкості

деформації, особливо при швидкостях  $> 10^{-3} \text{ с}^{-1}$  [173] встановлено значне підвищення пластичності сталі. При частоті навантаження 0,8 Гц за 1/4 циклу, що триває приблизно 0,32 с відбувається деформація крайнього волокна від 0 до максимального значення  $\varepsilon_a$ . Величину  $\varepsilon_a$  знаходимо з діаграм згину (рис. 4.12). Нескладні розрахунки показують, що швидкість деформації текстурованої сталі на першій стадії втоми при  $\sigma_a = 420 \text{ МПа}$  досягає  $2,22 \cdot 10^{-2} \text{ с}^{-1}$ , а нетекстурованої при  $\sigma_a = 500 \text{ МПа}$  не перевищує  $1,19 \cdot 10^{-2} \text{ с}^{-1}$ . Уточнимо, що порівнюються швидкості деформації при граничних амплітудах напружень на ділянках  $B_1C_1$  та  $BC$ .

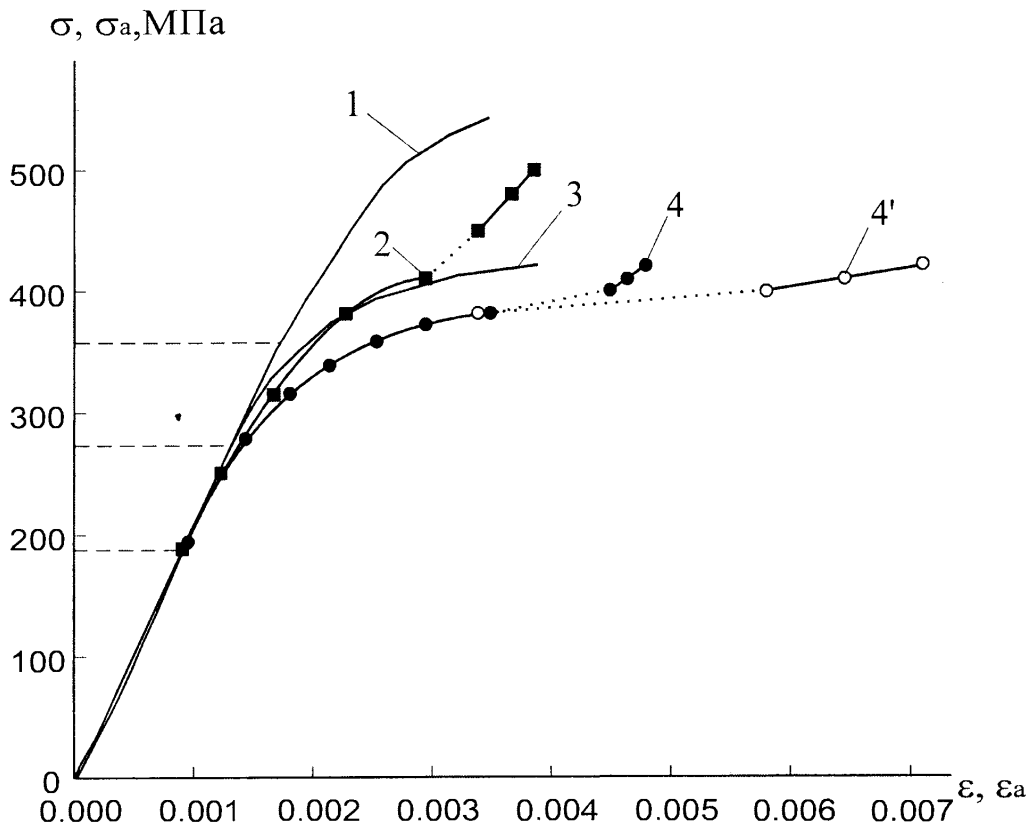


Рис. 4.12. Діаграми згину зразків-моделей із нетекстурованої (1, 2) та текстурованої (3, 4, 4') сталі 20 при статичному (1, 3) та низькочастотному (2, 4, 4') навантаженні

На ділянці  $D_1E_1$ , яку слід віднести до області низькочастотної багатоциклової втоми, деформаційні піки зникають, і характерною є тристадійна кінетика деформації (рис. 4.13). Тривалість стадій, як і втомна довговічність  $N$ , залежить від  $\sigma_a$ , при цьому тривалість II стадії

залишається найбільшою і проходить вона практично без приросту  $\Delta\varepsilon_{II}$ . На початку III стадії фіксуються стрибкоподібні прирости пластичної деформації, які передують спонтанному руйнуванню зразка. Зона долому при зменшенні  $\sigma_a$  зменшується, як за площею, так і за протяжністю, і не ділить втомну зону на дві ділянки (рис. 4.13), що спостерігається в області низькочастотної малоциклової втоми (рис. 4.11). Рельєф втомної зони формується при поширенні тріщин в близько розташованих площинах.

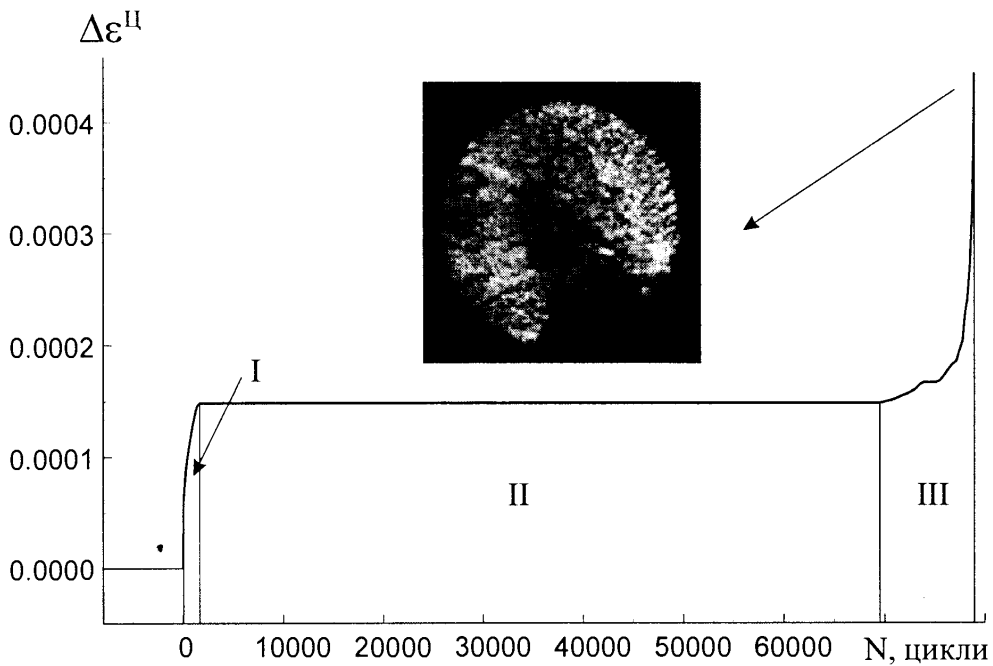


Рис. 4.13. Деформаційна поведінка текстурованої сталі трубопроводу в області низькочастотної багатоциклової втоми ( $\sigma_a = 280$  МПа)

Розрив між ділянками  $B_1C_1$  та  $D_1E_1$  на кривій втоми текстурованої сталі, у порівнянні з нетекстурованою, проявляється не так виразно, проте кінетика деформування (рис. 4.8) та діаграми циклічного згину (рис. 4.12) свідчать про його наявність. Темні точки на діаграмах відповідають  $\varepsilon_a$  при  $N = 1000$  циклів, а світлі точки – піковим амплітудам деформацій.

Основна відмінність процесів деформації текстурованої та нетекстурованої сталі на ділянках  $D_1E_1$  та  $DE$ , які практично співпадають і різняться лише довжиною, полягає в тому, що для нетекстурованої сталі стабілізація амплітуди пластичної деформації не властива (рис. 4.2, б).



Незважаючи на різну деформаційну поведінку в області малоциклової втоми, циклічні границі текучості та границі витривалості текстурованої та нетекстурованої сталі майже співпадають. Можна зробити висновок, що характеристики граничних станів  $\sigma_{-1}$  та  $\sigma_{0,2}^{*II}$  при певних умовах випробовувань, а, ймовірно, і умовах експлуатації можуть бути малочутливими до зміни структури. Оскільки експериментально підтверджено [137] істотний вплив структури на кінетику деформації та руйнування сталі в області низькочастотної мало- та багатоциклової втоми, пропонується, з метою якісної та кількісної оцінки цього впливу, будувати криві в координатах  $\epsilon_a^{N_T} - \lg N_T$ , де  $\epsilon_a^{N_T}$  – амплітуда деформації початку прискореного росту магістральної втомної тріщини (рис. 4.14).

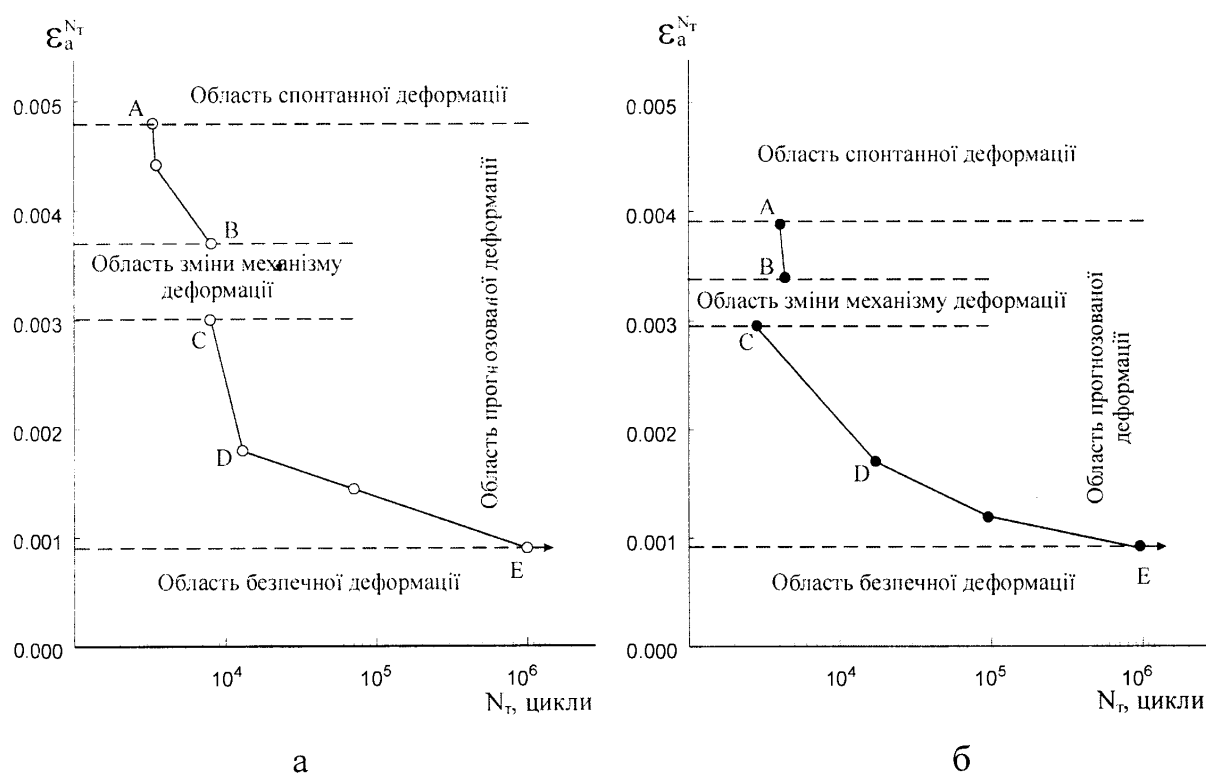


Рис. 4.14. Визначення деформаційних областей низькочастотної втоми для текстурованої (а) та нетекстурованої (б) сталі трубопроводу

Представлені криві містять великий обсяг інформації про здатність сталі з різним структурним станом витримувати циклічні деформації в часі, тобто проявляти втомну довговічність.

Аналіз кривих (рис. 4.14) дозволив виявити характерні деформаційні області:

- спонтанної деформації, яку може спричинити навіть 1/4 циклу навантаження при  $\sigma_a = \sigma_{mc}^d$ ;
- прогнозованої деформації, в межах якої знаходиться область зміни механізму деформації;
- безпечної деформації, що лежить нижче  $\varepsilon_T^u$  - амплітуди деформації при  $\sigma_{0,2}^{*u}$ .

Таким чином, дослідження формування деформаційних областей (рис. 4.14) істотно доповнюють загальну картину формування напружено-деформованого стану, отриману з діаграм згину при статичному та низькочастотному навантаженні (рис. 4.12) та повних кривих втоми (рис. 4.7, б).

### **4.3. Деформаційна поведінка зварного з'єднання в умовах низькочастотної втоми**

Відомо, що зварні з'єднання морських трубопроводів особливо чутливі до низькочастотної втоми [174-176]. Однією з основних причин цього є велика ймовірність наявності в композиції ЗШ-ЗТВ неоднорідностей, таких як включення, порожнини тощо, які впливають на кінетику деформації та зародження тріщин. Інша причина полягає в тому, що нагрівання та охолодження під час зварювання викликає появу залишкових напружень, які спричинюють збільшення кількості втомних пошкоджень та швидкості росту тріщин. В зв'язку з цим виникає потреба у комплексних дослідженнях композиції ЗШ-ЗТВ, як слабкої ланки

трубопровідної системи в умовах низькочастотного навантаження, з метою коректного прогнозування її втомного ресурсу.

Випробовування на повітрі при температурі 293 К з частотою навантаження 0,8 Гц проводили на коротких зразках-моделях з  $l_p/d = 4$ . Зразки аналогічної конструкції використовували для попередніх випробовувань в статистиці, зокрема для побудови діаграм згину (рис. 3.11) та відстеження характерних ділянок.

Повна крива низькочастотної втоми зварного з'єднання, зображена на рис. 4.15, охоплює діапазон довговічностей від  $1/4$  до  $10^6$  циклів. На основі аналізу повних кривих втоми текстурованої та нетекстурованої сталі трубопроводу (рис. 4.7, б) на цій кривій можна виділити чотири характерних ділянки та переходи в точках В, С і D.

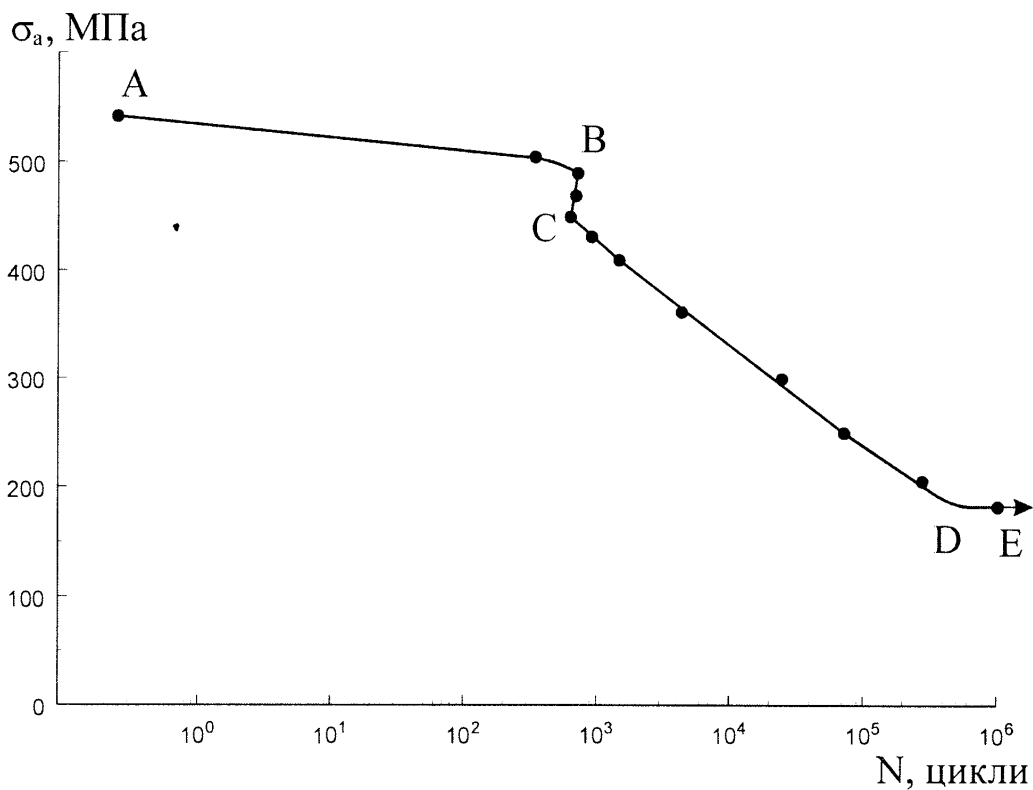


Рис. 4.15. Повна крива низькочастотної втоми композиції ЗШ-ЗТВ

Вище точки В, якій відповідає напруження  $\sigma_a = 490$  МПа, лежить область циклічної повзучості, а нижче – область втомного зламу. В точці А  $\sigma_a = 540$  МПа і  $N = 1/4$  циклу. Це означає, що при більших напруженнях зварне з'єднання втрачає несучу здатність при циклічному навантаженні,

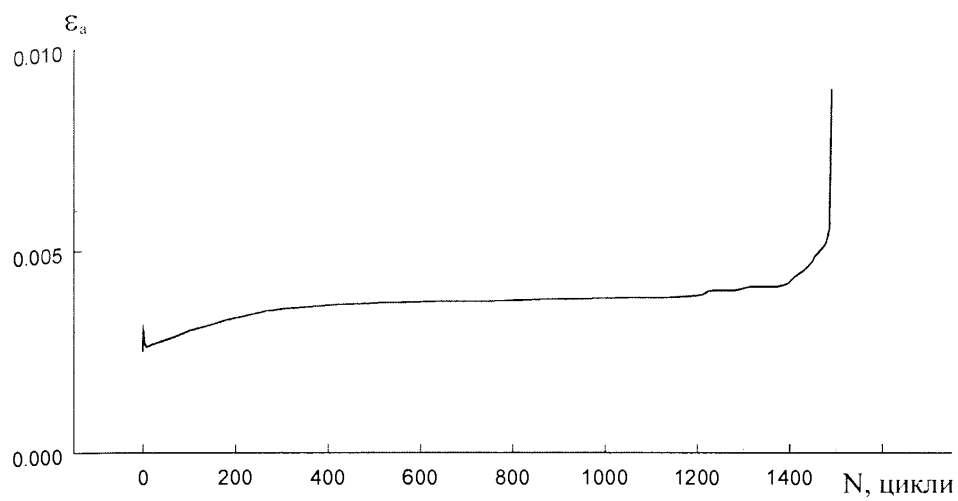
хоча зберігає її при статичному згині до  $\sigma = 710...735$  МПа (рис. 3.11). Отже, на ділянці АВ у вузькому діапазоні амплітуд напружень (490...540 МПа) спостерігається важкопрогнозована деформаційна поведінка композиції ЗШ – ЗТВ, викликана циклічними напруженнями, значно нижчими від  $\sigma_{mc}^d$ . Однак з впевненістю можна констатувати, що накопичена пластична деформація на цій ділянці в районі точки В є функцією кількості циклів.

На ділянці ВС, що відповідає низькочастотній малоциклової втоми, спостерігається **інверсія втомної довговічності**, тобто зменшення, а не збільшення числа циклів до руйнування при зменшенні  $\sigma_a$ . На зразках нетекстурованої та текстурованої сталі (рис. 4.7, б, діл. ВС та В<sub>1</sub>С<sub>1</sub>) цього не виявлено. Пояснити інверсію допомагають кінетичні криві деформації (рис. 4.16, б, в), аналіз яких показує, що на ділянці ВС з граничними  $\sigma_a = 490$  та  $450$  МПа типовим є циклічне деформування з яскраво вираженими піками. Подібна картина спостерігалася і на текстурованій сталі 20 при  $\sigma_a = 420$  та  $400$  МПа (рис. 4.8, а, б).

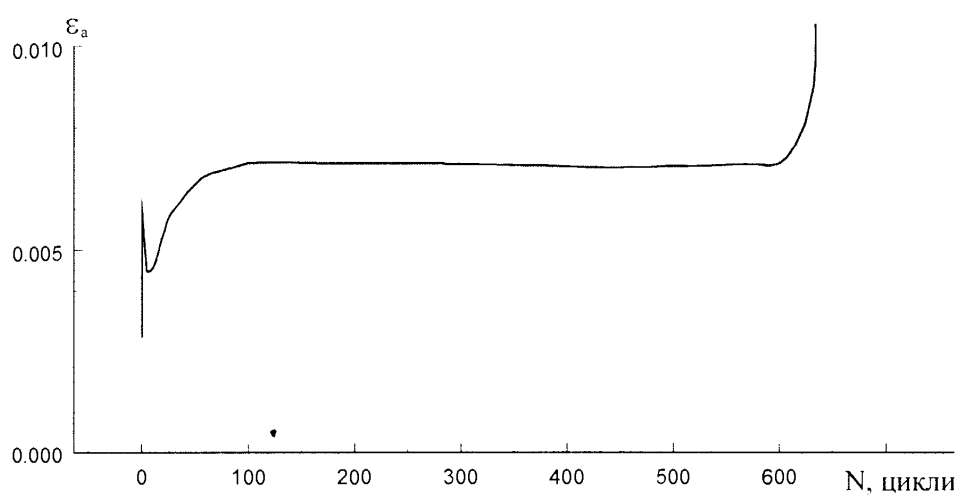
Судячи зі зміни параметра  $\epsilon_a$ , деформаційні стадії малоциклової втоми проходять в такій послідовності: знеміцнення, зміцнення, повторне знеміцнення, стабілізація, прискорений ріст  $\epsilon_a$  перед руйнуванням.

Циклічне знеміцнення на першій стадії відбувається приблизно за 1,3 циклу як при  $\sigma_a = 450$ , так і при  $\sigma_a = 490$  МПа, хоча в кількісному вираженні через параметр  $\Delta\epsilon^u$  різниця велика (рис. 4.17).

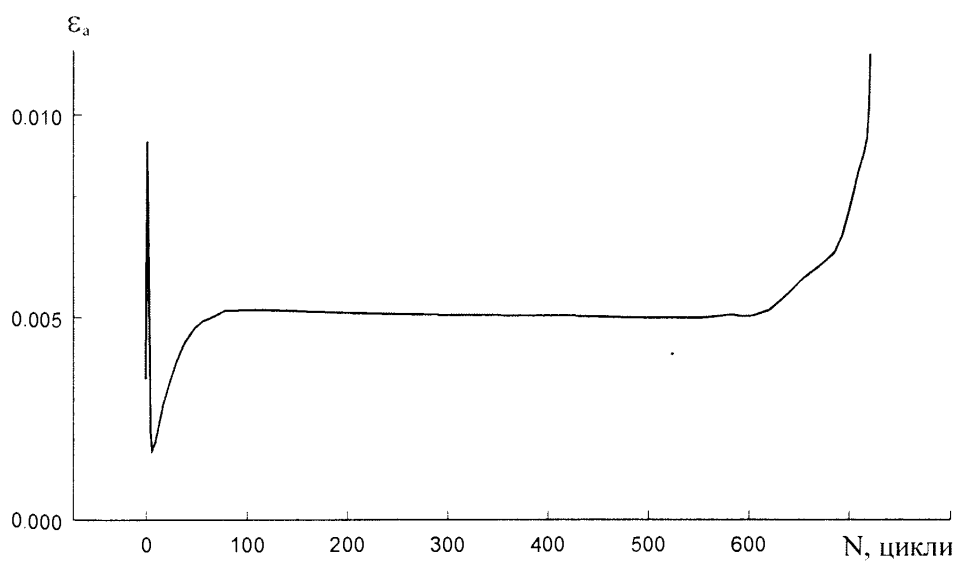
В результаті циклічного зміцнення протягом 6 циклів при  $\sigma_a = 450$  МПа амплітуда деформації зменшується практично на половину висоти деформаційного піку, а при  $\sigma_a = 490$  МПа за 5,3 циклу величина  $\epsilon_a$  стає навіть меншою за стартове значення  $\epsilon_{ac}$  при  $N = 0$ , що на зразках текстурованої сталі 20 не спостерігалось (рис. 4.8, а).



а



б



в

Рис. 4.16. Ефекти циклічного деформування композиції ЗШ – ЗТВ:  
а – 410, б – 450, в – 490 МПа.

Повторне циклічне знеміцнення відбувається протягом 90...100 циклів і носить затухаючий характер. При  $\sigma_a = 450$  МПа воно призводить до того, що величина  $\varepsilon_a$  стає більшою максимального її значення, досягнутого на першій деформаційній стадії; при  $\sigma_a = 490$  МПа цього не спостерігається, хоча  $\varepsilon_a > \varepsilon_{ac}$ .

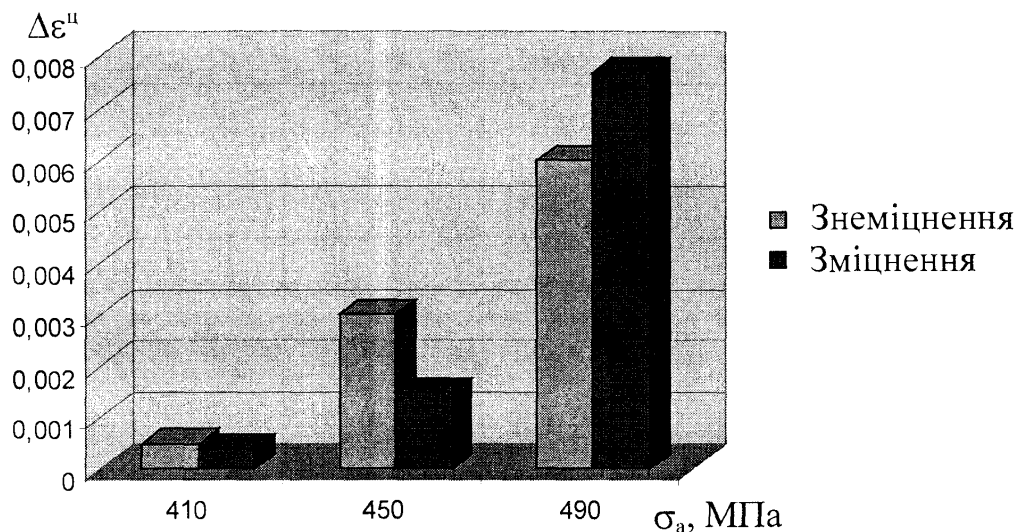


Рис. 4.17. Діапазон зміни амплітуди пластичної деформації на стадії знеміцнення та зміцнення

На стадії стабілізації, яка є найтривалішою (табл. 4.2), величина  $\varepsilon_a$  при  $\sigma_a = 490$  МПа є меншою, ніж при  $\sigma_a = 450$  МПа. Це можна пов'язати з тим, що на попередніх стадіях, зокрема на другій, досягаються різні деформаційні ефекти.

Таблиця 4.2

Тривалість стадій низькочастотної втоми при наявності циклічного зміцнення

Амплітуда напружень, МПа	Тривалість стадій втоми, %					Число циклів до руйнування
	1	2	3	4	5	
490	0,17	0,7	13,3	69,23	16,6	723
450	0,21	0,96	15,95	76,5	6,38	627
410	0,15	0,47	16,8	73,85	8,73	1490

Тривалість п'ятої стадії, на якій відбувається прискорений ріст  $\varepsilon_a$  перед спонтанним руйнуванням, істотно залежить від амплітуди напружень, і складає 6,4 та 16,6 % від загальної довговічності відповідно при  $\sigma_a = 450$  та  $490$  МПа (табл. 4.2). Отже, інверсія втомної довговічності, головним чином, пов'язана з тривалістю останньої деформаційної стадії, тобто із живучістю зразка-моделі з тріщиною.

Якщо ділянки АВ та ВС повністю знаходяться в області пружно-пластичного деформування в статиці, то ділянка CD – лише частково, оскільки для композиції ЗШ – ЗТВ  $\sigma_{0,2}^* = 250$  МПа. Тому на ділянці CD в районі точки С ще спостерігається п'ятистадійна кінетика деформації (рис. 4.16, а), а починаючи з  $\sigma_a = 390$  МПа і нижче – тристадійна (рис. 4.18).

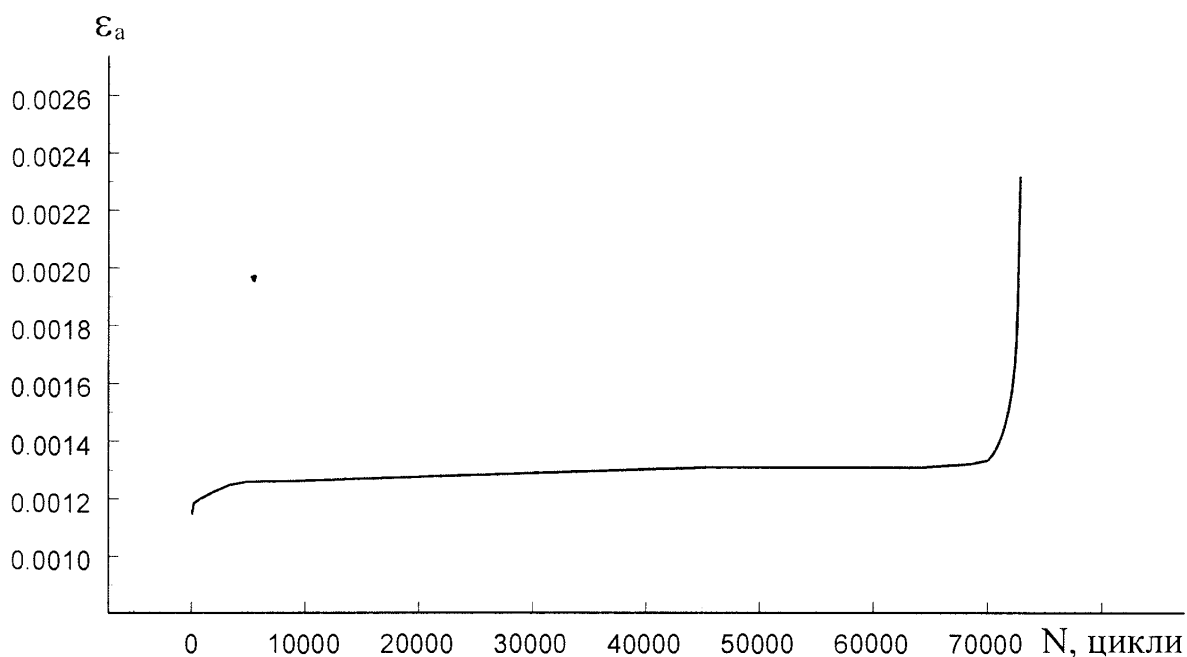


Рис. 4.18. Тристадійна кінетика деформації при  $\sigma_a = \sigma_{0,2}^*$

Для високоамплітудної області характерні злами зварних з'єднань, в яких втомна зона поділена зоною долому, що чітко простежується (рис. 4.19, а, б). У втомній зоні можна виявити порожнини 1 та макровключення 2, останні виконують роль бар'єрів при поширенні втомної тріщини. На поверхні втомного руйнування домінують пластичні борізки, які групуються паралельними рядами, хоча трапляються поля крихких

боріздок, що виходять з певних центрів. Ці поля розмежовуються річковими лініями, що проходять перпендикулярно до фронту боріздок (рис. 4.19, а).

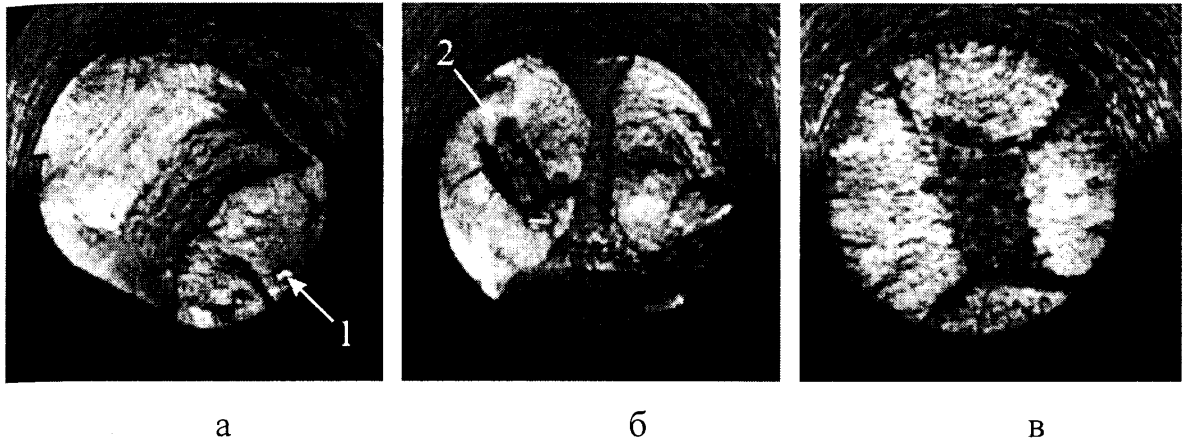


Рис. 4.19. Макробудова зламів зварного з'єднання:

а – 490, б – 410, в – 250 МПа.

При амплітудах напружень  $\leq \sigma_{0,2}^*$  макроповерхня руйнування істотно змінюється (рис. 4.19, в). Характерними стають багатолопатеві злами із зоною долому в центральній частині перерізу зразка.

На ділянці DE композиція ЗШ – ЗТВ виходить на фізичну границю витривалості  $\sigma_{-1} = 180...190$  МПа, що дозволяє говорити про близьку циклічну міцність зварного з'єднання та основного металу труб.

З діаграм деформації зварного з'єднання (рис. 4.20) випливає, що  $\sigma_{-1} \approx \sigma_{0,2}^{*u}$ . Це ще раз підтверджує можливість прискореної оцінки границі витривалості за діаграмами згину, побудованими, в даному випадку, з використанням стабілізованих значень  $\epsilon_a$  (рис. 4.20, крива 2).

Крива 2 наглядно ілюструє складну деформаційну поведінку зварного з'єднання при низькочастотному малоцикловому навантаженні, коли спостерігається інверсія втомної довговічності.

Крива 3 відповідає піковим амплітудам деформацій, які зі збільшенням  $\sigma_a$  зростають майже лінійно і можуть перевищувати  $\epsilon_a$  при  $\sigma_{0,2}^{*u}$  в 3...10 разів.



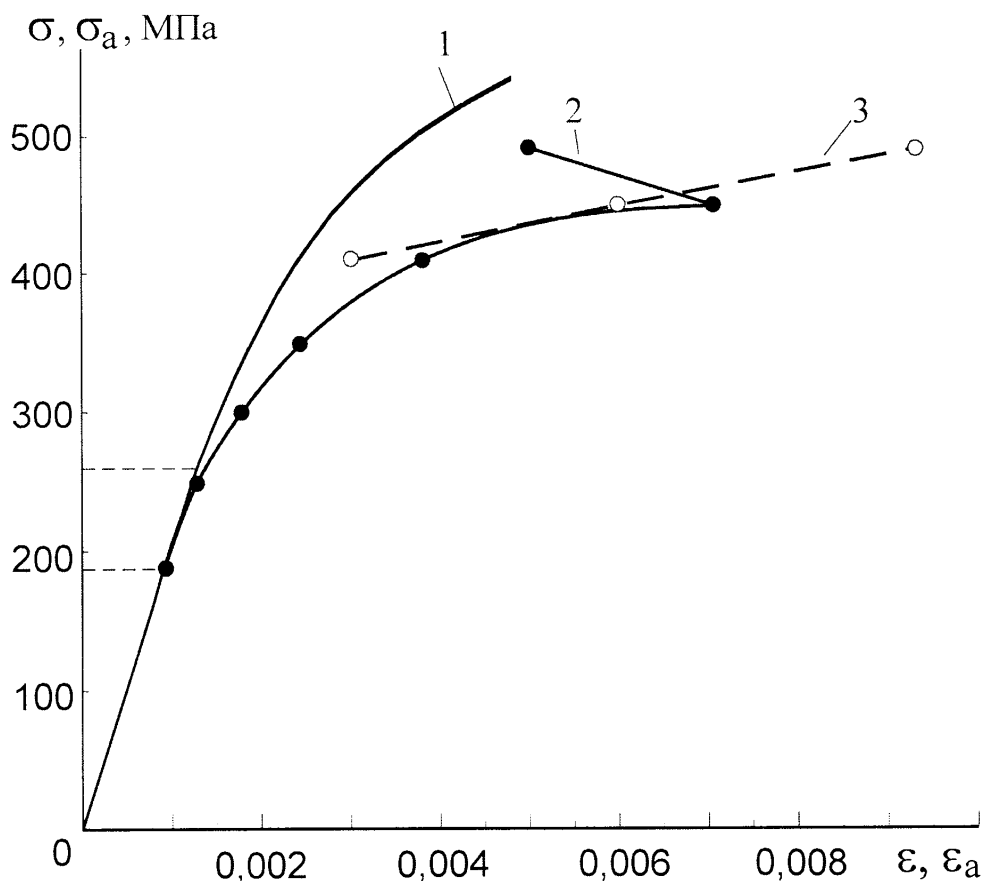


Рис. 4.20. Діаграми деформації композиції ЗШ – ЗТВ при статичному (1) та низькочастотному (2, 3) навантаженні

Таким чином, в результаті комплексних досліджень з побудовою повних кривих втоми, діаграм згину та аналізом кінетичних кривих деформації і макробудови сканованих зламів, розкрито специфіку низькочастотної втоми зварного з'єднання.

#### 4.4. Деформація і руйнування трубної сталі в зоні концентратора напружень при низьких частотах навантаження

Урахування впливу концентрації напружень на несучу здатність елемента трубопроводу у випадку його низькочастотного втомного руйнування є однією з найскладніших та найважливіших задач [75, 96],

зокрема тому, що при наявності пластичної деформації закономірності цього впливу не можуть бути пояснені шляхом простого визначення різниці між номінальними та дійсними напруженнями в зоні концентратора [47]. Важлива роль у визначенні концентрації напружень в циклічно деформованих трубних сталях відводиться зоні передруйнування (див. розд. 1).

Втомні випробовування у повітрі при 293 К з частотою навантаження 0,8 Гц проводили на зразках-моделях з нетекстурованої сталі 20 з кільцевим надрізом глибиною 2,5 мм та початковим радіусом  $r_0 = 0,75$  мм.

Повну криву низькочастотної втоми в напівлогарифмічних координатах з базою випробовувань  $10^6$  циклів, при побудові якої оперували номінальними напруженнями, визначеними за відомими формулами опору матеріалів [39] без урахування концентрації напружень, залишкових напружень та перерозподілу напружень в процесі деформації, зображено на рис. 4.21, а. Така крива складається лише з двох лінійних ділянок з перегином в точці В при  $N_p \approx 10^5$  циклів. Це означає, що вихід зразків з надрізом на фізичну границю витривалості  $\sigma_{-1k} = 90$  МПа відбувається при значно меншій абсцисі перегину, ніж у гладких зразків з  $N_p \approx 7 \cdot 10^5$  циклів (приблизно 10 діб випробовувань) та  $\sigma_{-1} = 180$  МПа.

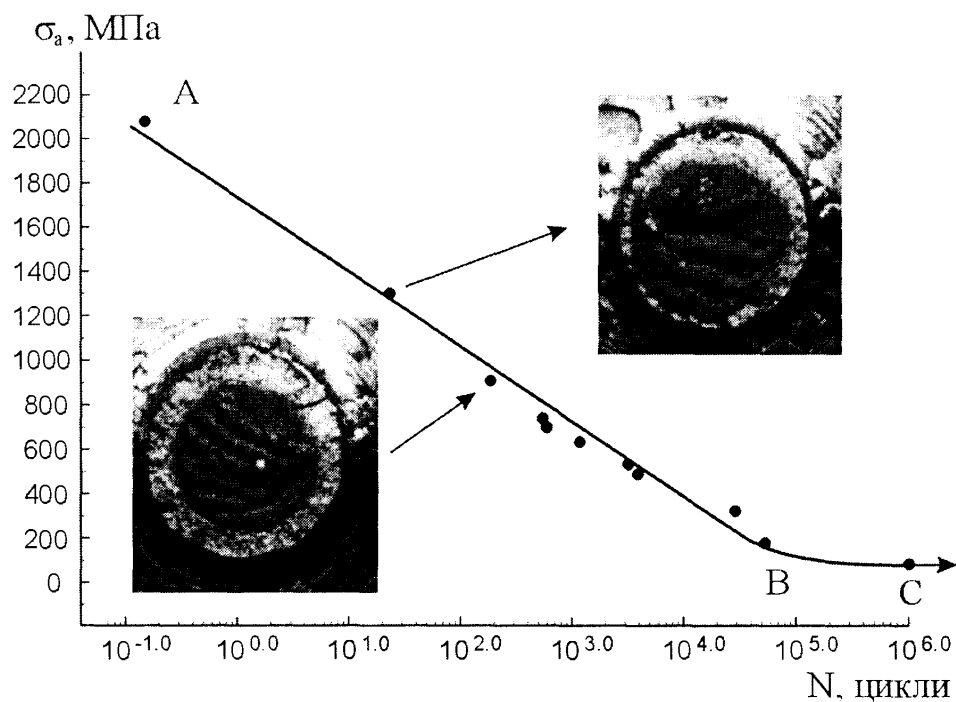
Аналіз даних показує, що  $\frac{\sigma_{пц}^k}{\sigma_{-1k}} \approx 6$  (рис. 3.13, 4.21), взята з довідника

для нашого випадку величина теоретичного коефіцієнта концентрації напружень  $\alpha_\sigma \approx 2$  [79], а визначений за експериментальними результатами

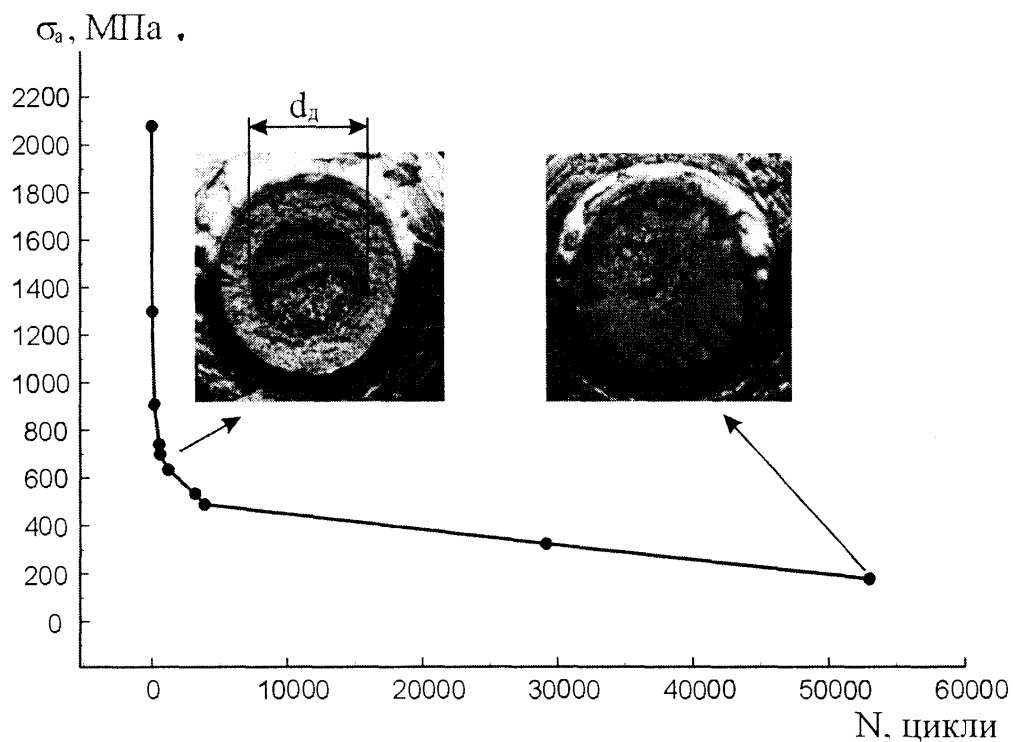
ефективний коефіцієнт концентрації напружень  $K_\sigma = \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_{-1k}} = 2$ .

Отже, втомні випробовування зразків-моделей з підібраними геометричними параметрами надрізу можна розглядати як метод прискореної оцінки границі витривалості гладких зразків.

Деформацію та руйнування на ділянці АВ (рис. 4.21, а) оцінювали за кінетичними кривими розкриття кільцевого надрізу (рис. 4.22, 4.23) та макробудовою зламів.



а



б

Рис. 4.21. Криві втоми зразків-моделей з кільцевим надрізом

Якщо ділянку АВ представити у координатах  $\sigma_a - N$  (рис. 4.21, б), можна виявити перегин в діапазоні  $\sigma_a = 500 \dots 600$  МПа, в якому знаходиться і напруження  $\sigma_{\text{пц}}^k = 545$  МПа, що розмежує області пружного та пружно-пластичного статичного згину.

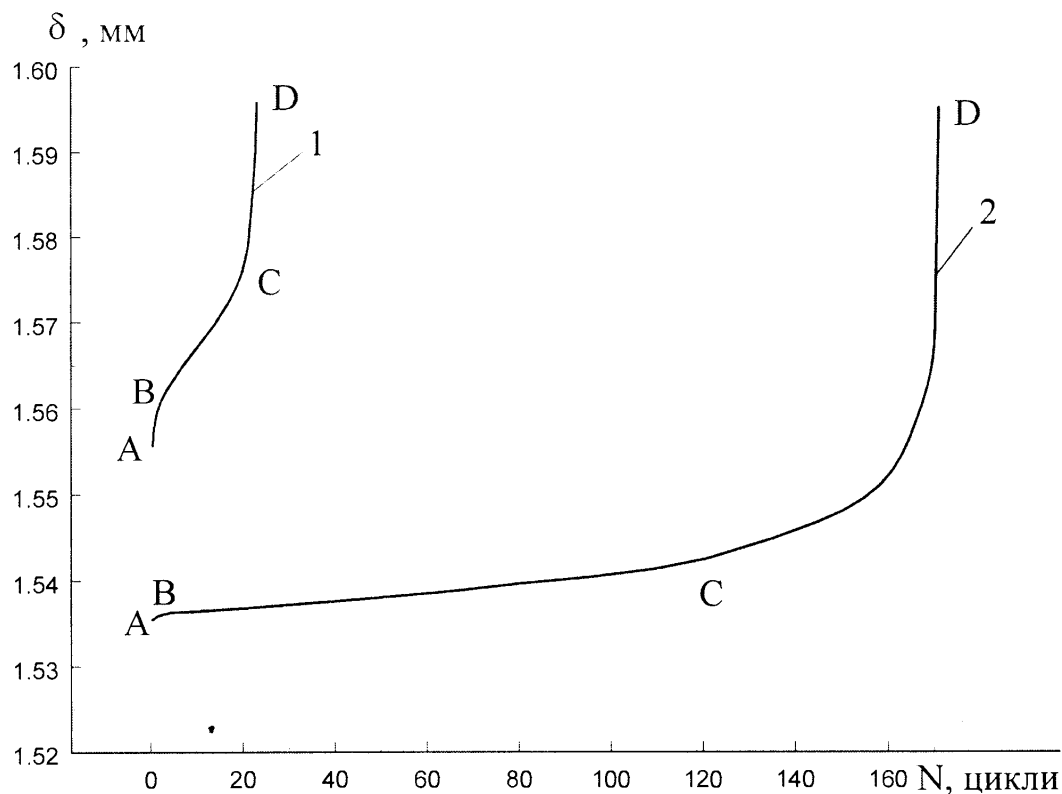


Рис. 4.22. Кінетика розкриття кільцевого надрізу при 1300 (1) та 910 (2) МПа

Кінетичні криві розкриття кільцевого надрізу при  $\sigma_a > \sigma_{\text{пц}}^k$  (рис. 4.22) складаються з трьох характерних ділянок. Точка А на цих кривих відповідає максимальному розкриттю надрізу в статиці і є початком циклічного навантаження при  $\sigma_a = \text{const}$ .

Ділянка АВ, на якій  $\delta^H$  інтенсивно зростає протягом 3...10 циклів, відображає стадію циклічного знеміцнення сталі біля вершини концентратора, що завершується, по всій ймовірності, утворенням зони передруйнування [96].

На ділянці ВС спостерігається зростання параметра  $\delta^H$  з постійною і, притому, мінімальною швидкістю, величина якої зі збільшенням  $\sigma_a$  теж

закономірно збільшується. Можна припустити, що саме на цій ділянці відбувається остаточне формування кільцевої втомної тріщини та стабільне її підростання. Таким чином, при подальшому циклічному навантаженні, зразок-модель працює з первинним кільцевим концентратором напружень з радіусом  $r$  та вторинним концентратором напружень у вигляді кільцевої втомної тріщини. Слід відзначити, що надріз з  $r_0 = 0,75$  мм при циклічному круговому згині є концентратором постійно, оскільки у півциклі стиску  $\delta^H \neq 0$ , в той час як втомна тріщина в зоні стиску буде змикатися і, починаючи з деякого  $\sigma$ , вже не являтиметься концентратором, а передаватиме напруження стиску, як суцільний матеріал. Це важливо враховувати на практиці, зокрема, при створенні конструкцій залізобетонних оболонок (покриттів), що виконують роль баласту, в яких передбачено кільцеві розрізи.

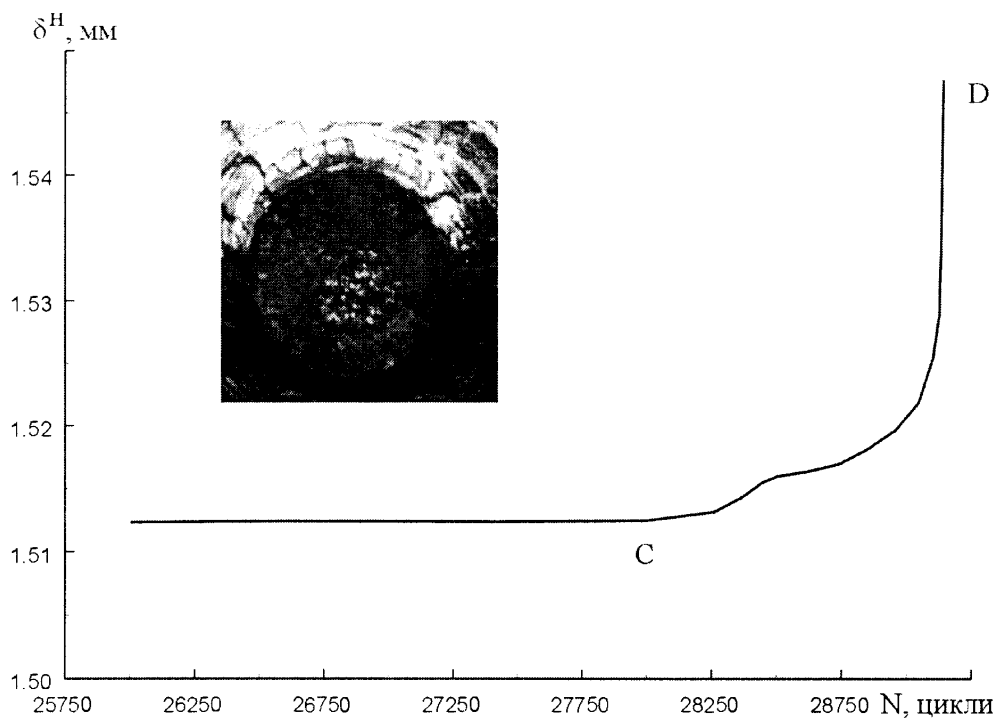
Характер зміни параметра  $\delta^H$  на ділянці CD однозначно вказує на прискорений ріст кільцевої тріщини, максимальна глибина якої досягається у момент долому та приблизно складає  $(d - d_d)/2$  (рис. 4.21, б).

При  $\sigma_a < \sigma_{nc}^k$  ділянка АВ на кінетичних кривих розкриття кільцевого надрізу вже не простежується в силу незначного (1 мкм і менше) приросту  $\delta^H$ . Тому в області пружного статичного згину процес низькочастотної втоми, виходячи з характеру зміни параметра  $\delta^H$ , можна розглядати як двостадійний.

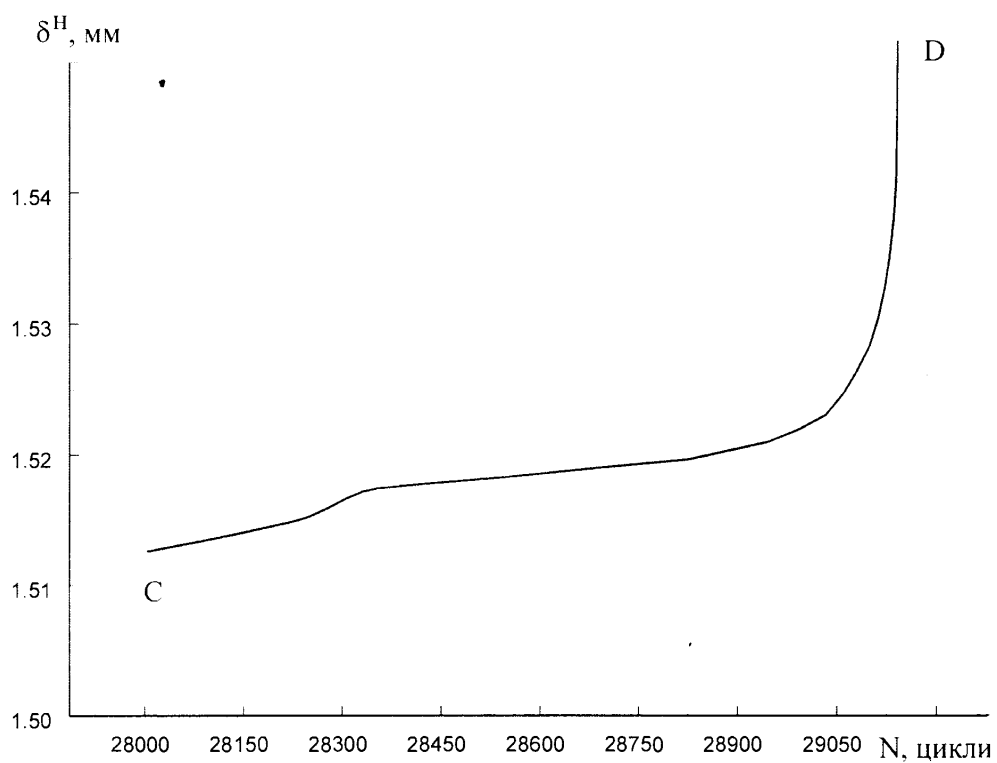
На першій стадії, аж до точки С (рис. 4.23, а), величина  $\delta^H$  залишається практично незмінною, що свідчить про відносно малу пластичну деформацію в зоні концентратора напружень та непомітний вплив процесу зародження і розвитку структурно коротких та фізично малих тріщин [67] на несучу здатність зразка з надрізом.

На другій стадії (рис. 4.23, б), яка при  $\sigma_a = 325$  МПа проходить приблизно за 1140 циклів (3,9 % від загальної довговічності), параметр  $\delta^H$  зростає за рахунок того, що сформовані біля вершини кільцевого надрізу

макротріщини починають поширюватися, відчутно зменшуючи живий переріз зразка.



а



б

Рис. 4.23. Кінетика розкриття кільцевого надрізу на завершальній стадії низькочастотної втоми при 325 МПа

Втомне руйнування на ділянці CD (рис. 4.23, б) можна, в загальному, охарактеризувати як процес переходу від практично стабільного росту тріщин протягом  $\sim 1000$  циклів до нестабільного (прискореного) росту кільцевої тріщини, в результаті якого остаточно формується втомна зона.

Злами зразків-моделей з надрізом, отримані при  $\sigma_a > \sigma_{\text{пц}}^k$  та при  $\sigma_a < \sigma_{\text{пц}}^k$ , істотно відрізняються між собою (рис. 4.21, 4.23, а).

При  $\sigma_a > \sigma_{\text{пц}}^k$  типовими є злами, на поверхні яких добре простежуються дві зони: втомна зона з в'язким руйнуванням та зона долому з характерними регулярно розташованими макроборіздками, подібними до тих, які спостерігали на зламах при статичному згині (рис. 3.16). Висота та крок між макроборіздками залежать від площі зони долому  $S_d$ , що, в свою чергу, змінюється в залежності від  $\sigma_a$  (рис. 4.24).

В області, близькій до перегину на кривій втоми, при  $\sigma_a = 700$  МПа (рис. 4.21, б) боріздками охоплено половину зони долому, а при  $\sigma_a < \sigma_{\text{пц}}^k$  долом утворюється вже без боріздок (рис. 4.23, а).

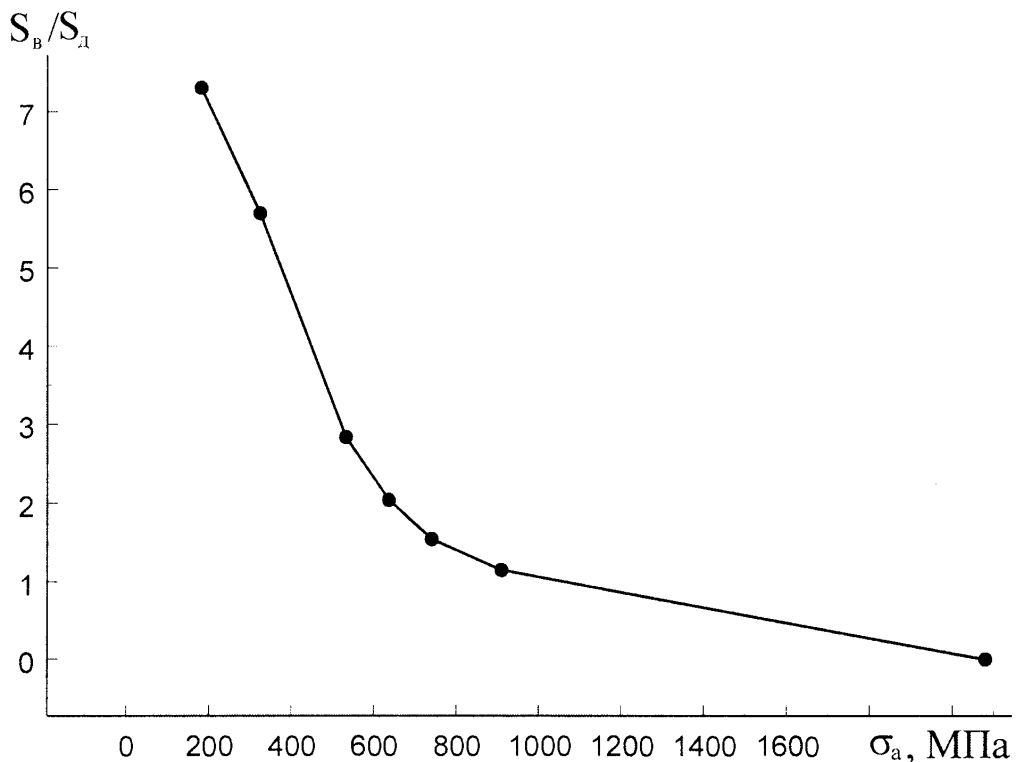


Рис. 4.24. Залежність відношення  $S_v/S_d$  від амплітуди напружень

Формування рельєфу втомної зони при  $\sigma_a < \sigma_{\text{пц}}^k$  (рис. 4.21, б, 4.23, а) очевидно проходить у два етапи.

На першому етапі утворюється зовнішня кільцева ділянка, максимальна глибина якої зростає від 0,62 мм при 325 МПа до 0,94 мм при 180 МПа. Характерною ознакою поверхні цієї ділянки є наявність радіальних уступів від злиття тріщин, які розвиваються в паралельних площинах. З віддаленням від вершини надрізу висота уступів зменшується, що вказує на зближення площин розвитку тріщин.

На другому етапі подальше зростання втомної зони відбувається в результаті поширення в одній площині сформованої кільцевої тріщини.

Таким чином, дослідження закономірностей прояву різних зон ламів, отриманих в широкому діапазоні амплітуд напружень, дозволяють трактувати перегин на кривій втоми (рис. 4.21, б), як перехід від малоциклової до багатоциклової низькочастотної втоми. Відповідно, існує критеріальне число  $N_n^k \approx 4 \cdot 10^3$  циклів, яке розмежовує режими низькочастотного навантаження на такі, що забезпечують, або не забезпечують підвищену довговічність сталі трубопроводу з концентраторами напружень.

### **Висновки:**

1. Введено комплексне поняття про малоциклову та багатоциклову низькочастотну втому морських трубопроводів, спираючись на всебічний аналіз умов їх експлуатації та деформаційно-кінетичне трактування процесу втоми.
2. Побудовано придатні для інженерних розрахунків повні криві низькочастотної втоми для сталі трубопроводу з різною структурою та композиції ЗШ – ЗТВ за результатами випробовувань зразків-моделей з конструктивними концентраторами і без. Дано



обґрунтоване пояснення характерних ділянок, виявлених перегинів та розривів на кривих втоми.

3. Розкрито кінетичні особливості деформації та руйнування сталі трубопроводу на характерних ділянках кривих втоми та показано істотний вплив структури та концентрації напружень на закономірності прояву деформаційних стадій.
4. Вперше, на гладких зразках-моделях з  $l_p/d = 4$  та  $10$  в області низькочастотної ( $0,8$  Гц) малоциклової втоми, виявлено аномальну деформаційну поведінку текстурованої сталі 20 та композиції ЗШ – ЗТВ, яка проявляється у виникненні деформаційних піків, зумовлених послідовним проходженням інтенсивних швидкоплинних процесів циклічного знеміцнення та зміцнення. Пояснено небезпеку цього явища.
5. Експериментально підтверджено можливість прискореної оцінки границі витривалості основного металу та зварного з'єднання труб за діаграмами статичного та циклічного кругового згину, а також результатами випробовувань зразків-моделей з підібраними геометричними параметрами надрізу.
6. Вперше, в області низькочастотної малоциклової втоми, виявлено інверсію втомної довговічності композиції ЗШ – ЗТВ, яка пов'язана з ефектами циклічного деформування, розкритими за допомогою кінетичних кривих деформації та діаграм циклічного кругового згину.
7. Запропоновано методику визначення деформаційних областей низькочастотної втоми, а саме спонтанної, прогнозованої та безпечної деформації, і показано її ефективність у випадку, коли характеристики граничних станів  $\sigma_{-1}$  та  $\sigma_{0,2}^{*u}$  є малочутливими до зміни структури трубної сталі.

8. Показано ефективність комп'ютерного макроструктурного аналізу сканованих втомних зламів при знаходженні зв'язку між будовою зламу та кінетикою деформування і руйнування, поясненні перегинів та розривів на кривій втоми і її поділу на характерні ділянки, а також виявленні дефектів, відповідальних за утворення тріщин.
9. Вивчено закономірності прояву різних зон зламів зразків з надрізом в широкому діапазоні амплітуд напружень, які дозволяють трактувати перегин на кривій низькочастотної втоми, як перехід від малоциклової втоми, з макроборідчатою поверхнею долому, до багатоциклової втоми з доломом без борідок та втомною зоною з кільцевою ділянкою.

## РОЗДІЛ 5

### НИЗЬКОЧАСТОТНА КОРОЗІЙНА ВТОМА МАТЕРІАЛУ МОРСЬКИХ ТРУБОПРОВОДІВ

#### 5.1. Вплив частоти навантаження на корозійно-втомну міцність та довговічність сталі трубопроводу

При одночасній дії на елемент трубопроводу корозійного середовища та циклічного навантаження його частота відіграє особливо важливу роль [49, 102], оскільки від неї, з одного боку, залежить тривалість взаємодії деформованого металу з середовищем при  $N = \text{const}$ , а з іншого – механічна активація фізико-хімічних процесів корозії [177]. В зв'язку з цим важливо передбачити, в якому діапазоні амплітуд напружень довговічність та несуча здатність сталі трубопроводу контролюється не навантаженням, а хімічною, фізичною та фізико-хімічною дією середовища [106].

Корозійно-втомні випробовування при 293 К з частотами навантаження 0,8 та 50 Гц проводили на зразках-моделях з  $l_p/d = 10$  у середовищі морської води. Корозійну витривалість сталі при  $f = 0,8$  Гц досліджували в діапазоні  $\sigma_a = 60 \dots 410$  МПа, повністю охоплюючи область втомного зламу, а при  $f = 50$  Гц – в діапазоні 60...280 МПа, що пов'язано з величиною  $l_p$ .

Встановлено, що частота навантаження мало впливає на кут нахилу ділянок кривих корозійної втоми, проте спричинює їх зміщення по осі абсцис (рис. 5.1). Зі збільшенням частоти від 0,8 до 50 Гц при  $\sigma_a = 60$  МПа довговічність зростає в 5 разів, а при  $\sigma_a = 280$  МПа – в 6,7 разів. При частоті 0,8 Гц ділянка кривої корозійної втоми знаходиться лівіше ділянки

багатоциклової втоми на повітрі. Точка перетину цих ділянок лежить на границі між областями циклічної повзучості та втомного зламу. При зниженні  $\sigma_a$  від 410 МПа довговічність сталі в корозійному середовищі, у порівнянні з повітрям, закономірно зменшується (при  $\sigma_a = \sigma_{-1} \sim$  в 3,5 рази).

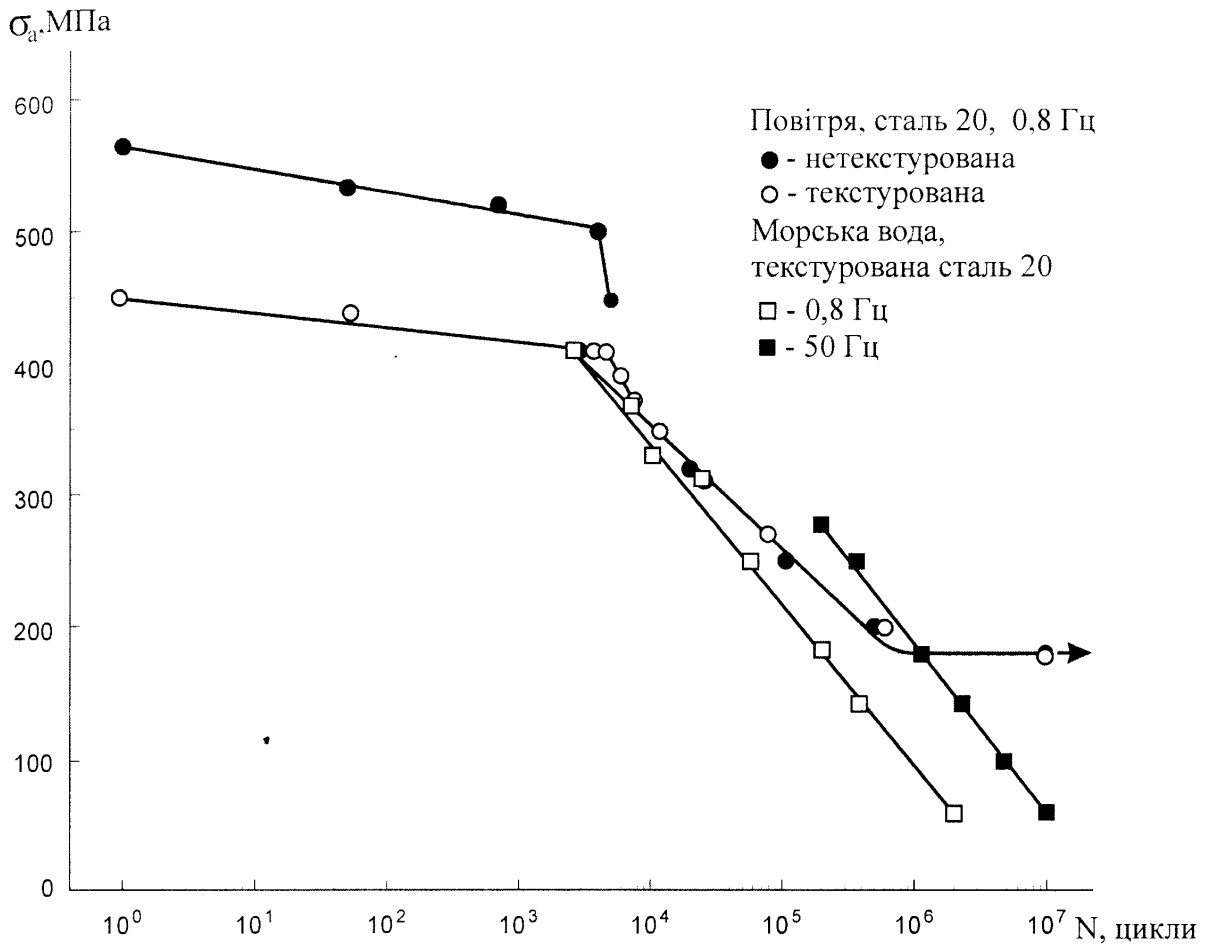


Рис. 5.1. Повні криві втоми та ділянки кривих корозійної втоми зразків-моделей

Відзначимо, що оцінку довговічності сталі трубопроводу можна здійснювати не тільки за параметром  $N$ , але і за часом випробовувань  $t$ . Відповідно при  $N = \text{const}$  випробовування з частотою навантаження 0,8 Гц відбуватимуться в 62,5 рази довше, ніж при 50 Гц.

Незважаючи на значну тривалість, низькочастотні корозійно-втомні випробовування є необхідною ланкою комплексної діагностики матеріалу трубопроводу і їх неможливо замінити поширеними випробовуваннями з частотою 50 Гц, оскільки при  $\sigma_a < \sigma_{-1}$  руйнування в корозійному

середовищі контролюється часом. Постає проблема прискореного визначення параметрів кривої корозійної втоми при низьких частотах навантаження.

Пропонуємо два способи прискореної оцінки корозійної витривалості при низькочастотному навантаженні.

### **Спосіб 1:**

1. Будуємо повну криву низькочастотної втоми на повітрі.
2. Проводимо випробовування до руйнування в корозійному середовищі при  $\sigma_a = \sigma_{-1}$  з тією ж частотою навантаження.
3. Приймаємо, що довговічність матеріалу на повітрі та в корозійному середовищі при напруженні, яке розмежовує області циклічної повзучості та втомного зламу, практично не відрізняється, оскільки домінує механічний чинник.
4. Проводимо за двома точками пряму, яка відповідає прогнозованій ділянці кривої низькочастотної корозійної втоми.

### **Спосіб 2:**

1. Будуємо криву корозійної втоми при частоті навантаження 50 Гц.
2. Проводимо низькочастотні випробовування до руйнування в корозійному середовищі при  $\sigma_{0,2}^* > \sigma_a > 0,7\sigma_{0,2}^*$ , попередньо визначивши параметр  $\sigma_{0,2}^*$  з діаграм згину.
3. Через отриману експериментальну точку проводимо пряму, паралельну відповідній ділянці кривої корозійної втоми при  $f = 50$  Гц і, таким чином, знаходимо прогнозовану ділянку кривої низькочастотної корозійної втоми.

Відзначимо, що спосіб 1 забезпечує точніше прогнозування корозійної витривалості, проте спосіб 2 менш тривалий.

## 5.2. Кінетика деформації та електродного потенціалу сталі трубопроводу при низькочастотному навантаженні у морській воді

Криві корозійної втоми трубних сталей не розкривають стадійності цього складного процесу, що не дозволяє достатньо точно прогнозувати ресурс роботи, залишковий ресурс роботи, ресурс роботи конструкції з моменту пошкодження покриття.

Нами вперше в середовищі морської води здійснено паралельну комп'ютерну реєстрацію кінетики деформації та електродного потенціалу сталі трубопроводу при низькочастотному навантаженні [120, 128] з наступним скануванням корозійно-втомних зламів [123] та інтерпретацією одержаних цифрових відбитків сумісно з кінетичними кривими.

Встановлено, що морська вода при  $\sigma_a = 420$  МПа (верхня границя області малоциклової втоми) дещо знижує, у порівнянні з повітрям, довговічність сталі, проте п'ятистадійна кінетика деформації з характерним піком залишається (рис. 5.2).

Параметри деформаційних піків, сформованих протягом I та II стадій, у морській воді та повітрі різні (рис. 5.3).

Висота піку у морській воді відчутно більша, ніж в повітрі, що можна пов'язати з адсорбційним впливом електроліту (ефект Ребіндера) [81] на швидкоплинне протікання процесів циклічного знеміцнення на I стадії (діл. АВ) та циклічного зміцнення на II стадії (діл. ВС) в сприятливих умовах низькочастотного навантаження. В результаті вихід на ділянку CD (початок повторного деформаційного знеміцнення на III стадії) в корозійному середовищі відбувається при величині  $\Delta \epsilon^u$  приблизно в чотири рази більшій, ніж в повітрі (рис. 5.3). Судячи з нахилу ділянок CD, процес повторного знеміцнення у морській воді проходить повільніше.

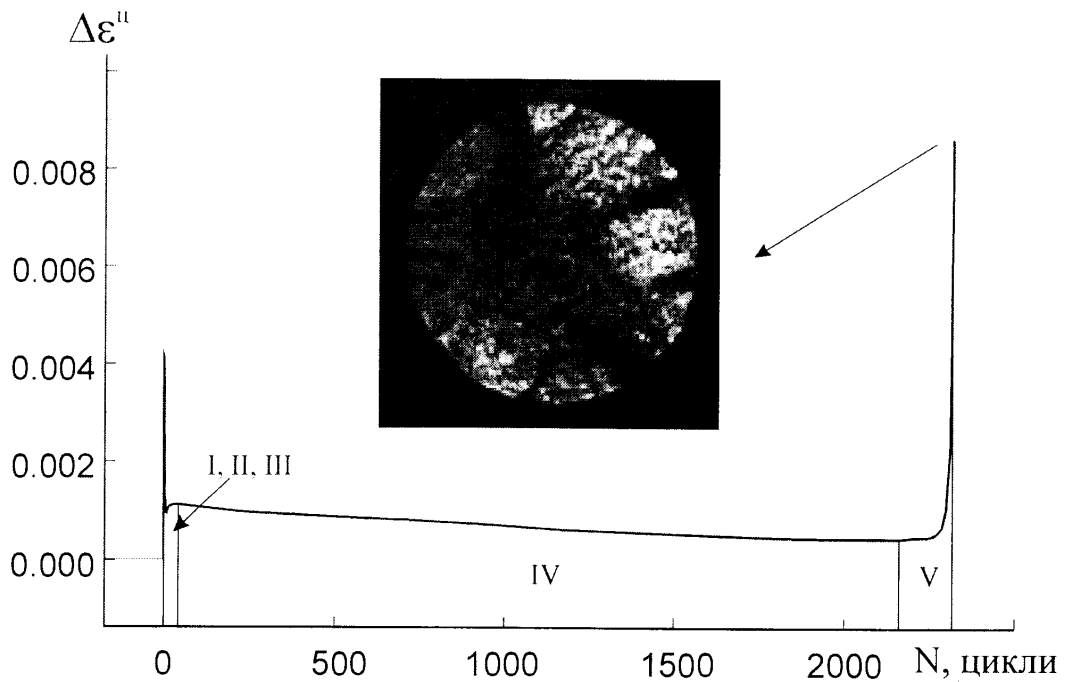


Рис. 5.2. Аномальна деформаційна поведінка текстурованої сталі трубопроводу при низькочастотній корозійній втомі ( $\sigma_a = 420$  МПа)

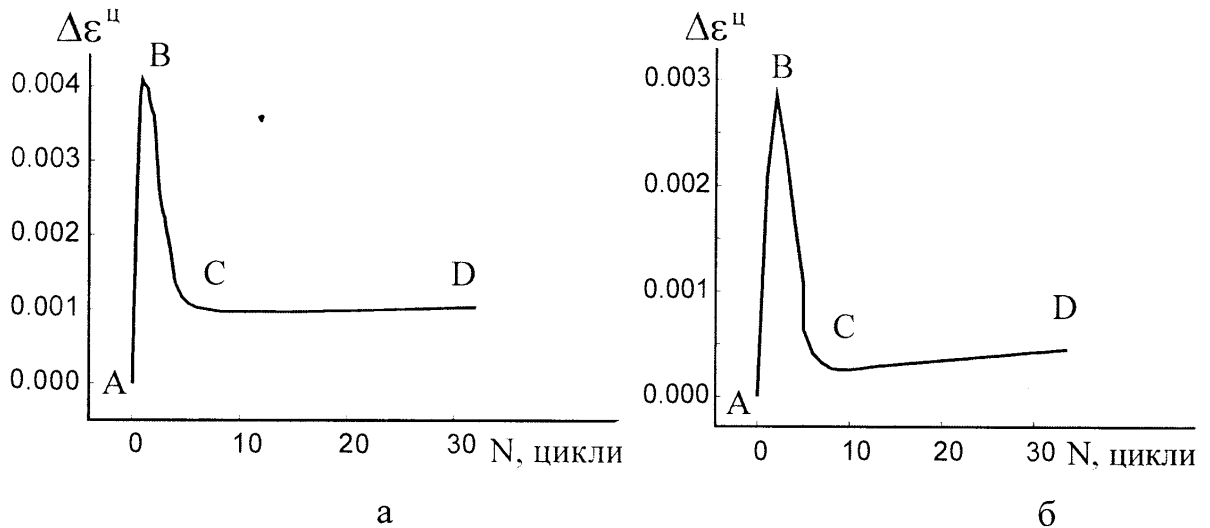


Рис.5.3. Деформаційні піки у морській воді (а) та повітрі (б)

Незважаючи на те, що перші сліди корозії на поверхні зразка з'являються приблизно через 50 циклів навантаження, тобто на III стадії, вплив корозійного фактору на деформаційні зміни протягом IV стадії виражений слабо. Якщо на повітрі ця найтриваліша стадія протікає з практично незмінною амплітудою деформації  $\epsilon_a$  (рис. 4.8., а), то в корозійному середовищі спостерігається незначне, але стабільне повторне

деформаційне зміцнення – зменшення  $\Delta\varepsilon^u$  (рис. 5.2) протягом приблизно 1500 циклів, після якого  $\Delta\varepsilon^u$  поступово стабілізується і, починаючи з  $\sim 2000$  циклів аж до початку V стадії  $\Delta\varepsilon^u = \text{const}$ .

На V стадії прискорений ріст корозійно-втомних тріщин, як і втомних тріщин у повітрі, призводить до формування подібних поверхонь зламів (рис. 4.11, б, 5.2), оскільки корозійне середовище найсильніше впливає на процес зародження тріщин [178], а ріст тріщин контролюють напруження.

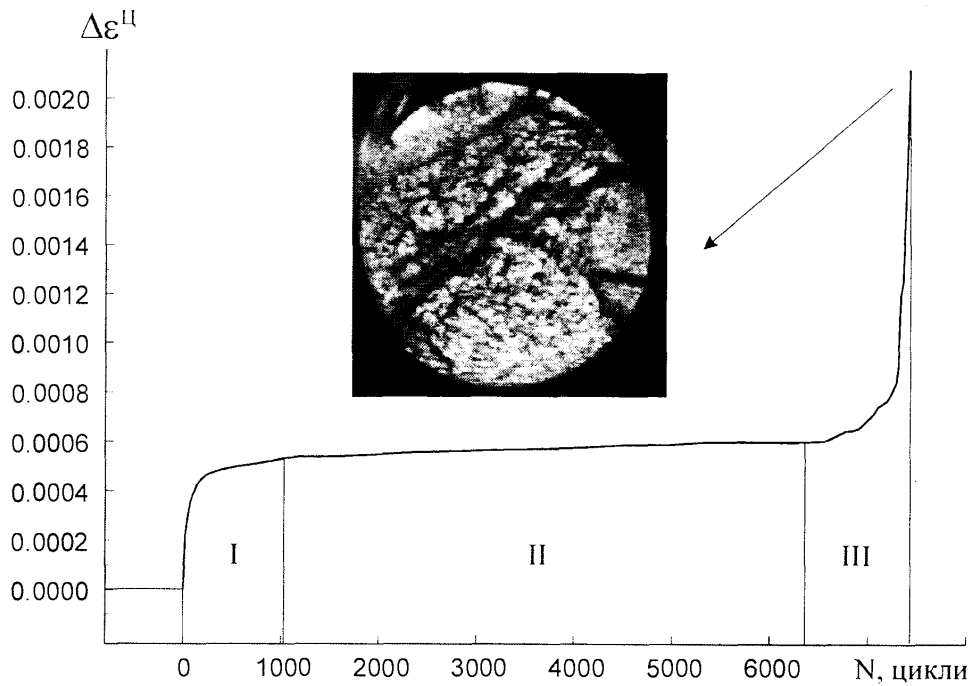
При зменшенні  $\sigma_a$  до 380 МПа дія морської води, порівняно з повітрям (рис. 4.8) проявляється в тому, що п'ятистадійна кінетика деформації трансформується у тристадійну (рис. 5.4, а), тобто зникають деформаційні піки, а циклічне знеміцнення стає довготривалим процесом, що охоплює I та II стадії. Швидкість збільшення  $\Delta\varepsilon^u$  на I стадії носить затухаючий характер, а на II стадії практично залишається постійною до початку III стадії.

Відносна тривалість стадій залежить від амплітуди напружень і при  $\sigma_a = 380$  МПа відповідно складає 13,85 (I), 71,96 (II) та 14,19 % (III) від загальної довговічності  $N = 7400$  циклів. При зменшенні  $\sigma_a$  від 420 до 380 МПа відносна тривалість завершальних III та V стадій зростає; на повітрі така залежність не спостерігається (рис. 4.8).

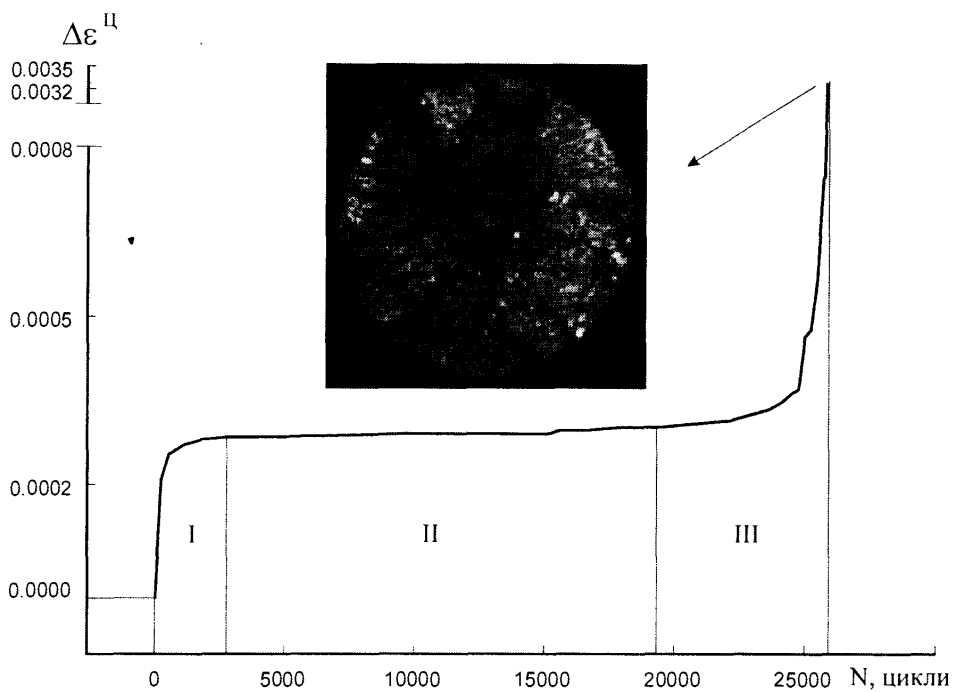
Макрокартина зламу при  $\sigma_a = 380$  МПа характерна тим (рис. 5.4, а), що зона долому зміщена від центру перерізу зразка, а в корозійно-втомній зоні знаходиться лише одна, невелика за площею, поглиблена ділянка з уступами.

При  $\sigma_a = 310$  МПа пластична складова деформації в статистиці вже незначна (рис. 3.6, г), оскільки  $\sigma_{0,2}^* = 273$  МПа, і тому приріст  $\Delta\varepsilon^u$  на I стадії теж відносно невеликий (рис. 5.4, б), хоча загальні закономірності зміни  $\Delta\varepsilon^u$  зі збільшенням  $N$  залишаються такими самими, як при  $\sigma_a = 380$  МПа.





а



б

Рис. 5.4. Зміна амплітуди пластичної деформації текстурованої сталі трубопроводу у морській воді при 380 (а) та 310 МПа (б)

Відносна тривалість I, II та III стадій при  $\sigma_a = 310$  МПа відповідно складає 10,04; 63,83 і 26,13 % від загальної довговічності  $N = 25732$  цикли, що вказує на подальше зростання відносної тривалості III стадії при

зменшенні  $\sigma_a$  від 380 до 310 МПа. Причину цього в певній мірі пояснюють фрактографічні дослідження (рис. 2.13).

При  $\sigma_a \leq \sigma_{-1}$ , тобто в області необмеженої втомної довговічності, типовою є деформаційна поведінка сталі з повільним зростанням протягом II стадії  $\Delta \epsilon''$  зі швидкістю, що характеризується кутом  $\beta$  (рис. 5.5), який при зниженні  $\sigma_a$  зменшується.

Відносна тривалість циклічного знеміцнення на першій стадії багатоциклової корозійної втоми невелика (табл. 5.1), проте тривалість цього процесу, виражена в циклах, є величиною одного порядку із величиною  $N$  при малоциклової корозійній втомі (рис. 5.2).

Таблиця 5.1

Тривалість деформаційних стадій низькочастотної багатоциклової корозійної втоми при  $\sigma_a \leq \sigma_{-1}$

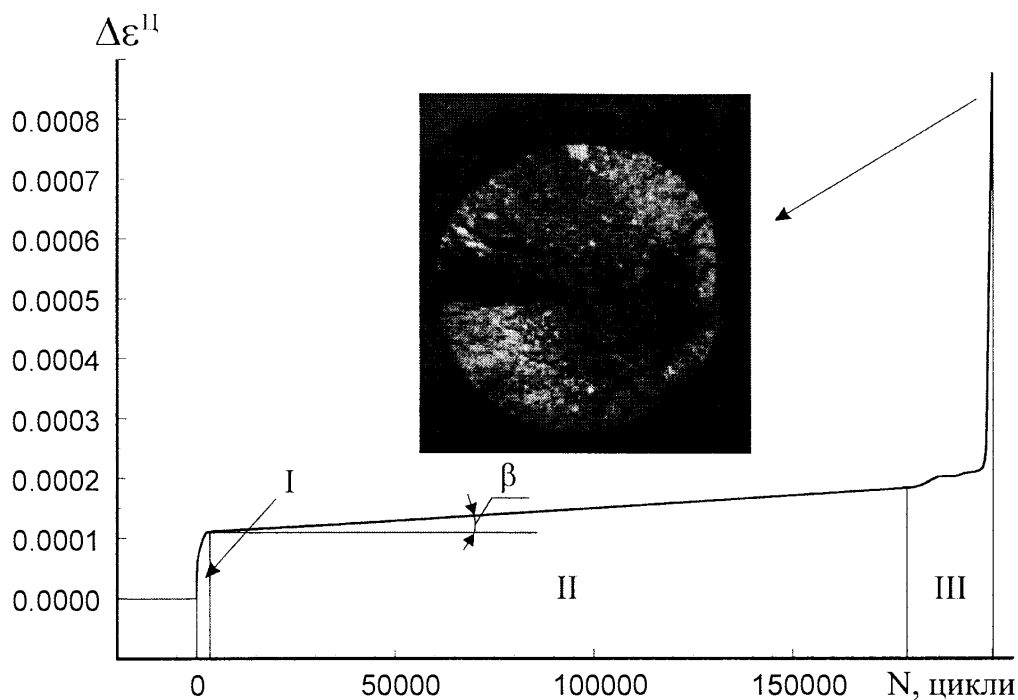
Амплітуда напружень, МПа	Тривалість стадій, %			Число циклів до руйнування
	1	2	3	
180	2,00	87,50	10,50	200000
140	0,95	75,24	23,81	420000

Те ж саме стосується вираження тривалості III стадії, величина якої відповідає залишковій довговічності і легко знаходиться з кінетичних кривих (рис. 5.5), досягаючи при  $\sigma_a = 140$  МПа величини  $10^5$  циклів.

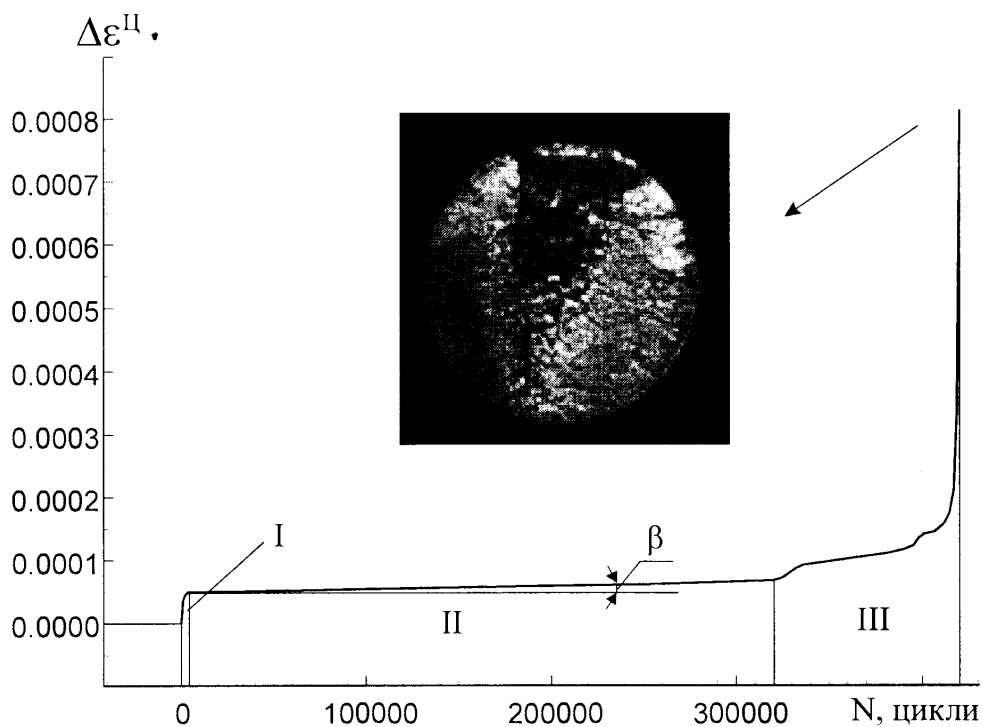
Якщо злами при  $\sigma_a > \sigma_{0,2}^*$  відрізняються наявністю у корозійно-втомній зоні поглиблених ділянок та уступів, що свідчить про паралельне поширення тріщин у віддалених площинах та їх наступне злиття, то при  $\sigma_a = \sigma_{-1}$  типовою є поверхня корозійно-втомного руйнування спіральної форми з перпендикулярним до неї радіальним уступом (рис. 5.5, а).

При  $\sigma_a \approx 0,5 \sigma_{0,2}^*$  корозійно-втомна зона охоплює доволі значну поверхню зламу (рис. 5.5, б), про що свідчить відношення  $S_{KB}/S_{дл} = 3,89$

(рис. 5.6). Поверхня корозійно-втомного руйнування виглядає плоскою, що вказує на формування магістральної тріщини, шляхом злиття одиничних тріщин, розташованих в близьких паралельних площинах.



а



б

Рис. 5.5. Кінетика пластичної деформації текстурованої сталі трубопроводу у морській воді при  $\sigma_a = 180$  МПа (а) та 140 МПа (б)

Перехід від корозійно-втомної зони до долому досить чіткий, що при  $\sigma_a > \sigma_{0.2}^*$  не спостерігається.

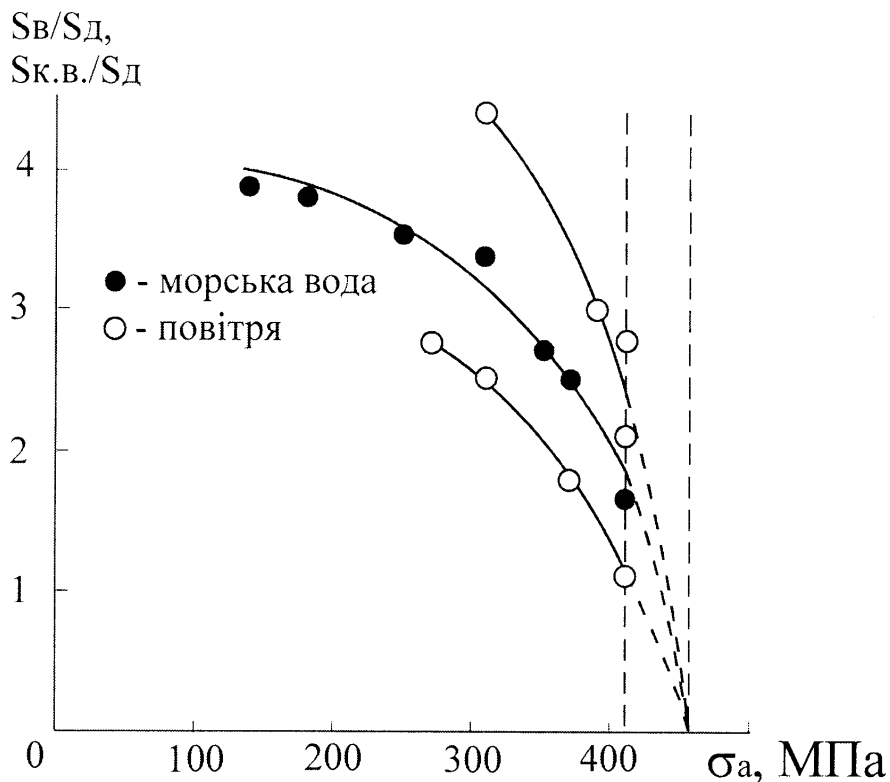


Рис. 5.6. Залежність відношення  $S_{к.в.}/S_{д}$  та  $S_{в}/S_{д}$  від амплітуди напружень (текстурована сталь 20).

Як показали дослідження (рис. 5.6), відношення  $S_{к.в.}/S_{д}$  та  $S_{в}/S_{д}$ , в першу чергу, є мірою величини руйнівних циклічних напружень, які спричинюють долом зразка. При  $\sigma_a = \text{const}$  ці відношення можуть змінюватися в доволі широкому діапазоні, що особливо простежується при випробовуваннях у повітрі. Якщо такий розкид результатів пов'язати з відчутною анізотропією фізико-механічних властивостей текстурованої сталі, то можна прийти до висновку, що її вплив у корозійному середовищі значно менший.

У повітрі  $S_{в}/S_{д}$  може теоретично змінюватися від нуля, коли  $S_{в} = 0$  і фіксується злам у статиці, до максимальних значень, у випадку руйнування при  $\sigma_a$  близьких до  $\sigma_{-1}$ . В корозійному середовищі існує лише умовна границя корозійної витривалості при вибраній базі випробовувань, тому

при  $\sigma_a \rightarrow 0$ ,  $S_{к.в.}/S_d \rightarrow \infty$ , що експериментально перевірити дуже важко, оскільки крива корозійної втоми в координатах  $\sigma_a - N$  асимптотично наближається до осі абсцис і нескінченно зростає база випробовувань.

Комп'ютерна екстраполяція кривих  $S_B/S_d$ ,  $S_{к.в.}/S_d - \sigma_a$  на вісь абсцис (рис. 5.6) вказує на можливість існування спільного значення  $\sigma_a$ , близького до величини  $\sigma_{мц}^л$ , при якому  $S_B/S_d = S_{к.в.}/S_d = 0$ , що є важливим підтвердженням правомірності п.3 у способі 1 (див. підрозд. 5.1).

Непружність у морській воді спостерігається і при  $\sigma_a < \sigma_{0,2}^{*ц}$  (рис. 5.7), що зумовлено адсорбційно-електрохімічною дією середовища та низькочастотним фактором; відповідно крива 3 розташована правіше кривої 2.

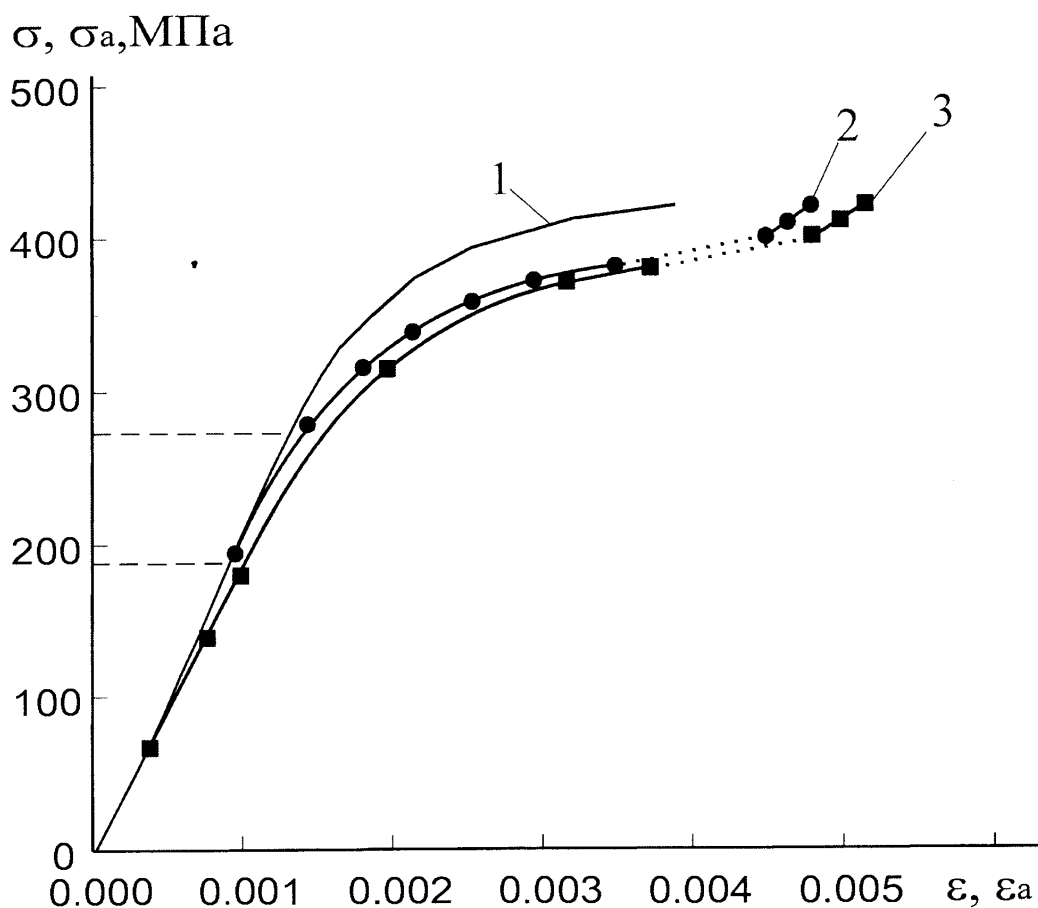


Рис. 5.7. Діаграми згину зразків-моделей з текстурованої сталі 20 при статичному (1), та низькочастотному (2, 3) навантаженні у повітрі (2) та морській воді (3)

Важливу інформацію про низькочастотну корозійну втому сталі трубопроводу дають кінетичні криві електродного потенціалу, отримані в ході випробовувань паралельно з кінетичними кривими деформації [128, 129].

Електродний потенціал (ЕП) є надзвичайно важливою характеристикою матеріалу, оскільки його величина впливає на характер та швидкість проходження катодних і анодних процесів, а також термодинамічну можливість чи неможливість їх протікання в даних умовах. Дослідження кінетики ЕП в умовах, близьких до експлуатаційних, мають велике практичне значення тому, що без них неможлива правильна хімічна інтерпретація корозійних процесів.

На величину ЕП та характер його зміни впливають різноманітні чинники. Насамперед це рельєф та хімічна чистота поверхні, на якій проходять основні електрохімічні процеси. Механообробка значно активізує поверхню сталі, що сприяє швидкому розблагородженню (зменшенню ЕП) (рис. 5.8).

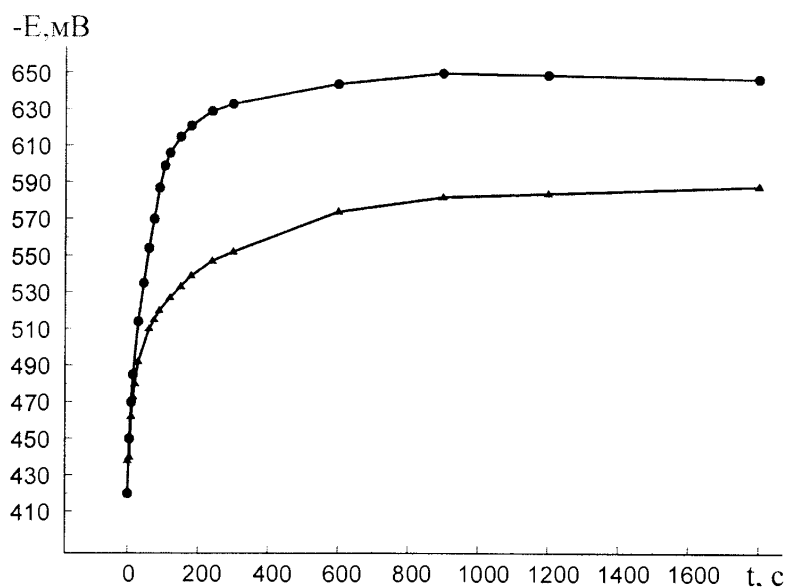


Рис. 5.8. Залежність кінетики електродного потенціалу зразка від часу витримки після механічної обробки поверхні (текстурована сталь 20,  $T = 293 \text{ K}$ ,  $\sigma = 0$ ): ● – полірування та витримка 1 хв; ▲ – полірування та витримка в ексикаторі 24 год.

Різниця досить значна і складає 50...60 мВ. Тому, з метою нівелювання впливу даного чинника на результати експерименту, усі дослідні зразки-моделі витримувалися в ексикаторі протягом 24 год.

Кінетика ЕП в процесі статичного та наступного низькочастотного малоциклового навантаження показана на рис. 5.9.

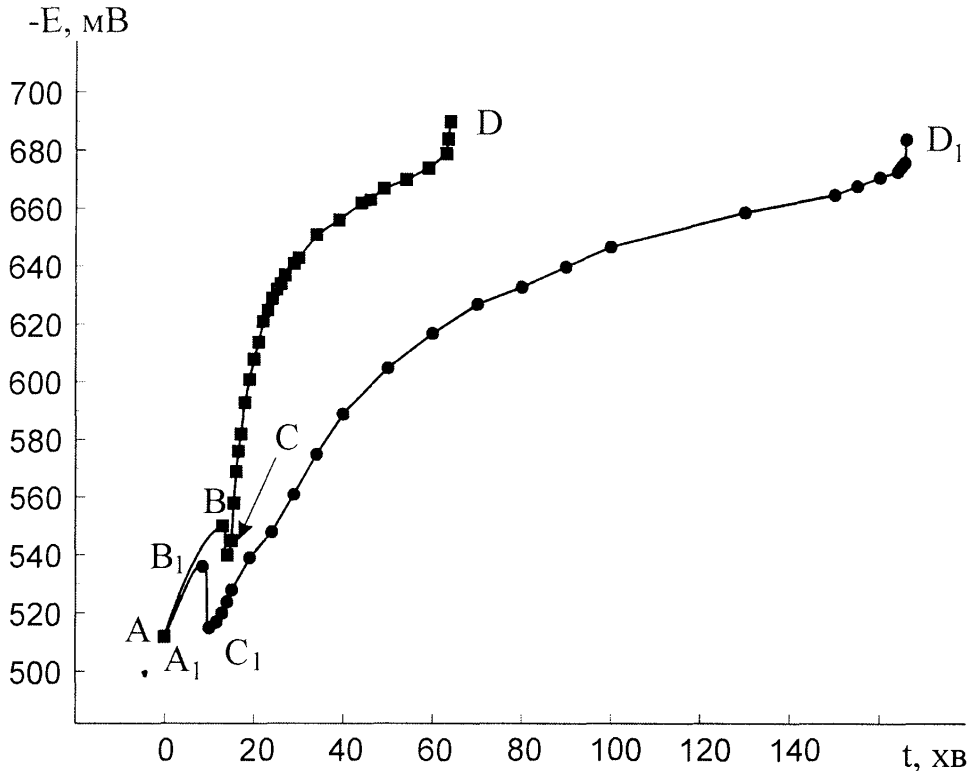


Рис. 5.9. Кінетика електродного потенціалу текстурированої сталі 20 у морській воді: ■ – 420 МПа; ● – 380 МПа.

На ділянках АВ та  $A_1B_1$ , що відповідають ступінчастому статичному навантаженню, відбувається монотонне спадання ЕП, тим більше, чим більша величина  $\sigma_a$ . Взаємне розташування цих ділянок, а також їх порівняння з відповідною ділянкою ненавантаженого зразка (рис 5.8), говорить про більшу залежність зміни ЕП від часового фактору, ніж від напружень.

Протягом перших циклів навантаження проходить стрімке зростання ЕП відповідно на 10 мВ на ділянці ВС при  $\sigma_a = 420$  МПа та 20 мВ на ділянці  $B_1C_1$  при  $\sigma_a = 380$  МПа, що може мати наступне пояснення.

В процесі низькочастотного обертання навантаженого зразка у морській воді виникають потоки, які змивають з його поверхні частину адсорбованих агресивних йонів розчинних солей, що полегшує процес десорбції та утруднює повторну первинну та вторинну адсорбцію. Це призводить до сповільнення електродних процесів та зростання ЕП. З іншого боку, з перших циклів навантаження відбувається інтенсивне циклічне знеміцнення (рис. 5.2, 5.4, а), яке супроводжується макроскопічною пластичною деформацією (течінням) та активацією поверхні за рахунок утворення екструзій та інтрузій [48, 52], що представляють собою ювенільні поверхні з набагато нижчим ЕП. В місцях дефектів проходить утворення субмікротріщин, які відіграють роль гальванічних елементів (ГЕ), активізуючи при цьому електродні процеси [90]. Активація поверхні, викликана циклічним навантаженням, швидко компенсує дію потоків середовища і зростання ЕП припиняється.

При подальшому накопиченні пошкоджень відбувається спадання ЕП на ділянках  $\bullet CD$  та  $C_1D_1$  (рис. 5.9). Глибина потенціальної ями при збільшенні  $\sigma_a$  зменшується, оскільки зростання  $\sigma_a$  сприяє швидкому накопиченню пошкоджень. З тієї ж причини спадання ЕП на ділянці  $CD$  при 420 МПа відбувається швидше, ніж на ділянці  $C_1D_1$  при 380 МПа. Воно носить затухаючий характер, оскільки процес накопичення пошкоджень змінюється процесом збільшення та поглиблення вже існуючих дефектів. Крім того, зразок поступово вкривається плівкою продуктів корозії (рис. 5.10), що сприяє пасивації поверхні та локалізації електродних процесів у місцях дефектів. Однак повної стабілізації, як у випадку ненавантаженого зразка (рис. 5.8), не спостерігається через те, що в області високих  $\sigma_a$  значні деформації призводять до відшарування продуктів корозії і, відповідно, депасивації.

Наприкінці ділянки  $CD$  починається швидке спадання ЕП, пов'язане з поширенням магістральної тріщини, під час якого проходить утворення



значної за площею ювенільної поверхні; на стадії долому стрибок ЕП становить 10-20 мВ.

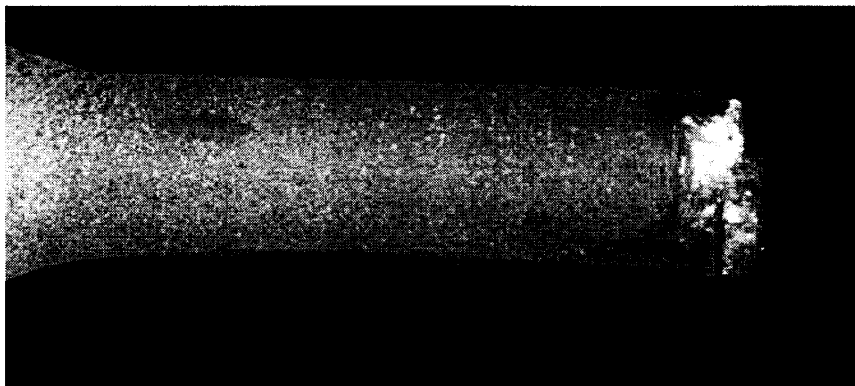


Рис. 5.10. Зруйнований зразок, покритий продуктами корозії ( $\sigma_a = 310$  МПа,  $N = 25732$  цикли)

В області низькочастотної багаточислової корозійної втоми кінетика ЕП (рис. 5.11), в цілому, подібна до розглянутої (рис. 5.9).

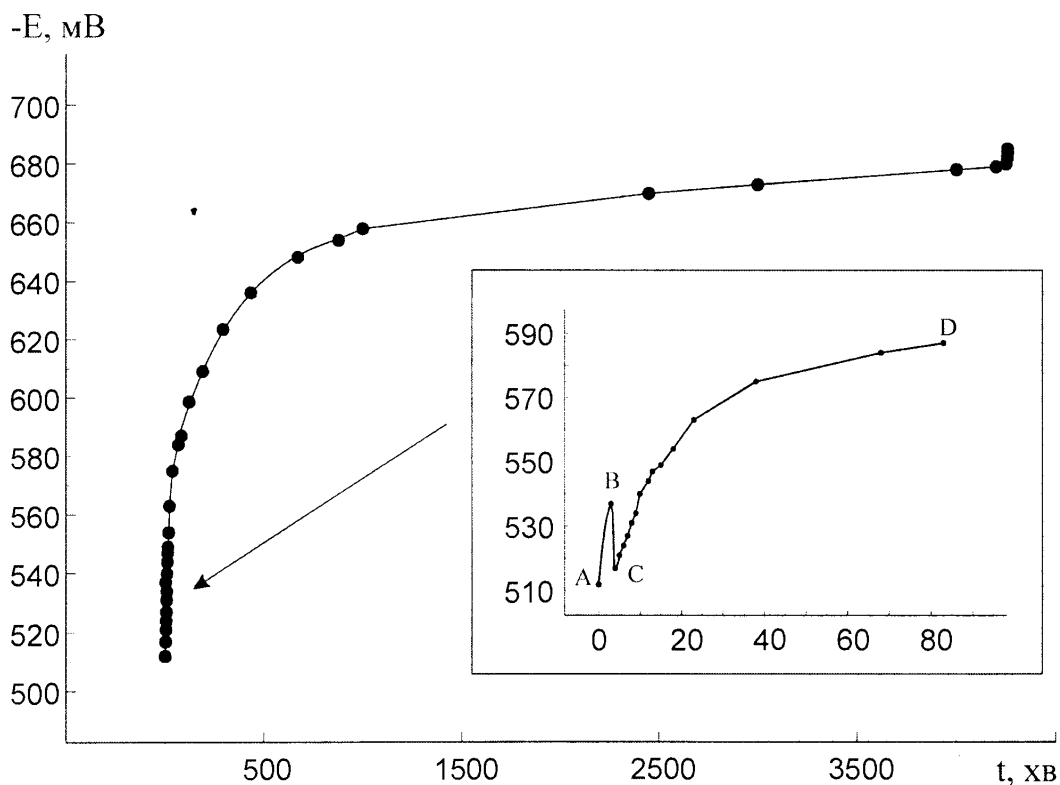


Рис. 5.11. Кінетика електродного потенціалу текстурованої сталі 20 у морській воді (180 МПа)

Як і очікувалося, глибина потенціальної ями збільшується, і при  $\sigma_a = 180$  МПа становить  $\sim 30$  мВ. Швидкість спадання ЕП на ділянці CD

при зниженні  $\sigma_a$  зменшується, оскільки при цьому сповільнюється процес накопичення та розвитку пошкоджень.

Затухання ЕП характеризується виходом на майже лінійну ділянку, що відповідає пасивації поверхні нерозчинними продуктами корозії. Відбувається практично повна локалізація електродних процесів в місцях дефектів з утворенням корозійних пітів та відповідних первинних і вторинних ГЕ [145]. Паралельно розвивається декілька корозійно-втомних тріщин, причому їх ріст досить повільний, на що вказує частково запасивована продуктами корозії поверхня зламу (рис. 5.5). Підтвердженням цього служить і менша висота стрибка ЕП на стадії остаточного руйнування, оскільки площа свіжоутвореної поверхні відносно мала.

З метою поглибленого аналізу взаємозв'язку процесів деформації та руйнування і впливу на них корозійно-активного середовища пропонується кінетичні криві ЕП та деформації представляти об'єднано (рис. 5.12) [128, 129].

Встановлено, що при статичному (I) та низькочастотному (II) навантаженні ЕП не корелює з пружно-пластичними деформаціями.

В процесі того, як у статистиці під дією зростаючого напруження послідовно відбувається пружна та пружно-пластична деформація, а при фіксованому навантаженні і повзучість, ЕП монотонно зростає з тенденцією до затухання.

При низькочастотному навантаженні потенціальна яма не пов'язана з деформаційним піком, хоча її глибина залежить від  $\sigma_a$ .

Саме відсутність кореляції між кінетикою деформації та ЕП робить необхідним сумісне вивчення цих двох процесів. Електродний потенціал, з одного боку, є чутливим до дії різноманітних сторонніх чинників, а з іншого – дозволяє спостерігати за процесом накопичення та розвитку

пошкоджень, коли відбувається стабілізація деформації або незначна її зміна (рис. 5.12).

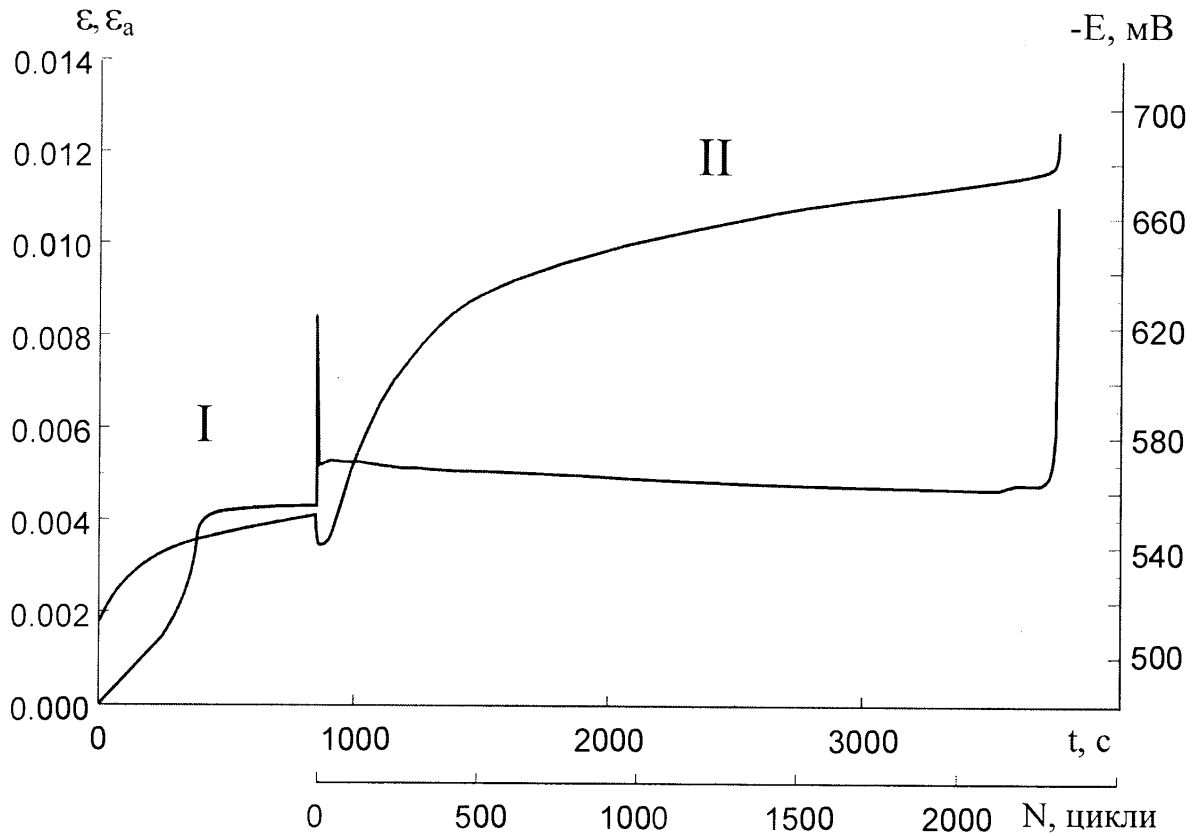


Рис. 5.12. Кінетичні криві деформації та електродного потенціалу текстурованої сталі трубопроводу при статичному (I) та низькочастотному (II) навантаженні у морській воді (420 МПа)

Як показали дослідження (рис. 5.9, 5.11), ЕП початку руйнування практично не залежить від  $\sigma_a$ , що дозволяє прогнозувати залишкову довговічність у корозійному середовищі за кінетичними кривими ЕП.

Швидкоплинні процеси на початкових стадіях корозійної втоми, добре простежувані за кінетичними кривими деформації, кінетика ЕП ілюструє не найкраще, через інерційність цього параметра.

Таким чином, поведінка сталі трубопроводу при статичному та низькочастотному навантаженні в корозійному середовищі розкривається за допомогою кривих  $\varepsilon$  ( $\varepsilon_a$ ) –  $t$  (N),  $-E$  –  $t$  (N) під різним кутом зору, що особливо важливо для розвитку теорії низькочастотної корозійної втоми. Розглянуті явища вказують на недостатність класичних методів

розрахунку на міцність несучих елементів конструкцій морських трубопроводів за пружним чи пластичним станом та на необхідність їх доповнення новими методами, які враховують закономірності деформації, зародження та розвитку тріщин, зміни фізико-механічних характеристик в процесі експлуатації тощо.

### **5.3. Робота зварного з'єднання у морській воді при низькочастотному навантаженні**

Внаслідок хімічної та структурної неоднорідності основний метал, ЗТВ та ЗШ розглядають [179] як складну короткозамкнену багатоелектродну корозійну систему, деформаційну та електрохімічну поведінку якої в процесі низькочастотної корозійної втоми комплексно не досліджено [176].

Корозійно-втомні випробовування проводили при 293 К з частотою навантаження 0,8 Гц на коротких зразках з  $l_p/d = 4$ .

Встановлено (рис. 5.13), що в області втомного зламу при  $\sigma_a > \sigma_A$  корозійна витривалість зварного з'єднання може перевищувати його витривалість у повітрі, що не пов'язано з охолоджуючою дією морської води. Більшу довговічність композиції ЗШ – ЗТВ в корозійному середовищі при  $\sigma_a = 410$  МПа можна пояснити з позицій деформаційно-кінетичного аналізу процесу. Якщо у повітрі спостерігається п'ятистадійна кінетика деформації (рис. 4.16, а), то у морській воді – тристадійна (рис. 5.14). Тривалість стадії циклічного знеміцнення у корозійному середовищі складає  $\sim 800$  циклів, а повторного циклічного знеміцнення у повітрі – лише  $\sim 300$  циклів, оскільки передує стадія циклічного зміцнення, відсутня при випробовуваннях у морській воді. В результаті, стадія стабілізації  $\epsilon_a$  у

повітрі починається і закінчується швидше, ніж у корозійному середовищі, складаючи відповідно 960 та 1200 циклів.

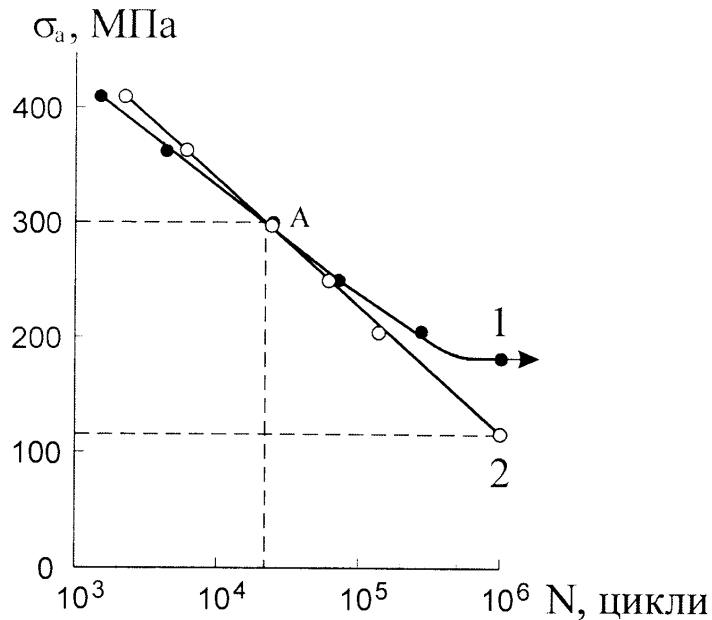


Рис. 5.13. Взаємне розташування ділянок кривих втоми (1) та корозійної втоми (2) зварного з'єднання

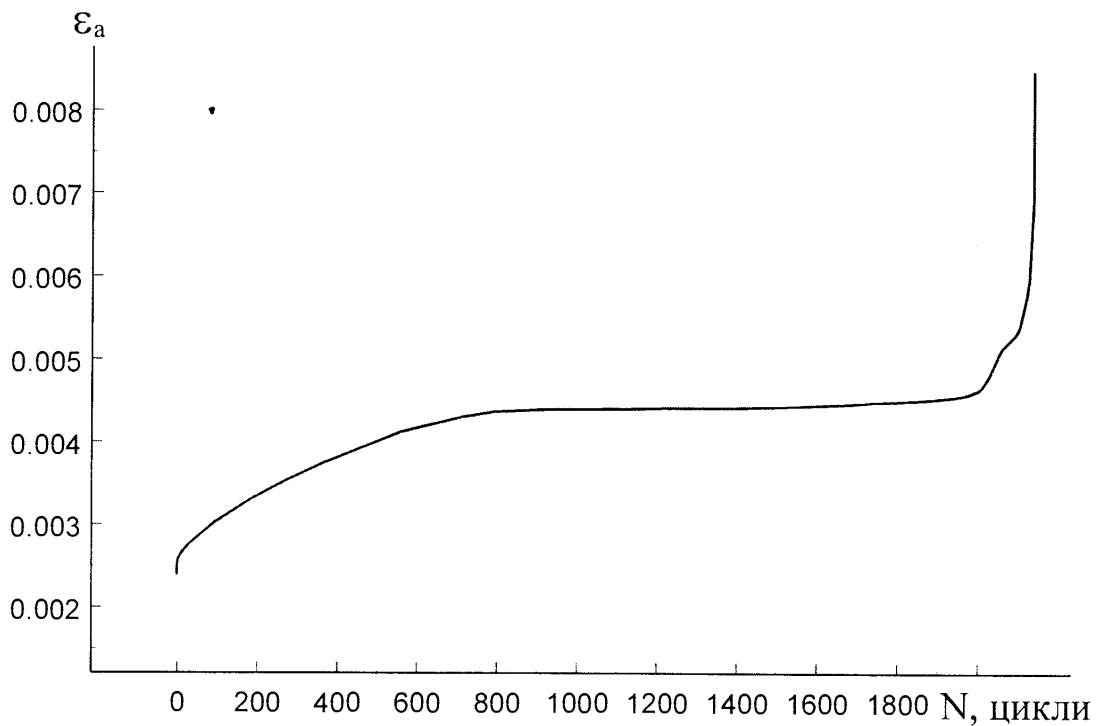


Рис. 5.14 Тристадійна кінетика деформації зварного з'єднання у морській воді при  $\sigma_a = 410$  МПа

Отже, до появи тріщин, здатних поширюватися при незмінному навантаженні, зварне з'єднання у морській воді витримує  $\sim 2000$  циклів, а

у повітрі – лише  $\sim 1000$ , тобто у два рази менше, незважаючи на те, що величина  $\epsilon_a$  на стадії стабілізації в корозійному середовищі дещо більша від  $\epsilon_a$  у повітрі. Однак, на завершальній стадії живучість зварного з'єднання у морській воді у 2,5 рази менша, ніж у повітрі.

Кінетика ЕП зварного з'єднання (рис. 5.15) та основного металу (рис. 5.9) в загальному схожа. Однак, на ділянці CD швидкість спадання ЕП зварного з'єднання помітно менша, ніж для основного металу, що можуть викликати такі причини:

- більша, порівняно з основним металом, пластичність композиції ЗШ – ЗТВ та менша кількість пошкоджень на стадії стабілізації  $\epsilon_a$ ;
- локалізація корозійного процесу біля границі розділу фаз ЗШ – основний метал;
- пасивація основного металу (ЗШ відіграє роль анода).

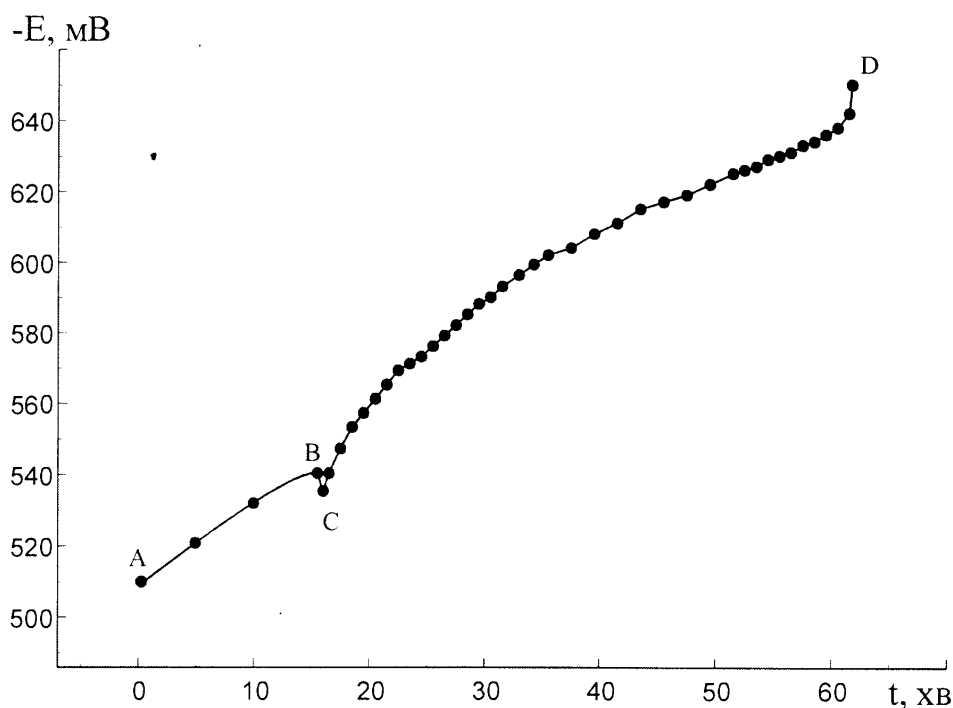


Рис. 5.15. Кінетика електродного потенціалу зварного з'єднання при статичному (AB) та низькочастотному (BCD) навантаженні у морській воді (410 МПа)

Вказані причини призводять до сповільнення процесу розблагородження та збільшення потенціалу долому. Проте в даному

випадку вважати це позитивним явищем не можна, оскільки відомо, що найнебезпечнішою для морських трубопроводів є не загальна корозія, швидкість якої, судячи зі зміни ЕП, зменшується, а місцева, що активізується.

Аналіз макробудови корозійно-втомних зламів зварних з'єднань вказує на те, що у високоамплітудній області домінуючим є багатолопатевий злам з невиразною зоною долому (рис. 5.16, а). Хоча трапляються випадки, коли магістральна тріщина формується практично як кільцева, з великим перепадом глибини по периметру зразка (рис. 5.16, б).

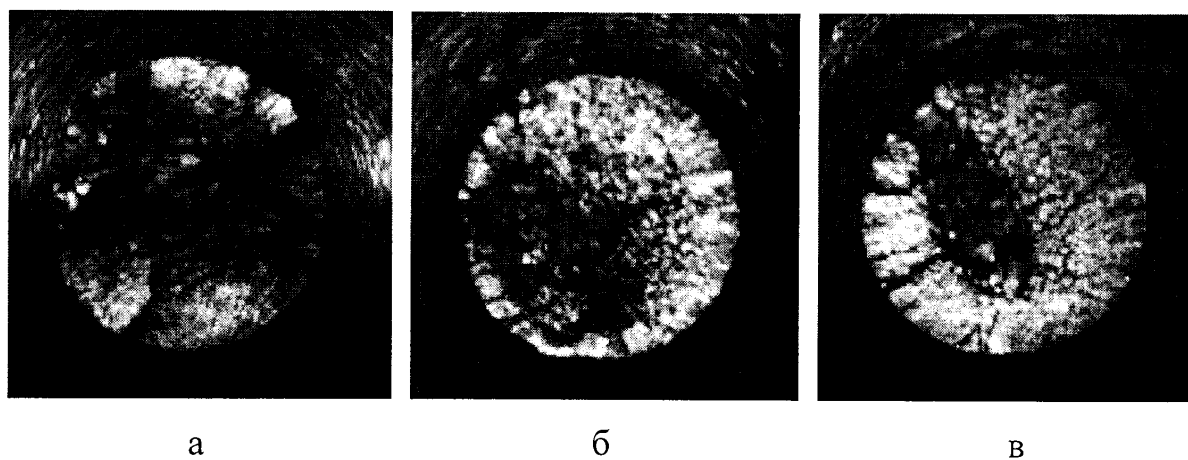


Рис. 5.16. Корозійно втомні злами зварних з'єднань:

а, б – 410, в – 250 МПа.

У низькоамплітудній області (рис. 5.16, в) на поверхні корозійно-втомного руйнування добре помітна сітка сходинок сколу невеликої висоти. Чітко простежується ділянка прискореного росту магістральної тріщини та зона долому.

Експериментальні результати переконують в тому, що негативний вплив морської води, відносно повітря, виражений у зниженні довговічності зварного з'єднання, теоретично проявляється при  $\sigma_a < \sigma_A$ , а практично – при  $\sigma_a < \sigma_{0,2}^*$ , тобто амплітудах напружень менших 260 МПа,

коли матеріал знаходиться в області пружного статичного згину. Вказана закономірність не поширюється на основний метал (рис. 5.1).

Для прискореної оцінки корозійної витривалості зварного з'єднання при низькочастотному навантаженні пропонуємо такий спосіб:

1. Будуємо ділянку кривої низькочастотної втоми на повітрі при  $\sigma_a \leq \sigma_{0,2}^*$ ;
2. Проводимо випробовування до руйнування у корозійному середовищі при  $\sigma_a = \sigma_{0,1}$  з тією ж частотою навантаження;
3. Приймаємо, що довговічність зварного з'єднання на повітрі та в корозійному середовищі при  $\sigma_a = \sigma_{0,2}^*$  практично не відрізняється;
4. Проводимо за двома точками пряму, яка відповідає прогнозованій ділянці кривої низькочастотної корозійної втоми.

#### **5.4. Низькочастотна корозійна втома трубної сталі в зоні концентратора напружень**

Одночасний вплив на витривалість сталі трубопроводу корозійного середовища та концентрації напружень досліджували при 293 К з частотою 0,8 Гц на зразках-моделях з нетекстурованої сталі 20 з кільцевим надрізом глибиною 2,5 мм та початковим радіусом  $r_0 = 0,75$  мм.

Криві втоми у повітрі та морській воді перетинаються між собою в трьох точках (рис. 5.17), що говорить про складний характер впливу корозійного середовища на розвиток процесів деформації і руйнування в зоні концентратора напружень.

Точка А відповідає  $\sigma_a \approx 1,65 \sigma_{\text{пл}}^k$ , тобто знаходиться в області пружно-пластичного деформування при статичному (рис. 3.13) та



низькочастотному (рис. 4.22) навантаженні. В точці В, що відповідає  $\sigma_a \approx 0,41 \sigma_{\text{пл}}^k$ , пластичні деформації, за результатами вимірювання параметра  $u_3$  з точністю 0.01 мм (рис. 2.11), не реєструються як в статиці, так і при циклічному навантаженні до стадії активного росту корозійно-втомних тріщин. Точка С лежить на горизонтальній ділянці кривої втоми у повітрі і відповідає  $\sigma_a = \sigma_{\text{лк}} = 90$  МПа.

Вплив морської води оцінювали за допомогою коефіцієнта  $\beta_c = \frac{N_{\text{пов}}}{N_{\text{к.с.}}}$ , де  $N_{\text{пов}}$  та  $N_{\text{к.с.}}$  відповідно довговічність зразків у повітрі та корозійному середовищі при  $\sigma_a = \text{const}$ .

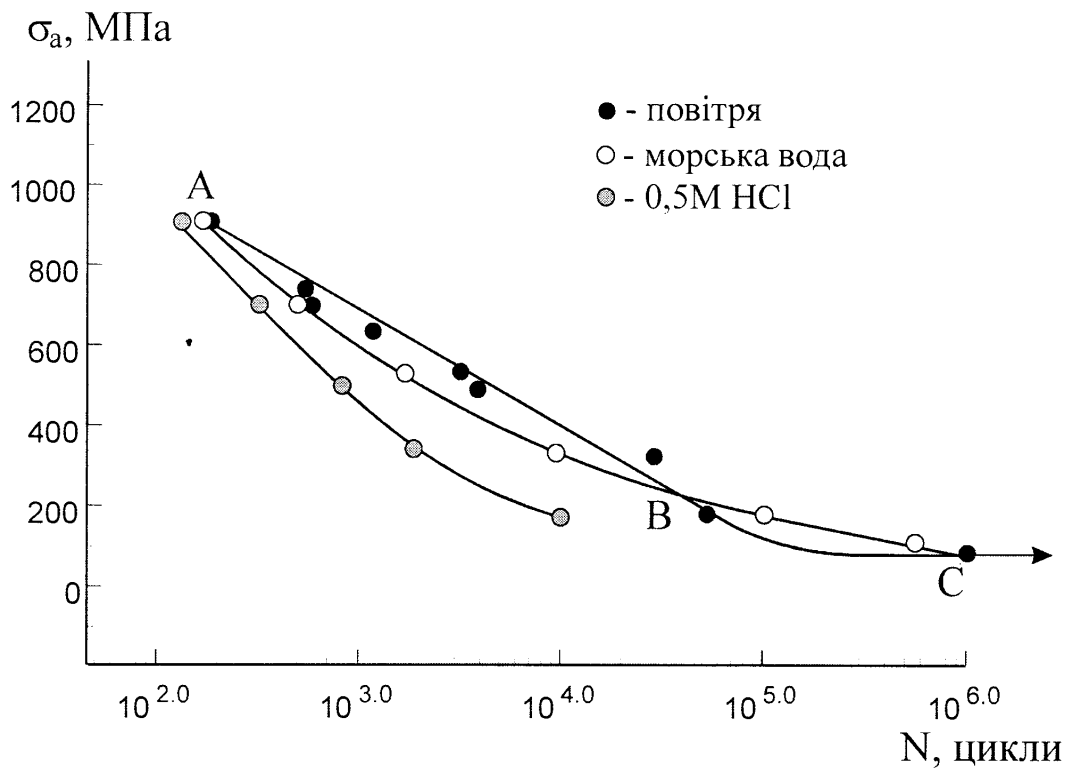


Рис. 5.17. Криві втоми та корозійної втоми зразків-моделей з кільцевим надрізом

Виявлено (рис. 5.17), що в області високих  $\sigma_a$  (біля т. А)  $\beta_c \approx 1$ , оскільки час впливу середовища на метал біля вершини концентратора напружень невеликий. При зменшенні  $\sigma_a$  коефіцієнт  $\beta_c$  спочатку зростає, досягаючи максимального значення 2,25 при  $\sigma_a \approx \sigma_{\text{пл}}^k$ , що викликано

адсорбційним впливом середовища, підсиленням його корозійною дією. При  $\sigma_a < \sigma_{\text{пц}}^k$  коефіцієнт  $\beta_c$ , навпаки, зменшується і в точці В величина  $\beta_c = 1$ . Це можна пов'язати з виникненням ГЕ у здатних до поширення фізично малих тріщинах, роль катоду в яких виконують береги, а аноду – вершина тріщини. Внаслідок електрохімічного розчинення вершини тріщин притуплюються і від цього концентрація циклічних напружень, а також швидкість поширення тріщин буде зменшуватися [180, 181]. Крім того, спрацьовуватиме ефект розвантаження від сітки одиничних корозійно-втомних тріщин біля вершини кільцевого надрізу – первинного концентратора напружень. Тому при  $\sigma_a < 0,41 \sigma_{\text{пц}}^k$ , тобто нижче точки В, довговічність сталі трубопроводу у морській воді закономірно стає більшою за її довговічність у повітрі і, відповідно,  $\beta_c < 1$  (при  $\sigma_a = 185$  МПа величина  $\beta_c \approx 0,5$ ).

З наближенням  $\sigma_a$  до  $\sigma_{-1}$  починає сильніше проявлятися головний результат впливу корозійного середовища, який полягає у подоланні характерного для випробовувань на повітрі розриву між нездатними поширюватися мікроструктурно короткими та здатними до поширення фізично малими тріщинами. Це неминуче призводить до перетину кривих втоми у повітрі та морській воді в точці С, в якій теоретично  $\beta_c = \infty$  при наявності фізичної границі витривалості.

Умовна границя корозійної витривалості  $\sigma_{-1\text{кор}}^k$  на базі  $10^6$  циклів, при якій ще не спостерігається остаточного руйнування, дорівнює  $\sigma_{-1k}$ . Звичайно, що при збільшенні бази випробовувань відбуватиметься зниження  $\sigma_{-1\text{кор}}^k$ , що в умовах низькочастотного навантаження прогнозувати дуже важко, оскільки при  $N > 10^6$  слід очікувати перегину на кривій корозійної втоми та її асимптотичного наближення до осі абсцис.

Екстраполяція ділянки ВС кривої корозійної втоми на вісь абсцис дозволяє прогнозувати, що катастрофічне падіння несучої здатності сталі

трубопроводу у зоні концентратора напружень може відбутися в діапазоні довговічностей  $10^7 \dots 10^8$  циклів (148 – 1480 діб випробовувань). Отже, експлуатація морських трубопроводів з пошкодженою ізоляцією та наявністю первинних концентраторів напружень не може бути тривалою.

Загальноприйнято вважати, що корозія низьковуглецевих трубних сталей у морській воді проходить з кисневою деполяризацією [28, 86]. Однак в роботах [182 - 184] відзначається, що в локальних об'ємах біля вершини корозійно-втомної тріщини, внаслідок дії різноманітних чинників, створюється рН, достатнє для проходження водневої деполяризації.

З метою вивчення впливу наводнювання на довговічність трубної сталі нами проведено випробовування у середовищі 0,5 М НСІ. Концентрація хлоридної кислоти підбиралася так, щоб вміст йонів  $\text{Cl}^-$  в одиниці об'єму був рівним такому у морській воді.

Як і очікувалося, ділянка кривої втоми у середовищі НСІ лежить лівіше відповідної ділянки кривої втоми у морській воді (рис. 5.17).

На довговічність у середовищі НСІ істотно впливають наводнювання та розчинення вершини тріщини внаслідок дії хлоридної кислоти. В результаті наводнювання збільшується чутливість сталі до концентрації напружень та інтенсифікується швидкість поширення тріщини [146], тобто проходить водневе окрихчення. Розчинення вершини тріщини позитивно впливає на довговічність, проте в середовищі НСІ цей процес не може сповільнити руйнування в такій мірі, як у морській воді. Тому, при  $\sigma_a = 185$  МПа (нижче точки В) довговічність сталі у середовищі НСІ в 10 разів менша, ніж у морській воді.

Якщо припустити, що у середовищі морської води відбувається активне наводнювання біля вершин тріщин, а це постійно діючий чинник, то його негативний вплив на довговічність простежувався б в точці В і, тим більше, на ділянці ВС, що нами не виявлено (рис. 5.17).

Можна висловити думку, що у вершині корозійно-втомної тріщини воднева деполяризація або відсутня, або її внесок у загальний електродний процес надзвичайно малий.

Судячи з кінетичних кривих розкриття кільцевого надрізу у морській воді при  $\sigma_a \geq \sigma_{\text{пц}}^k$  (рис. 5.18), процес низькочастотної корозійної втоми трубної сталі в зоні концентратора напружень є тристадійним. При цьому, як і у повітрі (рис. 4.22), на кривих можна виділити характерні ділянки: АВ – циклічного знеміцнення, яке відбувається протягом 50 та 100 циклів відповідно при 700 та 535 МПа; ВС – стабілізації, при  $\sigma_a = \sigma_{\text{пц}}^k$ , або зростання, при  $\sigma_a > \sigma_{\text{пц}}^k$ , параметра  $\delta^H$  з мінімальною майже постійною швидкістю, величина якої зі збільшенням  $\sigma_a$  збільшується; CD – прискореного росту кільцевої корозійно-втомної тріщини з утворенням зламу з концентричною кінетичною системою контурів (рис. 5.19).

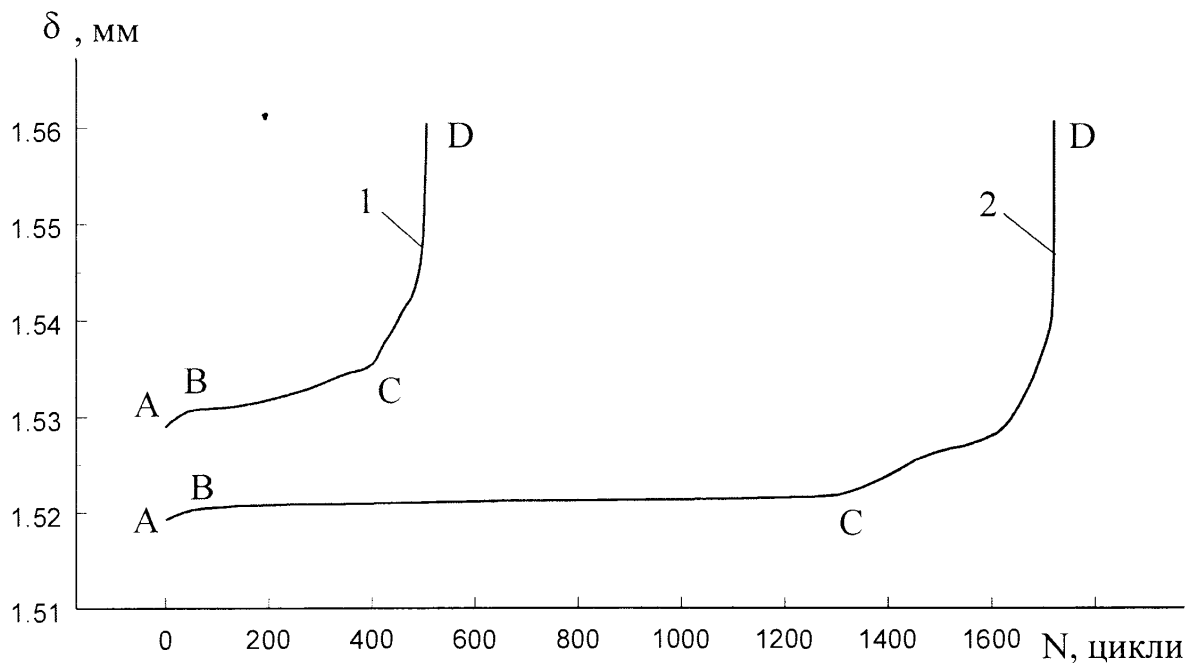


Рис. 5.18. Кінетика розкриття кільцевого надрізу при 700 (1) та 535 МПа (2) у морській воді

Якщо розглянути циклічну довговічність трубної сталі в зоні надрізу як час зародження одиничних тріщин, здатних розвиватися при  $M = \text{const}$ , та час формування і росту кільцевої тріщини, можна констатувати, що,

порівняно з повітрям, у морській воді при  $\sigma_a \geq \sigma_{\text{ни}}^{\text{к}}$  дещо зростає тривалість стадії циклічного знеміцнення, прискорюється процес утворення фізично малих тріщин на ділянці ВС і майже не змінюється максимальна глибина кільцевої тріщини у момент долому (рис. 5.23), швидкість поширення якої характеризує ділянка CD.

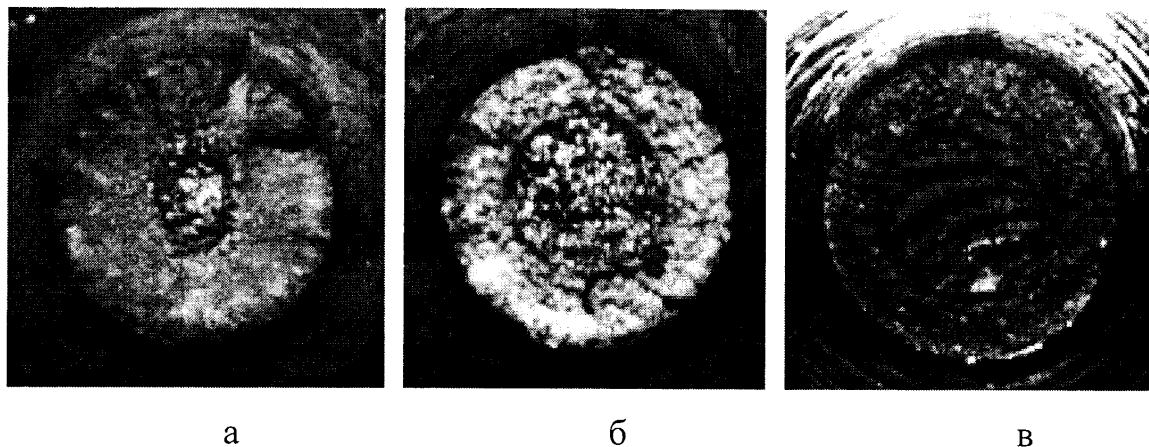
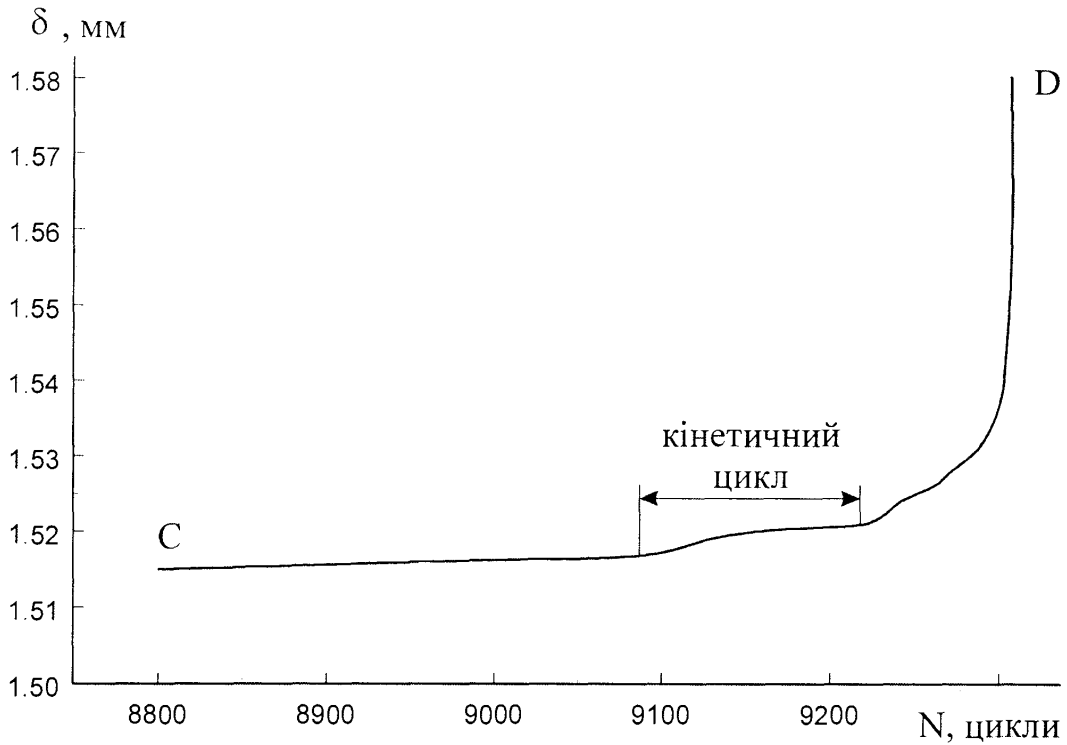


Рис. 5.19. Злами зразків-моделей з кільцевим надрізом у морській воді при 185 (а), 535 (б) та 700 МПа (в)

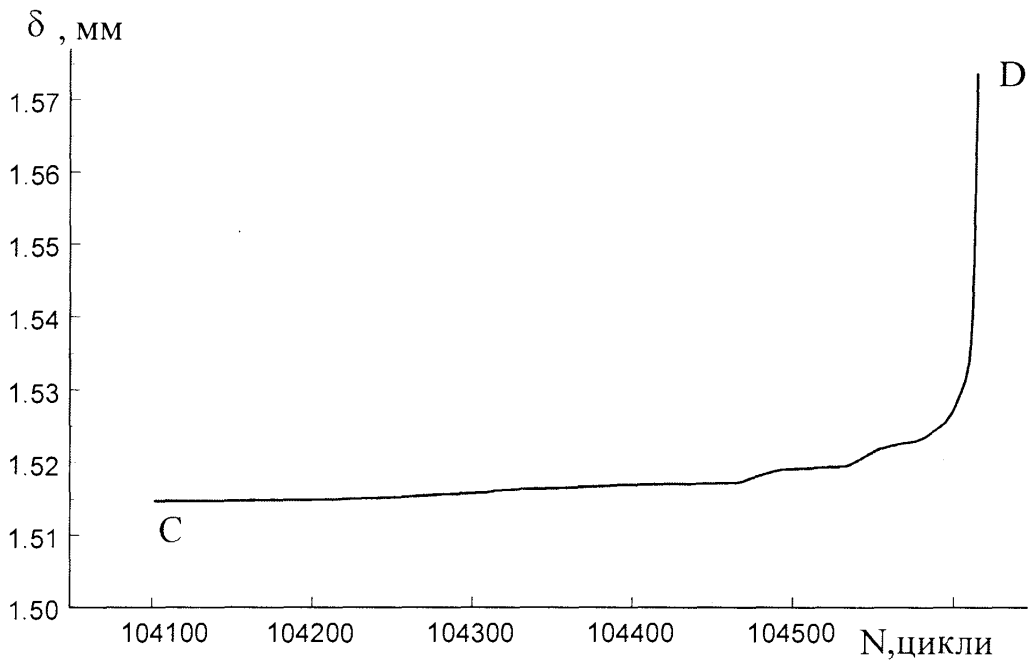
Аналіз ділянок CD методом масштабування підтверджує наявність ефекту багаторазового пригальмовування росту тріщини у морській воді перед спонтанним (5...10 циклів) руйнуванням (рис. 5.18). Отже, відсутній рівномірно-прискорений, або близький до такого, розвиток тріщини. Незалежно від  $\sigma_a$ , ріст тріщини відбувається за схемою: прискорений ріст – рівномірний ріст зі швидкістю  $V_1$  – гальмування – рівномірний ріст зі швидкістю  $V_2$ , що в цілому складає один кінетичний цикл. При цьому  $V_2 < V_1$ , але  $V_3 > V_1$ , де  $V_3$  – рівномірна швидкість росту тріщини в наступному кінетичному циклі.

Тривалість кінетичних циклів, починаючи з першого, при збільшенні  $M$  в області  $\sigma_a \geq \sigma_{\text{ни}}^{\text{к}}$  зменшується, а коли  $M = \text{const}$ , тривалість наступного кінетичного циклу менша, ніж попереднього. Друга закономірність є універсальною і справджується при  $\sigma_a > \sigma_{-1\text{кор}}^{\text{к}}$  (рис. 5.18, 5.20), а при дослідженні першої виявлено, що тривалість  $I$  кінетичного циклу при

$\sigma_a = 325$  МПа менша, ніж при 185 МПа, однак при  $\sigma_a = 535$  МПа вона значно більша (майже в 3 рази), ніж при 325 МПа, що пов'язано з перегином на кривій втоми зразків з кільцевим концентратором (рис. 4.21).



а



б

Рис. 5.20. Кінетика розкриття кільцевого надрізу на завершальній стадії низькочастотної втоми у морській воді: а – 325, б – 185 МПа.

Тристадійна кінетика розкриття кільцевого надрізу на високих рівнях напружень у середовищі 0,5 М НСІ (рис. 5.21) відрізняється від такої у морській воді (рис. 5.18) головним чином інтенсивністю та тривалістю протікання процесів на кожній стадії.

У середовищі НСІ кільцева тріщина утворюється за значно коротший час і на її поширення на діл. CD до моменту зламу витрачається від 39 до 56 % загальної довговічності відповідно при  $\sigma_a = 490$  та 700 МПа (у морській воді при  $\sigma_a = 700$  МПа живучість складає 22 %). Характерним також є те, що в результаті наводнювання кінетичні цикли при  $\sigma_a < \sigma_{\text{пц}}^k$  не спостерігаються, хоча при  $\sigma_a = 700$  МПа вони яскраво виражені (рис. 5.21), оскільки степінь водневого окрихчення набагато менша.

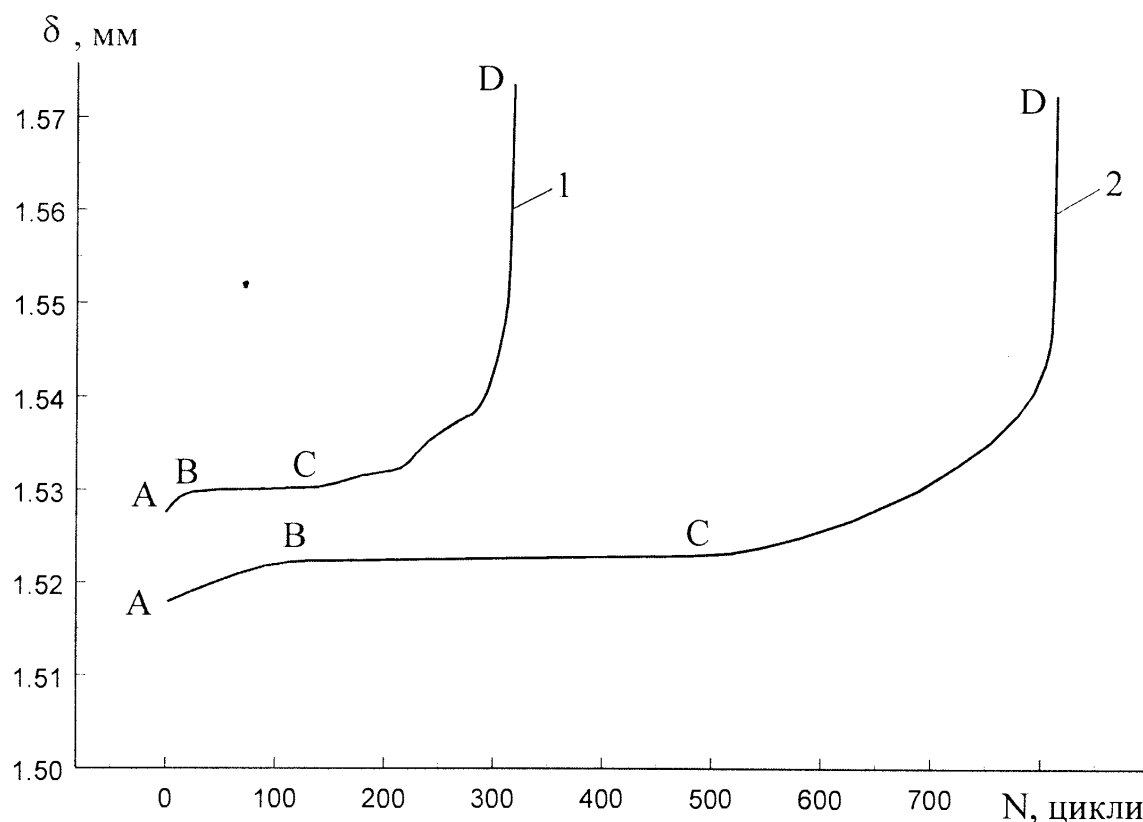


Рис. 5.21. Кінетика розкриття кільцевого надрізу при 700 (1) та 490 МПа (2) у середовищі 0,5 М НСІ

Раніше нами виявлено кінетичні цикли при випробовуваннях у повітрі гладких зразків основного металу та зварних з'єднань труб (рис. 4.13, 4.16), а також зразків з кільцевим надрізом (рис. 4.23), що вказує на

перспективність використання цієї характеристики низькочастотної втоми, яка виявилася чутливою до величини  $\sigma_a$  та впливу середовища. Дослідження параметрів кінетичного циклу та їх зміни на стадії розвитку втомної тріщини дозволяють, в подальшому, отримати великий обсяг інформації про залишкову довговічність трубних сталей та їх опір втомному і корозійно-втомному руйнуванню.

Злами зразків-моделей з кільцевим надрізом у морській воді (рис. 5.19) та середовищі 0,5 М НСІ (рис. 5.22) помітно відрізняються особливостями будови поверхонь руйнування корозійно-втомної зони та зони долому. Порівняно з морською водою, рельєф зони втомного руйнування у середовищі НСІ виглядає згладженішим як при високих, так і при низьких  $\sigma_a$ ; при  $\sigma_a = 700$  МПа спостерігається більше радіальних уступів; зростає площа ділянки прискороного розвитку тріщини, особливо при  $\sigma_a = 185$  МПа; знижується  $\sigma_a$ , при якому ще спостерігаються характерні макроборізки в зоні долому.

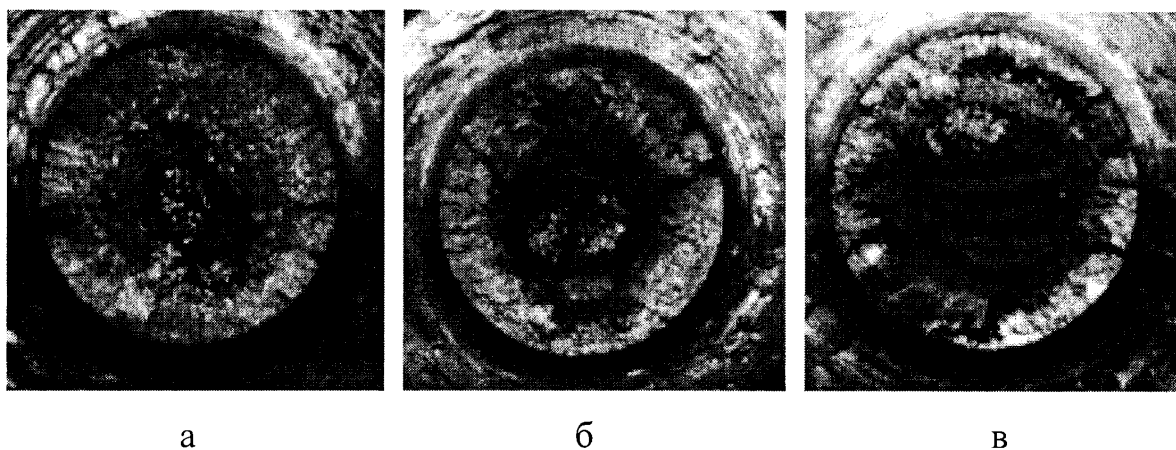


Рис. 5.22. Злами зразків-моделей з кільцевим надрізом в середовищі 0,5 М НСІ при 185 (а), 490 (б) та 700 МПа (в)

Вплив середовища на величину руйнівних циклічних напружень, які спричиняють долом зразка, можна оцінити за відношенням  $S_{к.в.}/S_d$  та  $S_B/S_d$ .

Встановлено (рис. 5.23), що криві, отримані у повітрі та морській воді, сходяться в одну точку при  $\sigma_a \approx \sigma_{пц}^k$  і при  $\sigma_a > \sigma_{пц}^k$ , аж до статичного



зламу, практично накладаються, тобто у високоамплітудній області при однаковому навантаженні в цих середовищах максимальна глибина кільцевої тріщини в момент долому не відрізнятиметься.

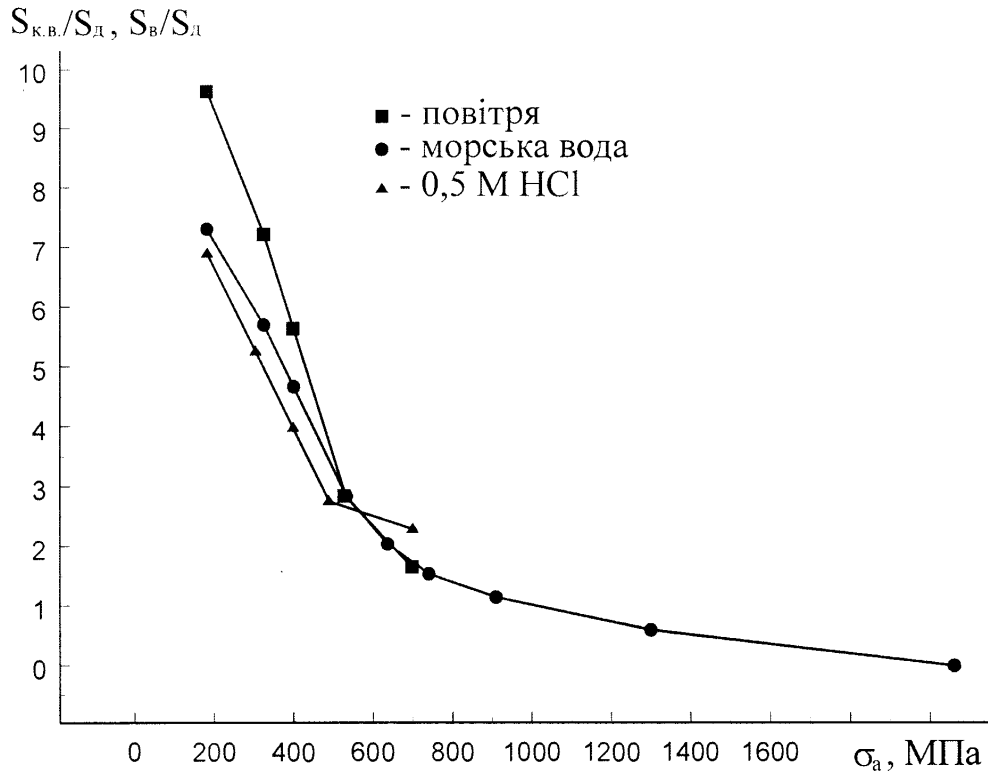


Рис. 5.23. Оцінка впливу середовища на величину руйнівних циклічних напружень

При зменшенні  $\sigma_a$ , починаючи з  $\sigma_{пц}^k$ , відношення  $S_{к.в.}/S_v$  зростає і при  $\sigma_a = 140$  МПа дорівнює 1,32, що свідчить про значно більшу глибину кільцевої тріщини в момент долому у морській воді, порівняно з повітрям, і додатково пояснює відносне підвищення довговічності на ділянці ВС в середовищі морської води (рис. 5.17).

Характер зміни параметра  $S_{к.в.}/S_{д,}$  від  $\sigma_a$  в середовищі 0,5 М НСІ однозначно вказує на істотний вплив наводнювання (рис. 5.23). Виявлено, що крива, отримана в середовищі НСІ, перетинає спільну криву, побудовану за характеристиками зламів у повітрі та морській воді, в області  $\sigma_a \approx \sigma_{пц}^k$ . Очевидно, при  $\sigma_a > \sigma_{пц}^k$  вирішальну роль відіграє процес розчинення вершини тріщини, який в середовищі НСІ проходить значно

швидше, ніж у морській воді. Відповідно, при  $\sigma_a = 700$  МПа, у середовищі НСІ  $S_{к.в.}/S_B = 1,4$ , а у морській воді  $S_{к.в.}/S_B \approx 1$ . В області  $\sigma_a < \sigma_{шк}^k$  домінуючим чинником виступає наводнювання, і при  $\sigma_a < 490$  МПа гілки кривих у повітрі та середовищі НСІ стають майже паралельними з середньою величиною  $\frac{S_B - S_{к.в.}}{S_d} = 0,5$  в діапазоні  $\sigma_a = 185 \dots 490$  МПа.

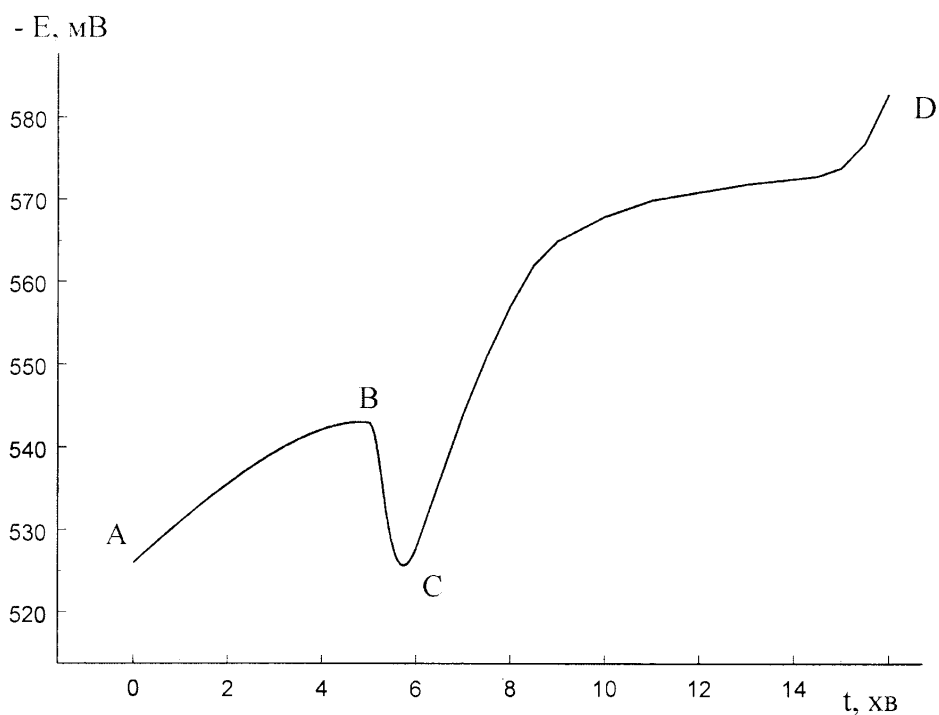
У морській воді кінетика ЕП сталі в зоні концентратора напружень, порівняно з гладкими зразками, має такі відмінності.

1. Параметри потенціальної ями слабо залежать від  $\sigma_a$ . При зменшенні  $\sigma_a$  від 700 до 325 МПа глибина потенціальної ями зростає на 5 мВ (рис. 5.24, 5.25) (для гладких зразків при зміні  $\sigma_a$  від 420 до 180 МПа ця величина складає 20 мВ (рис. 5.9, 5.11)).
2. Перепад ЕП на ділянці CD відчутно зменшується (на 50...100 мВ), оскільки в кільцевому концентраторі малодеформовані бічні поверхні з великою, відносно загальної, площею доволі швидко пасивуються.
3. Потенціал долому знаходиться в широкому діапазоні (- 585... - 650 мВ) і при зменшенні  $\sigma_a$  спадає, що пов'язано з кінетикою росту тріщини, береги якої мають значно нижчий, ніж бічні поверхні надрізу, ЕП. Оскільки площа кільцевої корозійно-втомної тріщини при зменшенні  $\sigma_a$  збільшується, слід очікувати розблагородження ЕП.

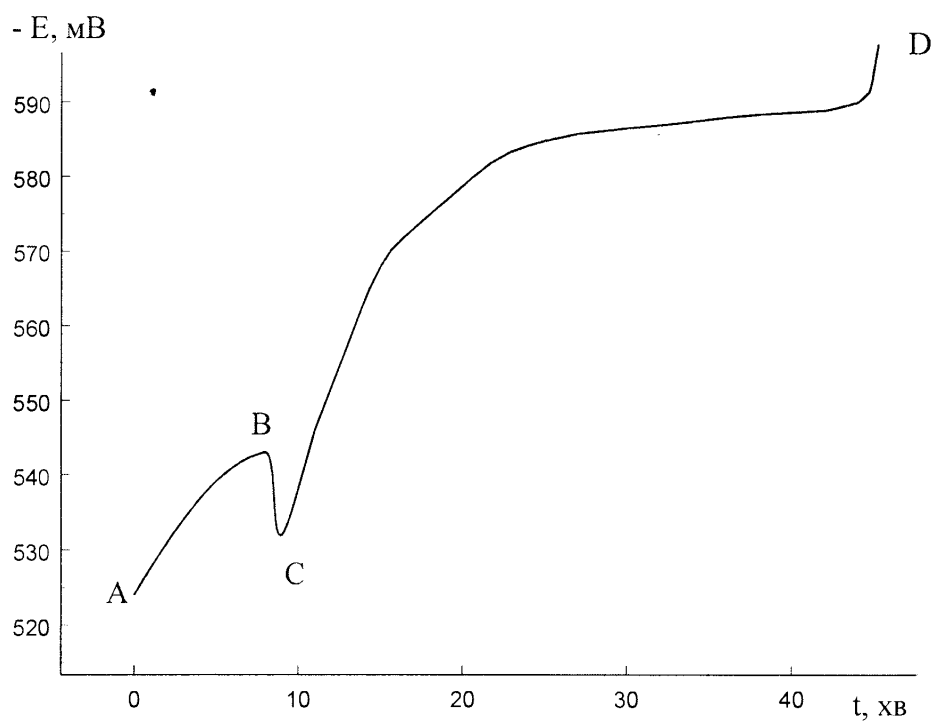
Важливу інформацію про ЕРС ГЕ „свіжоутворена поверхня (анод) – стара поверхня (катод)” дають вимірювання ЕП свіжоутвореної поверхні корозійно-втомного зламу безпосередньо після руйнування зразка.

Виявлено, що ЕП поверхні руйнування може становити - 900...- 950 мВ і швидко зростає (рис. 5.26), що вказує на її високу хімічну активність. Таким чином, ЕРС ГЕ, утвореного в тріщині, може сягати

350...400 мВ, що матиме значний вплив на протікання корозійних процесів в умовах концентрації напружень.



а



б

Рис. 5.24. Кінетика електродного потенціалу сталі в зоні концентратора напружень при статичному (АВ) та низькочастотному (BCD) навантаженні у морській воді (а – 700, б – 535 МПа)

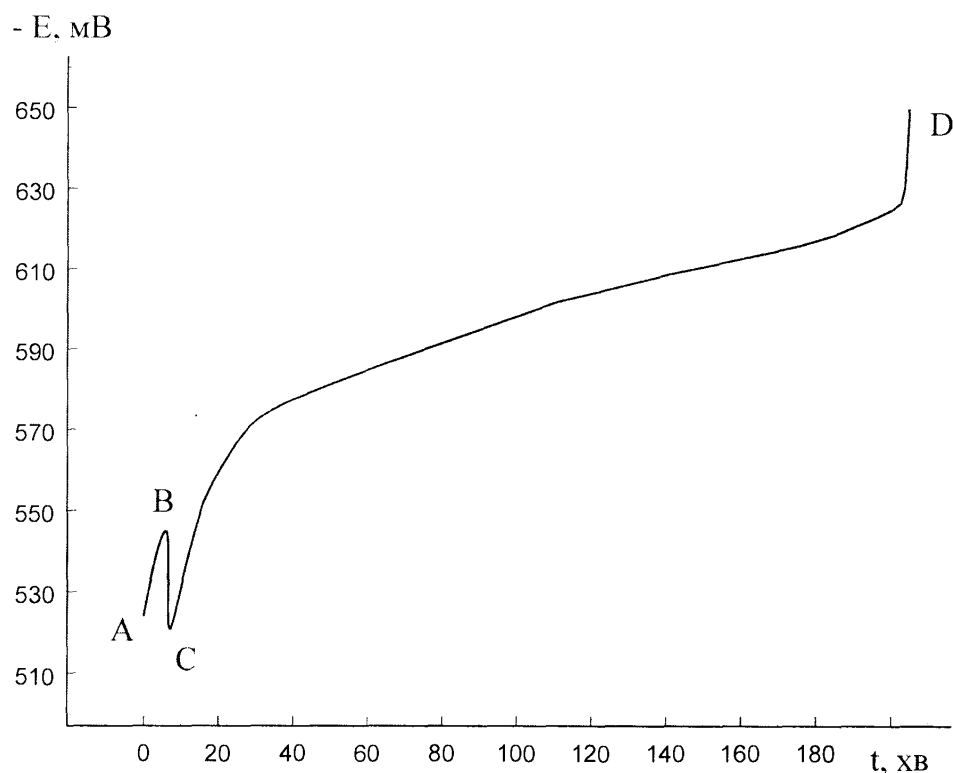


Рис. 5.25. Кінетика електродного потенціалу сталі в зоні концентратора напружень при  $\sigma_a < \sigma_{\text{пц}}^k$  (морська вода)

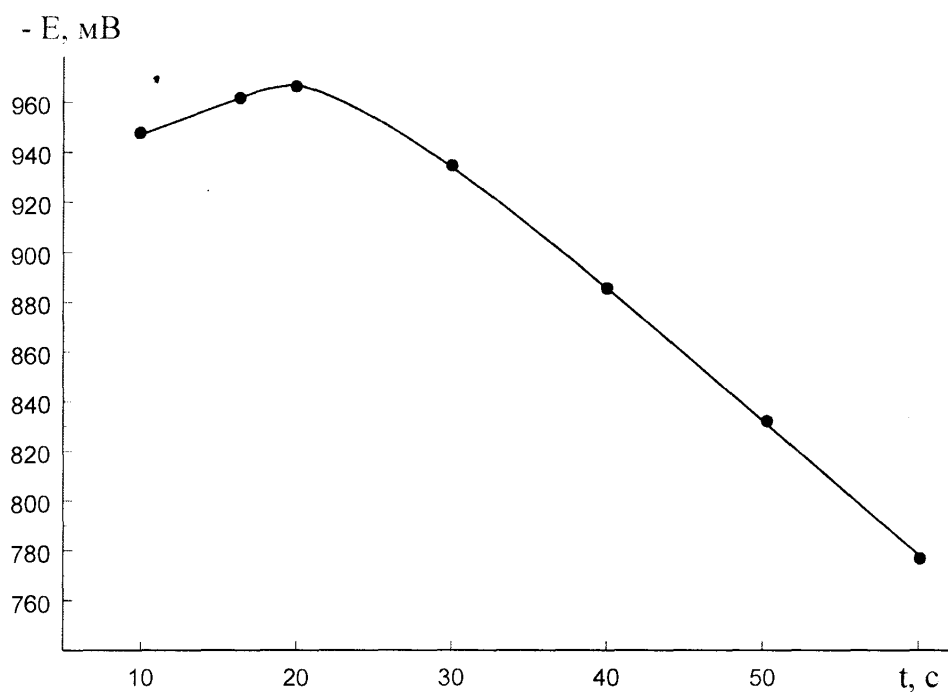


Рис. 5.26. Зміна електродного потенціалу після долому зразка-моделі з надрізом (морська вода, 700 МПа)

Порівняльний аналіз результатів досліджень, представлених на рис. 5.1, 5.13, 5.17, дозволяє зробити узагальнюючий висновок: несуча

здатність та довговічність сталі трубопроводу та зварного з'єднання у морській воді, порівняно з повітрям, при багатоцикловогому низькочастотному навантаженні нижче  $\sigma_{-1}$ ,  $\sigma_{-1k}$  катастрофічно знижується, що можна прогнозувати на базі випробовувань  $10^6$  циклів ( $\sim 15$  діб при  $f = 0.8$  Гц).

### **5.5. Використання діаграм граничних напружень для прогнозування втомної та корозійно-втомної міцності при асиметричних циклах**

Випробовування матеріалів морських трубопроводів з прикладанням циклічних навантажень, як правило, здійснюють при синусоїдальній формі симетричного циклу напружень. Однак, при експлуатації трубопровідних систем, навпаки, переважають асиметричні цикли, коли середнє напруження циклу  $\sigma_m \neq 0$ . Відзначимо, що в області малоциклової низькочастотної втоми гладких зразків початково симетричний цикл, внаслідок інтенсивного макропластичного деформування, поступово переходить в асиметричний, хоча умови зовнішнього навантаження не змінюються. Асиметрія циклу проявляється незалежно від  $\sigma_a$  і в результаті різної швидкості поширення тріщин з багатьох вогнищ руйнування, що підтверджує аналіз макробудови зламів (рис. 4.5; 4.13; 4.23, а; 5.4; 5.5; 5.16). Крім того, перед фронтом втомної, чи корозійно-втомної тріщини, формуються залишкові напруження стиску, які, при взаємодії з напруженнями від діючого навантаження, викликатимуть асиметрію циклу [185].

Поведінку матеріалу трубопроводу при асиметричних циклах оцінюють за діаграмами граничних напружень циклу (рис. 1.3), побудова

яких за експериментальними даними є вкрай трудомісткою (використовується 120...150 зразків даного матеріалу [81]). Тому вони існують для небагатьох марок трубних сталей.

Пропонуємо спосіб спрощеної побудови діаграм граничних напружень за результатами випробовувань в статиці та при низькочастотному навантаженні з використанням лише трьох характерних напружень. У випадку досліджень на повітрі це  $\sigma_{-1}$ ,  $\sigma_{0,2}^*$  та  $\sigma_{\text{мц}}^{\text{д}}$ . При такій побудові (рис. 5.27) розмах напружень циклу  $2\sigma_a$  при зростанні  $\sigma_m$  буде дещо заниженим, що з практичної точки зору означає збільшення запасу циклічної міцності. Заниження параметра  $2\sigma_a$  в певній мірі компенсується тим, що величина  $\sigma_{\text{мц}}^{\text{д}}$ , отримана при навантаженні чистим згином, завжди буде більшою, ніж при розтягу.

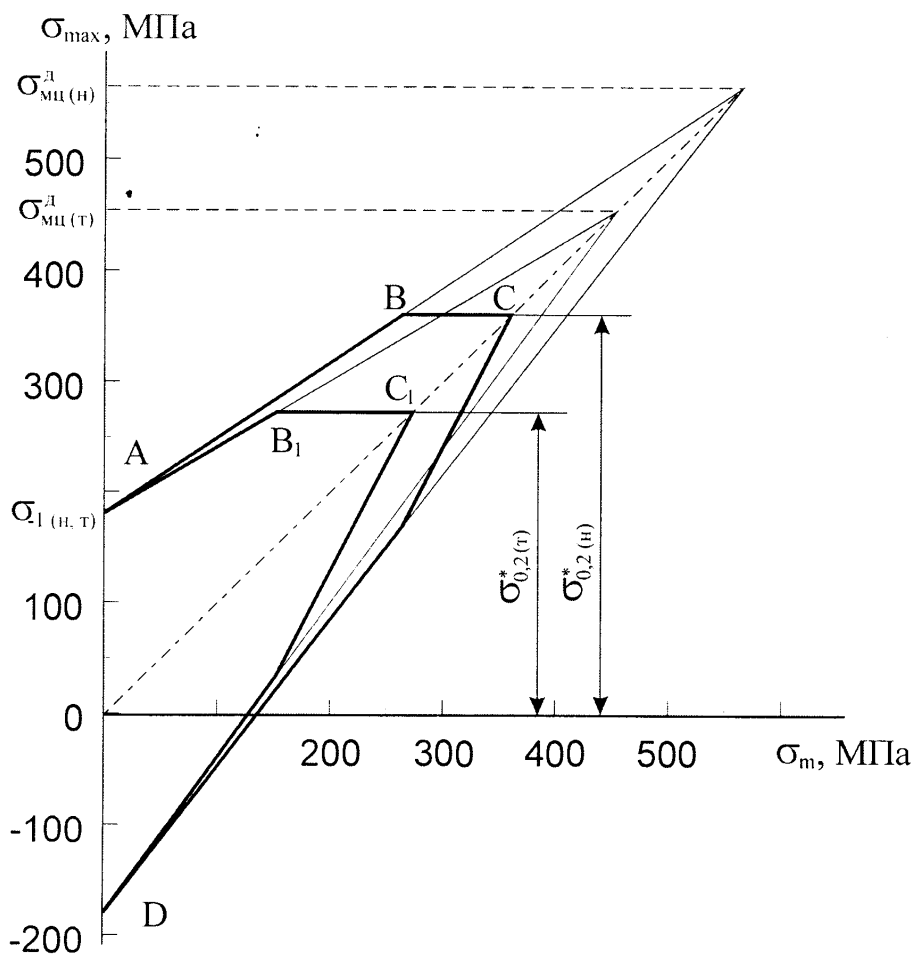


Рис. 5.27. Діаграми граничних напружень циклу для нетекстурованої (ABCD) та текстурованої (AB<sub>1</sub>C<sub>1</sub>D) сталі 20 (повітря)

Порівняльний аналіз діаграм  $\sigma_{\max} - \sigma_m$  показав (рис. 5.27), що при збільшенні  $\sigma_m$  границя витривалості текстурованої сталі зростає менше, ніж нетекстурованої, тоді як при  $R = -1$  величина  $\sigma_{-1(T)} = \sigma_{-1(H)}$ . В такій ситуації вирішальне значення має параметр  $\sigma_{\text{мц}}^*$ , що впливає із графічної побудови (рис. 5.27). Чим більша частка статичного навантаження, тим вища втомна міцність при асиметричному циклі, якщо її оцінювати за  $\sigma_{\max}$ .

У випадку, коли граничний стан визначається не втомним руйнуванням, а досягненням  $\sigma_{0,2}^*$ , діаграми  $\sigma_{\max} - \sigma_m$  обмежують лініями BC ( $B_1C_1$ ), паралельними осі абсцис. Точкам B та  $B_1$  відповідають  $\sigma_m$ , при яких  $\sigma_{\max} = \sigma_{0,2}^*$  і  $2\sigma_a \neq 0$ , а в точках C та  $C_1$   $\sigma_{\max} = \sigma_m = \sigma_{0,2}^*$  і  $2\sigma_a = 0$ , тобто циклічне навантаження відсутнє, а при статичному спостерігається текучість. При заданій характеристиці циклу R руйнування не відбудеться, поки розмах напружень циклу  $2\sigma_a$  не перевищить граничної величини, визначеної лініями ABC ( $AB_1C_1$ ) та DC ( $DC_1$ ). Очевидно, що вище ліній BC,  $B_1C_1$  буде знаходитися область малоциклової низькочастотної втоми з асиметричним циклом навантаження.

З діаграм випливає, що при  $-1 \leq R \leq 1$  область неруйнівних амплітуд напружень, обмежена  $\sigma_{0,2}^*$ , для текстурованої сталі значно менша від такої для нетекстурованої. Як бачимо, діаграми  $\sigma_{\max} - \sigma_m$  дозволяють легко встановити чутливість структури до асиметрії циклу та визначити несучу здатність сталі трубопроводу з оптимальною структурою при накладанні, в загальному випадку, статичного та циклічного навантаження.

На ділянках AB,  $AB_1$  між границями витривалості при симетричному та асиметричному циклах напружень існують залежності:

$$\sigma_a = \sigma_{-1} - \xi \cdot \sigma_m; \quad \sigma_{\max} = \sigma_{-1} + (1 - \xi) \cdot \sigma_m,$$

де  $\xi$  – коефіцієнт чутливості сталі до асиметрії циклу.

Для текстурованої сталі  $\xi = 0,386$ , а для нетекстурованої  $\xi = 0,3$ .

У випадку досліджень у морській воді, діаграми  $\sigma_{\max} - \sigma_m$  будуються за величинами  $\sigma_{\text{Iкор}}$ ,  $\sigma_{0,2}^*$ ,  $\sigma_{\text{мц}}^{\text{л}}$  при заданій базі випробовувань  $N$  (рис. 5.28).

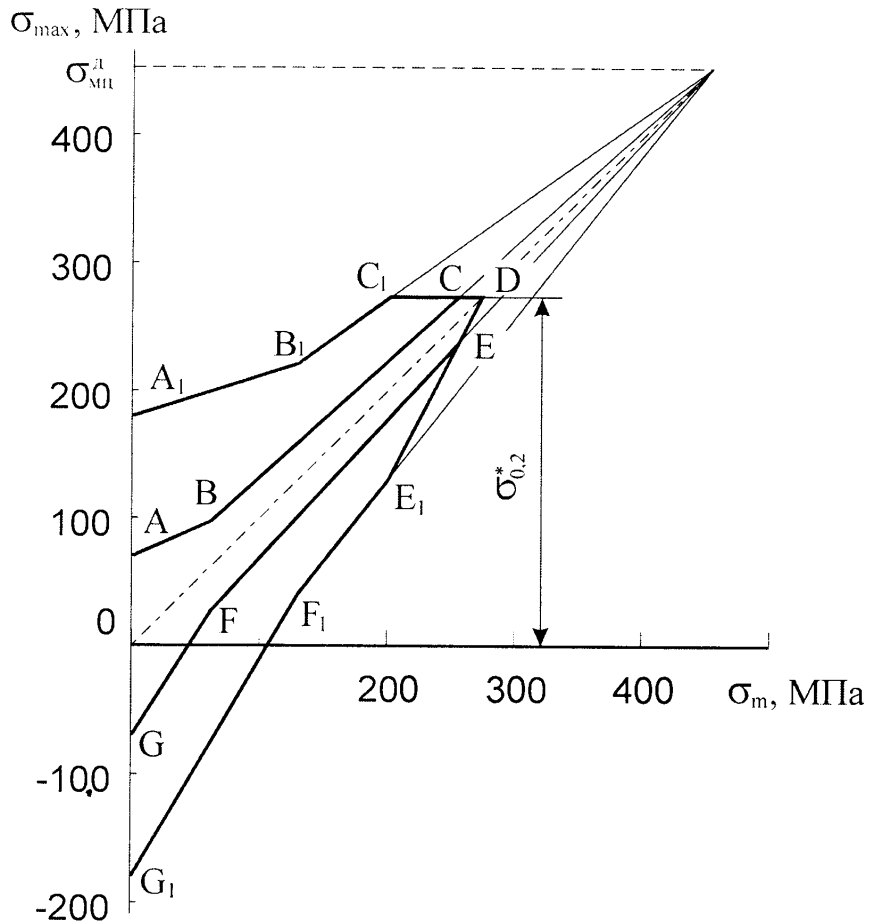


Рис. 5.28. Прогнозовані діаграми граничних напружень циклу для текстурованої сталі 20, випробуваної у морській воді при базі  $N = 2 \cdot 10^5$  ( $A_1B_1C_1DE_1F_1G_1$ ) та  $2 \cdot 10^6$  циклів (ABCDEFG)

В результаті аналізу кривих Велера та діаграм Сміта для низьковуглецевих сталей, випробуваних у морській воді [44, 49, 50, 81, 91, 93, 94, 102, 103, 106, 108, 109], встановлено, що в області віднульового (пульсуючого) циклу на граничних кривих діаграм  $\sigma_{\max} - \sigma_m$  знаходиться перегин, для якого  $\sigma_a = (0,50 \dots 0,65) \sigma_{\text{I}}$ . Отже, при переході від знакозмінного асиметричного циклу до знакопостійного, коли  $R > 0$ , корозійно-втомна міцність починає зростати інтенсивніше, тобто, в корозійному середовищі (рис. 5.28, крива  $A_1B_1C_1D$ ), порівняно з повітрям



(рис. 5.27 крива  $AB_1C_1$ ), сталь трубопроводу стає чутливішою до знакозмінного навантаження, в тому числі до змінної складової напруження. Збільшення бази випробовувань від  $2 \cdot 10^5$  до  $2 \cdot 10^6$  циклів значно зменшує область неруйнівних амплітуд напружень і спричинює зміщення точок перегину  $B_1$ ,  $F_1$  в бік менших величин  $\sigma_{\max}$  та  $\sigma_m$ . При цьому умовна границя корозійної витривалості при симетричному циклі знижується від  $\sigma_{\text{Iкор}} = \sigma_{\text{I}} = 180$  МПа до 70 МПа.

Таким чином, у представленому вигляді (рис. 5.28) діаграми  $\sigma_{\max} - \sigma_a$  дозволяють надійно прогнозувати несучу здатність сталі трубопроводу за трьома змінними параметрами: базою випробовувань  $N$ ,  $\sigma_{\max}$  та  $\sigma_m$  ( $R$ ). Наприклад, при  $\sigma_{\text{I}}$  текстурована сталь 20 у морській воді на базі  $2 \cdot 10^6$  циклів витримує асиметричне ( $R = 0,7$ ) знакопостійне напруження з  $\sigma_{\max} = 180$  МПа,  $\sigma_m = 150$  МПа,  $2\sigma_a = 55$  МПа.

### **Висновки:**

1. Експериментально підтверджено значний вплив частоти навантаження на корозійно-втомну міцність та довговічність сталі трубопроводу і показано, що в діапазоні  $\sigma_a = 60 \dots 280$  МПа збільшення частоти від 0,8 до 50 Гц спричинює зростання довговічності в 5...6,7 разів.
2. Доведено неможливість заміни низькочастотних корозійно-втомних випробовувань поширеними випробовуваннями з частотою 50 Гц, оскільки при  $\sigma_a < \sigma_{\text{I}}$  руйнування контролюється не навантаженням, а часом хімічної, фізичної та фізико-хімічної дії середовища.
3. Запропоновано способи прискореної оцінки корозійної витривалості основного металу та зварного з'єднання труб за прогнозованими ділянками кривих низькочастотної корозійної втоми, побудованими з використанням однієї або двох експериментальних точок.
4. Вперше, на гладких зразках-моделях з  $l_p/d = 10$  в області низькочастотного (0,8 Гц) малоциклового навантаження, виявлено

- аномальну деформаційну поведінку текстурованої сталі 20 у морській воді, яка відрізняється від подібної поведінки сталі у повітрі інтенсивнішим процесом циклічного знеміцнення на I стадії, в результаті адсорбційного впливу електроліту (ефект Ребіндера), та менш інтенсивним процесом повторного знеміцнення на III стадії.
5. В результаті випробовувань у повітрі, морській воді та середовищі 0,5M HCl показано можливість ефективного використання залежностей  $S_{кв}/S_{д}$ ,  $S_{в}/S_{д} - \sigma_a$  для оцінки впливу середовища на величину руйнівних циклічних напружень, які спричинюють долом гладкого зразка та зразка з кільцевим надрізом, а також виявлення та інтерпретації перегинів і розривів на повних кривих низькочастотної втоми та корозійної втоми.
  6. За діаграмами згину зразків-моделей при статичному та низькочастотному навантаженні у повітрі та морській воді встановлено, що непружність у морській воді спостерігається і при  $\sigma_a < \sigma_{0,2}^*$ , оскільки при низькочастотному навантаженні на базі  $10^6$  циклів метал труби отримує додатковий приріст  $\Delta \epsilon^u$  від адсорбційно-електрохімічної дії середовища.
  7. Встановлено, що у високоамплітудній області втомного зламу корозійна витривалість зварного з'єднання може перевищувати його витривалість у повітрі, що не пов'язано з охолоджуючою дією морської води, а має деформаційно-кінетичне пояснення.
  8. За кінетичними кривими  $\delta^h - N$  виявлено складний характер впливу корозійного середовища на розвиток процесів деформації і руйнування в зоні концентратора напружень, особливо при  $\sigma_a < \sigma_{пц}^k$ , в результаті якого біля вершини кільцевого надрізу формується сітка одиничних корозійно-втомних тріщин, вершини яких, внаслідок електрохімічного розчинення, притуплюються, що, в цілому,

призводить до перетину кривих втоми та корозійної втоми і утворення області, в якій корозійна витривалість зразків з надрізом підвищується, порівняно з повітрям, у 2 і більше разів.

9. Досліджено стадійність кінетики ЕП основного металу та зварного з'єднання труб при статичному та низькочастотному навантаженні у морській воді. Показано, що збільшення  $\sigma_a$  прискорює розблагородження матеріалу до потенціалу долому, величина якого від  $\sigma_a$  залежить слабо. Підтверджено локалізацію корозійних процесів в зоні зварного з'єднання біля границі розділу фаз „основний метал – ЗШ”.
10. З метою подальшого розвитку теорії низькочастотної корозійної втоми, вперше кінетичні криві  $\varepsilon (\varepsilon_a) - t (N)$  та  $-E - t (N)$  представлено в об'єднаному вигляді, і відзначено відсутність кореляції між ЕП та пружно-пластичними деформаціями. Показано, що швидкоплинні процеси на початкових стадіях корозійної втоми добре простежуються за кінетичними кривими деформації, а процес накопичення та розвитку пошкоджень, коли відбувається стабілізація деформації або незначна її зміна, краще інтерпретувати за кінетичними кривими ЕП.
11. Встановлено, що потенціал долому зразків-моделей з кільцевим надрізом зі сталі 20 знаходиться в широкому діапазоні (- 585...- 650 мВ) і при зменшенні  $\sigma_a$  спадає, в залежності від кінетики росту тріщини, береги якої мають значно нижчий ЕП, ніж бічні поверхні надрізу; ЕП поверхні руйнування може становити - 900... - 950 мВ, що вказує на високу хімічну активність металу у вершині тріщини та значний вплив корозійних процесів на її розвиток.
12. Методом комп'ютерної обробки результатів в програмах Axim 5.0 та Origin 6.0 Pro виявлено ефект багаторазового пригальмовування

росту тріщини у повітрі, морській воді та середовищі 0,5М НСІ перед спонтанним (5...10 циклів) руйнуванням основного металу та зварного з'єднання труб.

13. Вперше введено поняття про **кінетичний цикл росту втомної (корозійно-втомної) тріщини**, який, незалежно від  $\sigma_a$ , може відбуватися за схемою: прискорений ріст – рівномірний ріст зі швидкістю  $V_1$  – гальмування – рівномірний ріст зі швидкістю  $V_2$ . Показано, що тривалість кінетичного циклу є важливою характеристикою низькочастотної втоми, чутливою до величини  $\sigma_a$  та впливу середовища.
14. З метою надійного та прискореного прогнозування несучої здатності матеріалу трубопроводу за змінними параметрами  $N$ ,  $\sigma_{\max}$  та  $\sigma_m$  (R), запропоновано для практичної реалізації спосіб спрощеної побудови діаграм  $\sigma_{\max} - \sigma_m$  за результатами випробовувань в статиці та при низькочастотному навантаженні з використанням трьох характерних напружень:  $\sigma_{-1}$  ( $\sigma_{-1\text{кор}}$ ),  $\sigma_{0,2}^*$ ,  $\sigma_{\text{мц}}^{\text{д}}$ .

## ВИСНОВКИ

1. Створено та експериментально перевірено ефективність розширеної інженерної методики дослідження деформації і руйнування матеріалу морських трубопроводів при статичному та низькочастотному навантаженні з урахуванням впливів структури, масштабного фактору, концентрації напружень, частоти навантаження, асиметрії циклу напружень, агресивності середовища, а також комбінації цих впливів. Розроблено конструкції, типову технологію виготовлення експериментальних зразків-моделей, автоматизовану випробувальну систему з ЕОМ та оригінальне програмне забезпечення для комплексних досліджень в кінетиці деформації, руйнування, електродного потенціалу матеріалу трубопроводу в робочих (технологічних) середовищах, а також сканованих поверхонь зламів, забезпечуючи імітацію умов навантаження елемента трубопроводу.
2. Розроблено: спосіб оперативної діагностики зламів матеріалів, який полягає в тому, що сканують поверхню руйнування, опрацьовують одержаний цифровий відбиток в графічному редакторі і, використовуючи комп'ютерну базу даних, роблять висновки про характер та причини руйнування; спосіб визначення при ступінчастому навантаженні чистим згином умовної границі текучості  $\sigma_{0,2}^*$  – напруження, при якому пластична деформація  $\Delta\varepsilon_{\text{пл}} = \varepsilon_{\text{T}} \cdot 0,002$ , що пов'язується з реальними умовами навантаження морських трубопроводів.
3. Запропоновано використовувати зведені діаграми згину у схематизованому вигляді для визначення нестандартних характеристик пружності, пластичності, деформаційного зміцнення,

повзучості та пояснення поведінки сталі в конструкції трубопроводу і уточнення розрахунків.

4. Виходячи з теорії приросту деформації, запропоновано новий методичний підхід до оцінки пластичності та визначення граничної залишкової деформації  $\Delta\varepsilon_{гр}$ , при якій експлуатація зварного з'єднання може вважатися ще безпечною, заснований на побудові кривих „номінальне напруження  $\sigma$  – залишкова деформація  $\Delta\varepsilon_3$ ”.
5. Дано всебічний аналіз діаграм згину зразків-моделей з кільцевим надрізом та розроблено спосіб визначення величини критичного розкриття надрізу  $\delta_{кр}^H$ , що відповідає границі міцності повторно-деформованих зразків з надрізом  $\sigma_{міц}^{кл}$ .
6. Введено комплексне поняття про малоциклову та багатоциклову низькочастотну втому і корозійну втому морських трубопроводів, спираючись на ґрунтовний аналіз умов їх експлуатації та деформаційно-кінетичне трактування процесу. Побудовано придатні для інженерних розрахунків повні криві низькочастотної втоми для сталі трубопроводу з різною структурою та зварного з'єднання і дано пояснення характерних ділянок, виявлених перегинів та розривів на кривих втоми, використовуючи кінетичні криві деформації і руйнування та комп'ютерний макроструктурний аналіз сканованих зламів.
7. Вперше, на гладких зразках-моделях з  $l_p/d = 4$  та  $10$  в області низькочастотної ( $0,8$  Гц) малоциклової втоми, виявлено аномальну деформаційну поведінку текстурованої сталі 20 та зварного з'єднання, яка проявляється у виникненні деформаційних піків, зумовлених послідовним проходженням інтенсивних швидкоплинних процесів циклічного знеміцнення та зміцнення, а також інверсію втомної довговічності зварного з'єднання, що

- пов'язана з ефектами циклічного деформування, розкритими за допомогою кінетичних кривих деформації та діаграм циклічного кругового згину.
8. Експериментально підтверджено можливість прискореної оцінки границі витривалості основного металу та зварного з'єднання труб за діаграмами статичного та циклічного кругового згину, а також результатами випробовувань зразків-моделей з підібраними геометричними параметрами надрізу. Запропоновано методику визначення деформаційних областей низькочастотної втоми, а саме спонтанної, прогнозованої та безпечної деформації, і показано її ефективність у випадку, коли характеристики граничних станів  $\sigma_{-1}$  та  $\sigma_{0,2}^{*ц}$  є малочутливими до зміни структури трубної сталі.
9. Показано, що в діапазоні  $\sigma_a = 60 \dots 280$  МПа збільшення частоти навантаження від 0,8 до 50 Гц спричинює зростання довговічності сталі трубопроводу у морській воді в 5...6,7 разів, і доведено неможливість заміни низькочастотних корозійно-втомних випробовувань поширеними випробовуваннями з частотою 50 Гц, оскільки при  $\sigma_a < \sigma_{-1}$  руйнування контролюється не навантаженням, а часом хімічної, фізичної та фізико-хімічної дії середовища. Розроблено способи прискореної оцінки корозійної витривалості основного металу та зварного з'єднання труб за прогнозованими ділянками кривих низькочастотної корозійної втоми, побудованими з використанням однієї або двох експериментальних точок, а також спосіб спрощеної побудови діаграм граничних напружень циклу за результатами випробовувань в статиці та при низькочастотному навантаженні з використанням трьох характерних напружень:  $\sigma_{-1}$  ( $\sigma_{-1\text{кор}}$ ),  $\sigma_{0,2}^*$ ,  $\sigma_{мц}^д$ .
10. Вперше, на гладких зразках-моделях з  $l_p/d = 10$  в області низько-

частотного (0,8 Гц) малоциклового навантаження, виявлено аномальну деформаційну поведінку текстурованої сталі 20 у морській воді, яка відрізняється від подібної поведінки сталі у повітрі інтенсивнішим циклічним знеміцненням на I стадії та менш інтенсивним повторним знеміцненням на III стадії.

11. За кінетичними кривими  $\delta^H - N$  виявлено складний характер впливу корозійного середовища на розвиток процесів деформації і руйнування в зоні концентратора напружень, особливо при  $\sigma_a < \sigma_{\text{пц}}^k$ , в результаті якого біля вершини кільцевого надрізу формується сітка одиничних корозійно-втомних тріщин, вершини яких, внаслідок електрохімічного розчинення, притуплюються, що, в цілому, призводить до перетину кривих втоми та корозійної втоми і утворення області, в якій корозійна витривалість зразків з надрізом підвищується, порівняно з повітрям, в 2 і більше разів.

12.3 метою подальшого розвитку теорії низькочастотної корозійної втоми, вперше кінетичні криві  $\varepsilon(\varepsilon_a) - t(N)$  та  $-E - t(N)$  представлено в об'єднаному вигляді і відзначено відсутність кореляції між ЕП та пружно-пластичними деформаціями. Показано, що швидкоплинні процеси на початкових стадіях корозійної втоми добре простежуються за кінетичними кривими деформації, а процес накопичення та розвитку пошкоджень, коли відбувається стабілізація деформації або незначна її зміна, краще інтерпретувати за кінетичними кривими ЕП. Вперше введено поняття про кінетичний цикл росту втомної (корозійно-втомної) тріщини, який, незалежно від  $\sigma_a$ , може відбуватися за схемою: прискорений ріст – рівномірний ріст зі швидкістю  $V_1$  – гальмування – рівномірний ріст зі швидкістю  $V_2$ .



## СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Тахватулин М. А., Хазиев Н. Н. Тенденции развития морского трубопроводного транспорта / Обзорн. инф. Сер. Транспорт и хранение нефти и нефтепродуктов.- М.: ВНИИОЭНГ, 1980.- 72 с.
2. Nauch Soren R., Bai Yong. Bending moment capacity of pipes // Trans. ASME J. Offshore Mech. and Arct. Eng.- 2000.- **122**, №4.- P. 243-252
3. Никитин Б. А., Вовк В. С., Гриценко А. И. Проблемы обустройства и эксплуатации морских нефтегазовых месторождений // Пром-сть России.- 2000.- № 10-11.- С. 95-97
4. Панов Ю. Е. Тенденции развития трубопроводного транспорта и защита среды при его эксплуатации // ИНТ ВИНТИ. Сер. Трубопроводный транспорт.- 1990.- **13**.- С. 3-62
5. Beaubouef B. Construction report // PipeLine and Gas Ind.- 2000.- **83**, № 8.- P. 19-21
6. Харионовский В. В. Надежность и ресурс конструкций газопроводов.- М.: Недра, 2000.- 467 с.
7. Ільницький М. К., Шадрін О. Б. Проектування, будівництво та експлуатація морських трубопроводів.- К.: Українська книга, 1997.- 174 с.
8. Яицких Г. С. Подготовка к транспорту в морских условиях вязких нефтей: Автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.15.12 / ВНИИГАЗ.- М., 1991.- 19 с.
9. Капустин К. Я., Камышев. М. А. Строительство морских трубопроводов.- М.: Недра, 1982.- 207 с.
10. Сергеев В. В., Савкин И. П., Фатеев А. Н. Проблемы повышения конкурентоспособности трубной продукции (по материалам

межотраслевого научно-технического совещания) // *Металлург. и горноруд. пром-сть.*- 2000.- № 1.- С. 50-53

11. Березин В. Л., Ким Б. И. Проектирование и эксплуатация подводных трубопроводов за рубежом / *Обзорн. инф. Сер. Транспорт и хранение нефти и нефтепродуктов.*- М.: ВНИИОЭНГ, 1986.- 44 с.
12. Левин С. И., Петрова Н. И. Зарубежный опыт проектирования подводных трубопроводов.- М.: ВНИИПКтехоргнефтегазстрой, 1986.- 38 с.
13. Гонтуар А. Г., Чурдалев А. В. Предпосылки и перспектива применения металлополимерных труб в России // *Строит. матер.*- 1997.- № 10.- С. 10-11
14. Рябов В. М., Либов. Ю. А., Щемелинина Г. А. Обоснование выбора геометрических параметров труб глубоководных трубопроводов по условиям совместного воздействия гидростатического давления и изгиба при укладке на грунт // *Труды 3-й международной конференции „Освоение шельфа арктических морей России”.* Санкт-Петербург, 23-26 сент., 1997. Ч. 2.- СПб.: Изд-во ЦНИИ им. А. Н. Крылова, 1998.- С. 400-403
15. Ільницький М. К. Розробка методів попередження втомних руйнувань морських трубопроводів: Автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.15.13 / Івано-Франківський держ. техн. ун-т нафти і газу.- Івано-Франківськ, 2001.- 16 с.
16. Бородавкин П. П., Березин В. Л., Шадрин О. Б. Подводные трубопроводы.- М.: Недра, 1979.- 415 с.
17. Яковлев Е. И. Управление магистральными трубопроводами, техническое обслуживание и ремонт // *ИНТ ВИНТИ. Сер. Трубопроводный транспорт.*- 1990.- 13.- С. 63-136

18. Харионовский В. В. Конструктивная надежность магистральных трубопроводов в эксплуатации // Строительство трубопроводов.- 1992.- № 3.- С. 14-16
19. Грудницкий Г. В., Бабаев Д. А., Шадрин О. Б. Новые методы строительства морских подводных трубопроводов / Обзорн. инф. Сер. Газ. пром-сть.- М.: ВНИИЭгазпром, 1982.- 44 с.
20. Bai Yang, Knauf Gerhard. Materials and design of high strength pipelines // The Proceedings of the Tenth International Offshore and Polar Engineering Conference, Seattle, May 28 – June 2, 2000. Vol. 2. Cupertino (Calif.). Int. Soc. Offshore and Polar Eng. 2000.- P. 244-252
21. Механика разрушения и прочность материалов: Справ. пос. в 4-х т. / Под общей ред. В. В. Панасюка.- К.: Наук. думка, 1988
22. Kuriakides S., Netto T. A. On the dynamics of propagating buckles in pipelines // Int. J. Solids and Struct.- 2000.- **37**, № 46-47.- P. 6843-6867
23. Wang Ge, Lai Guozhang, Li Yucheng. Large eddy simulation scheme of pipeline under regular wave action // Proc. 6th Int. Offshore and Polar Eng. Conf., Los Angeles, Calif., May, 26-31, 1996. Vol. 2.- Colden (Colo), 1996.- P. 132-138
24. Johns T. G., McConnell D. P. Design of pipelines to resist buckling at depths 1000 to 9000 feet // Proc. Interpipe-83 conf.- Houston, 1983.- P. 138-159
25. Доусон Т. Проектирование сооружений морского шельфа: Пер. с англ.- Л.: Судостроение, 1986.- 286 с.
26. Хохлов Н. Ф., Молочная Т. В. Исследование прочностных свойств нефтепроводных труб в разных средах // Обзорн. инф. Сер. Нефтепромысловое дело и транспорт нефти.- М.: ВНИИОЭНГ, 1985.- **3**.- С. 29-30
27. Рачев Х., Стефанов С. Справочник по коррозии.- М.: Мир, 1989.- 519 с.

28. Морская коррозия: Справ.- М.: Металлургия, 1983.- 512 с.
29. Камышев М. А., Капустин К. Я. Современные требования к сооружению морских трубопроводов.- М.: Информнефтегазстрой, 1979.- 56 с.
30. Трубопроводный транспорт нефти и газа / Р. А. Алиев, В. Д. Белоусов, А. Г. Немудров и др.- М.: Недра, 1988.- 368 с.
31. Сукач М. К. Эксплуатационный грунтовый фон морского дна // Техніка буд-ва.- 1999.- №5 .- С. 51-55
32. Кравцов В. І. Механіка гнучких глибоководних систем: Автореф. дис. ... д-ра техн. наук: 05.08.03/ Херсонський держ. техн. ун-т.- Миколаїв, 1999.- 35 с.
33. Рузин В. И., Вишняк Е. А., Кириченко Е. А. Разработка математической модели движения транспортного трубопровода в составе подводного добычного комплекса // Геотехн. механика.- 1999.- Вып. 12.- С. 69-76
34. Sriskandarajah T., Sreetharan T., Carmichael R. G. Technical outline of high strain based design for marine pipelines // Proc. 6th Int. Offshore and Polar Eng. Conf., Los Angeles, Calif., May, 26-31, 1996. Vol. 2.- Colden (Colo), 1996.- P. 19-26
35. Summers J. Pushing forward the limits in HP/HT developments: The Elgin Franklin interfield pipeline system // Pipes and Pipelines Int.- 2000.- 45, №3.- P. 5-14
36. Бородавкин П. П., Синюков А. М. Прочность магистральных трубопроводов.- М.: Недра, 1984.- 245 с.
37. Кравцов В. І. Механіка гнучких морських конструкцій.- К.: Наук. думка, 1999.- 131 с.
38. Каминский А. А., Бастун В. Н. Методы определения напряженно-деформированного состояния и трещиностойкости газо- и

- нефтепроводов: Обзор // Прикладная механика.- 1997.- **33**, № 8.- С. 3-30
39. Тимошенко С. П. Соппротивление материалов, т. 1, 2.- М.: Наука, 1985.- 364 с., 480 с.
40. Айнбиндер А. Б. Расчет магистральных и промысловых трубопроводов на прочность и устойчивость: Справочное пособие.- М.: Недра, 1991.- 287 с.
41. Физическое металловедение, т. 3 / Под ред. Р. Кана.- М.: Мир, 1968.- 484 с.
42. Гуляев А. П. Металловедение.- М.: Металлургия, 1986.- 544 с.
43. Agerskov H., Petersen R. I., Martinez L. L. An investigation on fatigue in high-strength steel offshore structures // Weld. world.- 1998.- **41**, № 4.- P.328-342
44. Скотт П. М. Влияние морской воды на коррозионную усталость конструкционных сталей // Коррозионная усталость металлов. Под ред. акад. Я. М. Колотыркина.- К.: Наук. думка, 1982.- С. 180-206
45. Школьник Л. М. Методика усталостных испытаний. Справочник.- М.: Металлургия, 1978.- 304 с.
46. Романов А. Н. Разрушение при малоцикловом нагружении.- М.: Наука, 1988.- 282 с.
47. Трощенко В. Т. Деформирование и разрушение металлов при многоцикловом нагружении.- К.: Наук. думка, 1981.- 344 с.
48. Коцаньда С. Усталостное разрушение металлов.- М.: Металлургия, 1976.- 456 с.
49. Малоцикловая усталость стали в рабочих средах / Карпенко Г. В., Кацов К. Б., Кокотайло И. В., Руденко В. П.- К.: Наук. думка, 1977.- 112 с.
50. Gran S. Fatigue in offshore cranes // Norwegian Maritime Research.- 1983.- № 4.- P. 2-12

51. Квазистатическое и усталостное разрушение материалов и элементов конструкций. Избр. тр.: В 3-х т. / Серенсен С. В.- К.: Наук. думка, 1985.- Т. 3.- 232 с.
52. Иванова В. С., Терентьев В. Ф. Природа усталости металлов.- М.: Металлургия, 1975.- 456 с.
53. Фридман Я. Б. Механические свойства металлов. Часть вторая. Механические испытания. Конструкционная прочность.- М.: Машиностроение, 1974.- 368 с.
54. Бородий М. В. Анализ экспериментальных данных малоциклового усталости при непропорциональном деформировании // Пробл. прочности.- 2000.- № 1.- С. 13-21
55. Даунис М. А. Прочность и долговечность при малоцикловом нестационарном нагружении.- Вильнюс: Мокслас, 1989.- 254 с.
56. Романив А. Н. Разрушение при малоцикловом нагружении.- М.: Наука, 1988.- 279 с.
57. Механическое поведение материалов при различных видах нагружения / Трощенко В. Т., Лебедев А. А., Стрижало В. А., Степнов Г. В., Кривенюк В. В.- К.: Логос, 2000.- 571 с.
58. Махутов Н. А., Воробьев А. З., Гаденин М. М. Прочность конструкций при малоцикловом нагружении.- М.: Наука, 1983.- 270 с.
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. Бондаренко Ю. Д. Методика испытаний на малоцикловую усталость при чистом изгибе // Заводская лаборатория.- 1993.- 59, № 5.- С. 37-39
61. Иванова В. С. Разрушение металлов.- М.: Металлургия, 1979.- 168 с.
62. Добровольский С. В. Энергетическая модель подобия малоциклового разрушения образца и элемента конструкции // Проблемы прочности.- 1999.- №6.- С. 23-34.

63. Battise R., Di Fant-Jaeckels H., Curie F., Virely J. M. Biaxial high cycle fatigue tests on gas transmission pipeline steel // *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.*- 1996.- **19**, № 10.- P. 1231-1238
64. Панасюк В. В., Сушинский А. И., Кацов К. Б. Разрушение элементов конструкций с несквозными трещинами.- К.: Наук. думка, 1991.-172 с.
65. Механика малоциклового разрушения / Н. А. Махутов, М. И. Бурак, М. М. Гаденин и др.- М.: Наука, 1986.- 264 с.
66. Гохфельд Д. А., Садаков О. С. Пластичность и ползучесть элементов конструкций при повторных нагружениях.- М.: Машиностроение, 1984.- 256 с.
67. Міллер К. Дж. Втома металів: минуле, сучасне та майбутнє // *Фіз.-хім. механіка матеріалів.*- 1991.- № 5.- С. 9-26
68. Когаев В. П. Расчеты на прочность при напряжениях, переменных во времени.- М.: Машиностроение, 1993.- 363 с.
69. Осташ О. П., Панасюк В. В. К теории зарождения и роста усталостных трещин // *Физ.-хим. механика материалов.*- 1988.- № 1.- С. 13-21
70. Chien C.-H. and Coffin L. F. A new method for predicting fatigue life in notched geometries // *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.*- 1998.- **21**, № 1.- P. 1-15
71. Ищенко И. И., Погребняк А. Д. Прочность, долговечность и разрушение конструкционных материалов при многоцикловом нагружении: Обзор // *Прикладная механика.*- 1997.- **33**, № 4.- С. 3-27
72. Хамаза Л. А. Неупругое деформирование и критерии усталостного разрушения металлов при многоцикловом нагружении: Автореф. дис. ... д-ра техн. наук: 01.02.04/ АН УССР, Ин-т проблем прочности.- К.:1991.- 40 с.
73. Miller K. J. The behaviour of short fatigue cracks and their initiation. Part II – a general summary // *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.*- 1987.- **10**, №2.- P. 93-113

74. Черепанов Г. П. О разрушении трубопроводов // Докл. АН СССР.- 1983.- 272, № 3.- С. 590-593
75. Захаров М. Н. Критерий разрушения трубных сталей в зонах острых и гладких концентраторов // Изв. вузов. Нефть и газ.- 2000.- № 3.- С. 74-81
76. Трощенко В. Т. Исследование пороговых коэффициентов интенсивности напряжений материалов при циклическом нагружении: Сообщ. 2. Прогнозирование пределов выносливости и развитие усталостных трещин // Проблемы прочности.- 1998.- № 5.- С. 5-11
77. Navarro A., de los Rios E. R. A model for short fatigue crack propagation with an interpretation of the short-long crack transition // Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.- 1987.- 10, № 2.- P. 169-186
78. Ковальчук В. С. Определение циклической долговечности металлов при двухчастотном малоцикловом нагружении // Автомат. сварка.- 1998.- № 9.- С. 12-14
79. Испытание материалов. Справочник /Под ред. Х. Блюменауэра: Пер. с нем.- М.: Металлургия, 1979.- 448 с.
80. Ярема С. Я. Методология определения характеристик сопротивления развитию трещин (трещиностойкости) материалов при циклическом нагружении // Физ. хим. механика материалов.- 1981.- № 4.- С. 100-110
81. Карпенко Г. В. Влияние среды на прочность и долговечность металлов.- К.: Наук. думка, 1976.- 128 с.
82. Мехмандаров С. А., Негреев В. Ф., Трифель М. С. Защита подводных трубопроводов от коррозии.- Баку: Азербнефтнешр, 1960.- 324 с.
83. Erdogan F., Wei R. P. Fracture analysis and corrosion fatigue in pipelines // Annual report – October 1982 – August 1985, Lehigh University, Bethlehem Pennsylvania, August 1985.- 447 p.
84. Искандеров И. А. Вопросы проектирования и строительства морских трубопроводов.- Баку: Азербнешр, 1970.- 300 с.



85. Маттсон Э. Электрохимическая коррозия: Пер. с швед.- М.: Metallurgia, 1991.- 157 с.
86. Коррозия: Справочник / Под ред. Л. Л. Шрайера: Сокращ. пер. с англ.- М.: Metallurgia, 1981.- 632 с.
87. Тодт Ф. Коррозия и защита от коррозии: Пер. с нем.- М.: - Л.: Химия, 1966.- 847 с.
88. Похмурський В. І., Білий Л. М., Хома М. С. Корозійно-механічні властивості корпусних матеріалів реакторів // Фіз.-хім. механіка матеріалів.- 2001.- № 3.- С. 111-118
89. Петров Л. Н., Сопрунюк Н. Г. Коррозионно-механическое разрушение металлов и сплавов.- К.: Наук. думка, 1991.- 216 с.
90. Петров Л. М. Фізико-хімічні аспекти механіки корозійного руйнування // Фіз.-хім. механіка матеріалів.- 2001.- № 3.- С. 127-129
91. Токадзи К., Андо З., Кодзима Т. Замедление роста усталостной трещины в малоуглеродистой стали в соленой воде // Тр. Амер. об-ва инж.-мех. Тебрет. основы инж. расчетов.- 1984.- **106**.- № 1.- С. 44-49
92. Полутранко И. Б., Ярема С. Я., Дурягин В. А. Исследование воды и ее ингибирования на кинетику усталостных трещин в сплаве В95 и стали 65Г // Физ.-хим. механика материалов.- 1981.- № 2.- С. 10-15
93. Похмурский В. И. Общие аспекты коррозионной усталости металлов и сплавов // Физ.-хим. механика материалов.- 1979.- № 4.- С. 3-13
94. Сосновский Л. А., Махутов Н. А. Коррозионно-механическая усталость: прямой и обратный эффекты (Обобщающая статья) // Заводская лаборатория.- 1993.- **59**.- № 7.- С. 33-44
95. Ness O. B., Verley R. Strain concentration in pipelines with concrete coating // Trans. ASME J. Offshore Mech. and Arct. Eng.- 1996.- **118**.- №3.- P. 225-231

96. Осташ О. П. Роль зоны передруйнування у визначенні концентрації напружень в циклічно деформованих матеріалах // Фіз.-хім. механіка матеріалів.- 2001.- № 3.- С. 47-58
97. Angot G., Pluvinage G. About notch fracture mechanics // Proc. 2nd Copernicus Workshop Influence of Local Stress and Strain Concentrators on the Reliability and Safety of Structures.- 1996.- P. 37-47
98. Осташ О. П., Панасюк В. В., Костик Є. М. Уніфікована модель зародження та росту втомних макротріщин. Ч. 1: Застосування силових параметрів механіки руйнування матеріалів на стадії зародження тріщини // Фіз.-хім. механіка матеріалів.- 1998.- № 1.- С. 7-21
99. On corrosion fatigue crack emanating from notches: stress field and electrochemistry / V. V. Panasyuk, I. M. Dmytrakh, G. Pluvinage, G. Qylafku // Proc. ESIS TC – 10 Workshop.- Lviv, 1999.- P. 1-13
100. Akid R., Miller K. J. The initiation and growth of short fatigue cracks in an aqueous saline environment. In environment assisted fatigue // EGF publication 7.- London: Mechanical Engineering Publications, 1990.- P.415-434
101. Зависимость свойств морской воды в трещине и ее модели от биологических факторов и напряжений / Бузовкина Т. Б., Софронков А. Н., Короленко Л. И., Лясковский С. А., Кузнецова И. А. // Фіз.-хім. механіка матеріалів.- 1992.- № 4.- С. 35-40
102. Похмурский В. И. Коррозионная усталость металлов.- М.: Металлургия, 1985.- 207 с.
103. Гутман Э. М. Механохимия металлов и защита от коррозии.- М.: Металлургия, 1981.- 269 с.
104. Абдуллин И. Г., Гареев А. Г., Худяков М. А. Анализ стадий зарождения и развития малоциклового коррозионной усталости

- металла магистральных нефтепроводов // Трубопров. трансп. нефти.- 1999.- № 6.- С. 31-34
105. Петров Л. Н. Коррозия под напряжением.- К.: Вища школа, 1986.- 142с.
106. Карпенко Г. В. Физико-химическая механика конструкционных материалов.- К.: Наук. думка, 1985.- Т. 1.- 228 с.
107. Влияние полистирольных покрытий на сопротивление коррозионной усталости стали 09Г2С в морской среде / А. М. Крохмальний, И. Н. Зинь, Я. М. Нагиева, Р. А. Курбанова // Фіз.-хім. механіка матеріалів.- 1990.- № 5.- С. 114-115
108. Бабей Ю. И., Сопрунюк Н. Г. Защита стали от коррозионно-механического разрушения.- К.: Техніка, 1981.- 126 с.
109. Олейник Н. В., Магденко А. Н., Скляр С. П. Сопротивление усталости материалов и деталей машин в коррозионных средах.- К.: Наук. думка, 1987.- 200 с.
110. Ратыч Л. В. Методы оценки трещиностойкости металлов в коррозионных средах: Автореф. дис... д-ра техн. наук: 01.02.04:05.17.14 / АН УССР, Физ.-мех. ин-т им. Г. В. Карпенко.- Львов, 1991.- 33 с.
111. Есаян А. Э. Оценка работоспособности линейной части трубопровода с учетом его коррозии по критерию конструктивной надежности: Автореф. дис... канд. техн. наук: 05.15.13 / Моск. ин-т нефти и газа им. Губкина.- М., 1991.- 24 с.
112. Морские трубопроводы / Горяинов Ю. А., Федоров А. С., Васильев Г.Г. и др.- М.: Недра, 2001.- 131 с.
113. Современные способы сварки магистральных трубопроводов плавлением / Мазель А. Г., Тарлинский В. Д., Шейнкин М. З. и др.- М.: Недра, 1979.- 256 с.

114. Загребельный В. И. Магнитный контроль напряженно-деформированного состояния сварных соединений и стальных металлоконструкций. Определение их остаточного ресурса: Обзор // Техн. диагностика и неразрушающий контроль.- 1999.- №4.- С. 45 – 52
115. Крижанівський Є. І., Побережний Л. Я. Перспективи використання автоматизованих випробувальних систем з ЕОМ для оцінки корозійно-механічних властивостей матеріалів морських трубопроводів // Проблемы создания новых машин и технологий. Научные труды КГПУ. Вып. 1/2001 (10)- Кременчуг: КГПУ, 2001.- С. 21-23
116. Прочность труб магистральных нефте- и продуктопроводов при статическом и малоцикловом нагружении / М. И. Волский, А.С.Аистов, А. П. Гусенков, Л. К. Гуменный.- М.: ВНИИОЭНГ, 1979.- 56 с.
117. Махутов Н. А. Комплексное развитие механических испытаний материалов// Заводская лаборатория.- 1992.- 58.- № 1.- С. 34-35
118. Сугирбеков Б. А., Кушнарченко В. М. Ставищенко В. Г. Методика оценки сопротивления сталей коррозионному воздействию сред по диаграммам испытаний образцов на ударный изгиб // Заводская лаборатория.- 1993.- 59.- № 4.- С. 47-49
119. Побережний Л. Я. Комп'ютеризована установка для корозійно-механічних випробовувань матеріалу морських трубопроводів // Автоматизація технологічних об'єктів і процесів. Пошук молодих. Збірник наукових праць I Всеукраїнської науково-технічної конференції аспірантів та студентів в м. Донецьку 15-16 травня 2001р.- Донецьк: ДонДТУ, 2001.- С. 172-174
120. Крижанівський Є. І., Побережний Л. Я., Ровінський В. А. Удосконалена автоматизована випробувальна система з ЕОМ для дослідження корозійно-механічного руйнування // Вісник

Кременчуцького державного політехнічного університету: Наукові праці КДПУ.- Кременчук: КДПУ, 2002.- Вип. 1(12).- С. 292-294

121. Побережний Л. Я., Ровінський В. А. Вимірвальний комплекс з АЦП на основі мікросхеми AD7714 // Автоматизація технологічних об'єктів і процесів. Пошук молодих. Збірник наукових праць II Міжнародної науково-технічної конференції аспірантів та студентів в м. Донецьку 25-26 квітня 2002р.- Донецьк: ДонДТУ, 2002.- С. 199-201
122. Крижанівський Є. І., Побережний Л. Я. Установка для комплексних досліджень малоциклової втоми матеріалу морських трубопроводів у робочих середовищах // Нафт. і газова пром-сть.- 2001.- № 5.- С. 44-45
123. Крижанівський Є. І., Побережний Л. Я. Спосіб оперативної діагностики зломів матеріалів / Деклараційний патент № 46499А, кл. 7 G01N21/00, G01N3/00. Держдепартамент ІВ, Бюл. № 5. 15.05.2002
124. Кореняко О.С. Теорія механізмів і машин. - К.: Вища школа, 1987.- 206 с.
125. Сопротивление материалов деформированию и разрушению. Справочное пособие / Под ред. В.Т.Трощенко.- К.: Наук. думка, 1994.- 701 с.
126. Павлина В. С., Попович В. В., Максимович Г. Г. К вопросу о методологии физико-химической механики материалов // Физ.-хим. механика материалов.- 1980.- № 3.- С. 5-14
127. Осташ О. П., Панасюк В. В. Уніфікована модель зародження та росту втомних макротріщин. Ч. 3: Стадія росту макротріщини // Фіз.-хім. механіка матеріалів.- 1999.- № 3.- С. 5-14
128. Крижанівський Є. І., Побережний Л. Я. Низькочастотна корозійна втома сталі морських трубопроводів // Фіз. хім. механіка матеріалів. Спец. вип. № 3. Проблеми корозії і протикорозійного захисту матеріалів.- 2002.- т.2.- С. 794-797

129. Крижанівський Є. І., Побережний Л. Я. Методологічні аспекти дослідження взаємозв'язку процесів деформації та руйнування трубопроводів // Нафт. і газова пром-сть.- 2002.- №. 5 .- С. 33-38
130. Крижанівський Є. І., Побережний Л. Я. Прогнозування поведінки матеріалу трубопроводу за даними повторно-статичних випробовувань лабораторних зразків-моделей // Розвідка і розробка нафтових і газових родовищ. Серія: Нафтогазопромислове обладнання.- 2001.- 4.- № 38.- С. 3-8
131. Крыжанивский Е. И., Побережный Л. Я. Исследование несущей способности стали морских трубопроводов при низкочастотной усталости // Электронный журнал "Исследовано в России".- 2001.- С. 1083-1089  
<http://zhurnal.ape.relarn.ru/articles/2001/098.pdf>
132. Крижанівський Є. І., Побережний Л. Я. Кінетика деформування сталі трубопроводу при низькочастотній втомі // Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ.- 2001.- №1.- С. 62-67
133. Побережний Л. Я., Шишкін В. О. Використання діаграм граничних напружень для прогнозування втомного та корозійно-втомного руйнування матеріалу морських трубопроводів // Тези наук.-техн. конф. проф.-викл. складу унів-ту, Івано-Франківськ: ІФДТУНГ, 2001.- С. 50-52
134. 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
135. Побережний Л. Я. Оцінка працездатності трубопроводу з концентраторами напружень // Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ.- 2002.- №2 (3).- С. 36-38

136. Побережный Л. Я. Сопротивление стали трубопровода деформации при статическом ступенчатом нагружении // Динамика, прочность и износостойкость машин.- 2002.- Вып. 9.- С. 3-8
137. Крижанівський Є. І., Побережный Л. Я. Деформаційна поведінка сталі трубопроводу при низькочастотній втомі // Збірн. наук. праць IV Міжнародного симпозіуму „ISTF-2002”.- Тернопіль: ТДТУ ім. І. Пулюя.- 2002 .- Т. 1.- С. 296-300
138. Kapuria S., Salpekar V. Y., Sengupta S. Inservice buckling of submarine pipelines with an arbitrary initial out-of-straightness // The Proceedings of the Tenth International Offshore and Polar Engineering Conference, Seattle, May 28 – June 2, 2000. Vol. 2. Cupertino (Calif.): Int. Soc. Offshore and Polar Eng. 2000.- P. 226-233
139. Мотигін В. В., Павлов С. М. Планування експерименту в інженерних дослідженнях.- Вінниця: Вінниц. держ. тех. ун-т, 2001.- 82 с.
140. Романив О. Н., Никифорчин Г. Н. Механика коррозионного разрушения \* конструкционных сплавов.- М.: Металлургия, 1986.- 296 с.
141. Гордеева Т. А., Жегина И. П. Анализ изломов при оценке надежности материалов.- М.: Машиностроение, 1978.- 200 с.
142. Фрактография и атлас фрактограмм: Справ. изд. / Под ред. Дж. Феллоуза: Пер. с англ.- М.: Металлургия, 1982.- 490 с.
143. Беккерт М., Клемм Х. Способы металлографического травления. Справочник: Пер. с нем.- М.: Металлургия, 1988.- 400 с.
144. Вашуль Х. Практическая металлография. Методы изготовления образцов: Пер. с нем.- М.: Металлургия, 1988.- 320 с.
145. Петров Л. Н. Первичные и вторичные гальванические элементы в коррозионно-механических трещинах // Фіз.-хім. механіка матеріалів.- 1992.- № 4.- С. 25-28

146. Романів О. М., Зима Ю. В., Карпенко Г. В. Електронна фрактографія зміцнених сталей.- К.: Наук. думка, 1974.- 208 с.
147. Данченко В. Н., Крыхта В. П. Передовые технологии производства труб // Металл и литье Украины.- 1999.- № 11/12.- С. 35-36
148. Термическая обработка в машиностроении. Справочник / Под ред. Лахтина Ю. М. и Рахштадта В. Г.- М.: Машиностроение, 1980.- 783 с.
149. Казаков Д. А., Капустин С. А., Коротких Ю. Г. Моделирование процессов деформирования и разрушения материалов и конструкций.- Н.-Новгород: Изд-во Нижегород.ун-та, 1999.- 224 с.
150. Бойл Дж., Спенс Дж. Анализ напряжений в конструкциях при ползучести.- М.: Мир, 1986.- 360 с.
151. Лебедєв А. О., Михалевич В. М. До теорії тривалої міцності матеріалів // Доп. НАН України. Сер. Математика, природознавство, тех. науки.- 1998.- № 5.- С. 57-62
152. Пошивалов В. П. Длительная прочность и долговечность элементов конструкций.- К.: Наук. думка, 1992.- 120 с.
153. Довжок. Є. М., Шпак П. Ф., Ільницький М. К. Програма освоєння вуглеводневих ресурсів українського сектору Чорного і Азовського морів.- К.:УНГІ, 1996.- 235 с.
154. Рици Л., Пагоне Н. Изменения в европейских нормах для трубопроводов // Строительство трубопроводов.- 1995.- № 2.- С. 10-17
155. Сергеев В. В. Проблемы развития трубного производства Украины / Металлург. и горноруд. пром-сть.- 2000.- № 2.- С. 53-55
156. Теория образования текстур в металлах и сплавах / Вишняков Я. Д., Бабарэко А. А., Владимиров С. А., Эгиз И. В.- М.: Наука, 1979.- 343 с.
157. Адамеску Р. А., Гельд П. В., Митюшов Е. А. Анизотропия физических свойств металлов.- М.: Металлургия, 1985.- 136 с.
158. Бернштейн М. Л. Структура деформированных металлов.- М.: Металлургия, 1977.- 432 с.



159. Божидарник В. В., Сулим Г. Т. Элементы теории пластичности та міцності.- Львів: Світ, 1999.- 945 с.
160. Лелеков В. И. Прогнозирование надежности трубопроводного транспорта с использованием масштабного фактора // Энергосбережение и водоподгот.- 2000.- № 1.- С. 4-7
161. Екобори Т. Научные основы прочности и разрушения материалов: Пер. с яп.- К.: Наук. думка, 1978.- 352 с.
162. Зандберг А. С. Прочность сварных стыков трубопроводов с „мягкими” швами // Стр-во трубопроводов.- 1997.- № 2.- С. 11-19
163. Souza L. T., Murray D. W. Analysis for wrinkling behavior of girth-welded line pipe // Trans. ASME. J. Offshore Mech. and Arct. Eng.- 1999.- **121**, №1.- P. 53-61
164. Романив О. Н. Структурная механика разрушения – новое перспективное направление в проблеме разрушения металлов // Физ.-хим. механика материалов.- 1981.- № 4.- С. 28-45
165. Гордеева Т. А. Фрактография // Методы испытания, контроля и исследования машиностроительных материалов (Справочное пособие).- М.: Машиностроение, 1971.- Т.1: Физические методы исследования металлов.- С. 202-231
166. Фридман Я. Б., Гордеева Т. А., Зайцев А. М. Строение и анализ изломов металлов.- М.: Машгиз, 1960.- 128 с.
167. Трощенко В. Т. Покровский В. В., Прокопенко А. В. Трещиностойкость металлов при циклическом нагружении.- К.: Наук. думка, 1987.- 256 с.
168. Ясній П. В. Пластично деформовані метали: в тома і тріщинотривкість.- Л.: Світ, 1998.- 292 с.
169. Данилов В. И., Нариманова Г. Н., Зуев Л. Б. Пластическое течение в зоне концентратора (трещины) в малоуглеродистой стали // Металлофизика и новейшие технологии.- 2000.- **22**.- № 6.- С. 56-60

170. Красовский А. Я., Красико В. Н. Трещиностойкость сталей магистральных трубопроводов.- К.: Наук. думка, 1990.- 172 с.
171. Бабаченко А. И. Эксплуатационные свойства и структурное состояние сварного проката // *Металлург. и горноруд. пром-сть.*- 2001.- № 3.- С. 38-40
172. Шумова Г. Ю., Романенко Е. Е. Роль металловедения и термообработки в решении проблем трубного производства // *Металлург. и горноруд. пром-сть.*- 2001.- № 7.- С. 63-65
173. Вашенко А. П., Маковой В. А. Динамическая прочность и трещиностойкость металлов в диапазоне температур 293...77 К // *Фіз.-хім. механіка матеріалів.*- 1992.- № 1.- С. 14-18
174. О развитии трещин в сварных швах при малоцикловом нагружении / В. Т. Кочетов, Г. П. Карзов, В. П. Леонов, Ю. Д. Тряпицын, Ю. В. Абитковский, В. И. Ерофеев // *Фіз.-хим. механика материалов.*- 1980.- № 5.- С. 109-110
175. Lassen T. Damage tolerance assessment of welded joints subjected to fatigue crack growth // *Proc. 8th Int. Offshore and Polar Eng. Conf., Montreal, May 24-29, 1998.- Golden (Colo), 1998.- P. 27-32*
176. Винокуров В. А., Куркин С. А., Николаев Г. А. Сварные конструкции. Механика разрушения и критерии работоспособности / Под ред. Б. Е. Патона.- М.: Машиностроение, 1996.- 576 с.
177. Колодій Б. І. Теоретичне дослідження взаємодії деформованого металу з корозійним середовищем // *Фіз.-хім. механіка матеріалів.*- 2000.- № 6.- С. 77-82
178. Разрушение. Т. 3. Инженерные основы и воздействие внешней среды: Пер. с англ. / Под ред. Е. М. Морозова.- М.: Мир, 1976.- 796 с.
179. Крохмальний О. О. Електрохімічна неоднорідність та корозія зварних з'єднань високоазотних аустенітних сталей // *Фіз.-хім. механіка матеріалів.*- 2001.- № 5.- С. 108-110

180. Дмитрах І. М., Панасюк В. В. Вплив корозійних середовищ на локальне руйнування металів біля концентраторів напружень.- Львів: НАН України. Фізико-механічний інститут ім. Г. В. Карпенка, 1999.- 341 с.
181. Концентрация напряжений на участках коррозионных повреждений трубопроводов / Э. Ф. Гарф., М. А. Нетребский, П. С. Юхимец, С. В. Кобельский // Автоматическая сварка.- 2000.- № 6.- С. 3-6
182. Ратич Л. В., Барна Р. А. Вплив деяких факторів на електрохімічні умови у вершині корозійно-втомної тріщини // Фіз.-хім. механіка матеріалів.- 1991.- № 1.- С. 17-26
183. Стащук М. Г. Визначення електродного потенціалу та струмів корозії уздовж поверхонь концентраторів напружень // Механіка руйнування матеріалів і міцність конструкцій (випуск 2): В 3 т. / Під заг. ред. В. В. Панасюка.- Львів: Каменярь, 1999.- Т. 2.- С. 213-219
184. Горопацький В. Г., Стащук М. Г. Електродний потенціал на межі середовища в еліптичному вирізі напруженого електропровідного тіла // Фіз.-хім. механіка матеріалів.- 2000.- № 1.- С. 47-50
185. Золочевский А. Б. Долговечность элементов металлических конструкций в связи с кинетикой усталостного разрушения: Автореф. дис....д-ра техн. наук: 01.02.04 / Моск. инж.-строит. ин-т.- М., 1986.- 44 с.

## ДОДАТКИ



УКРАЇНА

(19) (UA)

(11) 46499 A

(51) 7 G01N21/00,  
G01N3/00МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І  
НАУКИ УКРАЇНИДЕРЖАВНИЙ ДЕПАРТАМЕНТ  
ІНТЕЛЕКТУАЛЬНОЇ  
ВЛАСНОСТІ

## Деклараційний патент на винахід

видає відповідно до Закону України  
"Про охорону прав на винаходи і корисні моделі"

Голова Державного Департаменту  
інтелектуальної власності



М. Панчук

(21) 2001075387

(22) 27.07.2001

(24) 15.05.2002 .

(46) 15.05.2002. Бюл. № 5

(72) Крижанівський Євстахій Іванович, Побережний Любомир Ярославович

(73) Івано-Франківський державний технічний університет нафти і газу

(54) СПОСІБ ОПЕРАТИВНОЇ ДІАГНОСТИКИ ЗЛОМІВ МАТЕРІАЛІВ



## АКТ

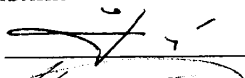
про впровадження методики дослідження деформації та руйнування морських трубопроводів

На виробничих підприємствах „Чорноморнафтогаз” впроваджено розроблену в Івано-Франківському національному технічному університеті нафти і газу методику дослідження деформації і руйнування матеріалу морських трубопроводів при статичному та низькочастотному навантаженні з урахуванням впливів структури, масштабного фактору, концентрації напружень, частоти навантаження, асиметрії циклу напружень, агресивності середовища, а також комбінації цих впливів.

Методику передано ДАТ „Чорноморнафтогаз” для використання у виробництві.

Розробники:

науковий керівник

д. т. н., проф.  Є. І. Крижанівський

аспірант  Л. Я. Побережний

Додаток В

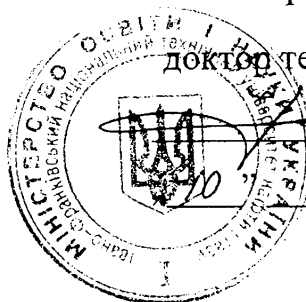
„ЗАТВЕРДЖУЮ”

Ректор ІФНТУНГ

доктор технічних наук, професор

Є. І. Крижанівський

09 2002р.



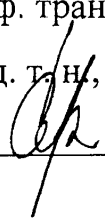
## АКТ

про впровадження методики і результатів дослідження деформації та руйнування морських трубопроводів у навчальний процес

В Івано-Франківському національному технічному університеті нафти і газу розроблено методику дослідження деформації та руйнування матеріалу морських трубопроводів при статичному та низькочастотному навантаженні з урахуванням впливів структури, масштабного фактору, концентрації напружень, частоти навантаження, асиметрії циклу, агресивності середовища, а також комбінації цих впливів.

Методику передано на кафедру транспорту і зберігання нафти і газу та кафедру спорудження та ремонту газонафтопроводів і газонафтосховищ для використання у курсовому та дипломному проектуванні.


Зав. каф. транспорту і зберігання нафти і газу, д. т. н., проф.

 М. Д. Середюк

Розробники:


Науковий керівник

д. т. н., проф.

 Є. І. Крижанівський

Зав. каф. спорудження та ремонту газонафтопроводів і газонафтосховищ, д. т. н., проф.

Аспірант

 Л. Я. Побережний

 В. Я. Грудз