

**МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
ТЕРНОПІЛЬСЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ
ІМЕНІ ІВАНА ПУЛЮЯ**

На правах рукопису

ЛЕНКОВСЬКИЙ Тарас Михайлович

УДК 539.4:669.1

**МЕТОД ОЦІНЮВАННЯ ЦИКЛІЧНОЇ ТРИЩИНОСТІЙКОСТІ СТАЛЕЙ
ЗА ПОПЕРЕЧНОГО ЗСУВУ**

01.02.04 – механіка деформівного твердого тіла

дисертація на здобуття наукового ступеня
кандидата технічних наук

науковий керівник:
Іваницький Ярослав Лаврентійович
доктор технічних наук,
професор

Тернопіль – 2015

ЗМІСТ

Перелік умовних позначень	5
Вступ	9
РОЗДІЛ 1. ОПІРНІСТЬ КОНСТРУКЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ	
ВТОМНОМУ РУЙНУВАННЮ ЗА НАЯВНОСТІ ТРІЩИН	13
1.1 Втома матеріалів та стадійність процесу руйнування	13
1.2 Силевий підхід механіки руйнування до оцінки напружено-деформованого стану в околі вершини тріщини	16
1.3 Визначення характеристик циклічної тріщиностійкості металів та сплавів на основі кінетичних діаграм втомного руйнування	19
1.4 Вплив термічного зміцнення на характеристики циклічної тріщиностійкості конструкційних ферито-перлітних сталей за нормального відриву	23
1.5 Дослідження циклічної тріщиностійкості сталей за поперечного зсуву ...	30
Висновки до розділу 1	42
РОЗДІЛ 2. ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ МОДЕЛЮВАННЯ	
ПОШИРЕННЯ ВТОМНОЇ ТРІЩИНИ ЗА ПОПЕРЕЧНОГО ЗСУВУ	44
2.1 Розроблення конструкції нового балкового зразка для експериментальних випробувань	44
2.2 Визначення максимальних зсувних напружень в бездефектному зразку..	47
2.3 Установка для втомних випробувань зразка реверсивним консольним згином	50
2.4 Інформаційно-вимірювальна система для реєстрації експериментальних даних	52
2.5 Особливості зародження та поширення втомної тріщини за поперечного зсуву	55
2.6 Експериментальне визначення коефіцієнта тертя берегів тріщини в зразку	58
Висновки до розділу 2	60

РОЗДІЛ 3. РОЗРАХУНОК КОЕФІЦІЄНТА ІНТЕНСИВНОСТІ НАПРУЖЕНЬ K_{II} В БАЛКОВОМУ ЗРАЗКУ З КРАЄВОЮ ТРІЩИНОЮ ЗА КОНСОЛЬНОГО ЗГИНУ	61
3.1 Визначення коефіцієнта інтенсивності напружень K_{II} за допомогою методу скінченних елементів	61
3.1.1 Алгоритм визначення коефіцієнта інтенсивності напружень на основі переміщень в околі вершини тріщини	61
3.1.2 Побудова тривимірної моделі зразка з тріщиною	68
3.1.3 Обґрунтування достовірності скінченно-елементної сітки в околі вершини тріщини	73
3.2 Побудова формули для розрахунку коефіцієнта інтенсивності напружень K_{II}	76
3.2.1 Апроксимація масивів даних методом найменших квадратів	76
3.2.2 Нормування коефіцієнта інтенсивності напружень K_{II} та побудова K -тарувальної залежності	78
3.2.3 Зіставлення результатів обчислень з аналогічними, отриманими іншими методами	82
3.2.4 Визначення умов автомодельності поширення тріщини за поперечного зсуву	83
3.3 Експериментальна верифікація розрахункової формули	87
3.3.1 Визначення статичної в'язкості руйнування модельної сталі на трубчастих зразках	87
3.3.2 Встановлення меж застосування формули для розрахунку коефіцієнта інтенсивності напружень K_{II} в балковому зразку	91
Висновки до розділу 3	94
РОЗДІЛ 4. ДОСЛІДЖЕННЯ ЦИКЛІЧНОЇ ТРІЩИНОСТІЙКОСТІ СТАЛІ 65Г ЗА ПОПЕРЕЧНОГО ЗСУВУ	96
4.1 Методика визначення характеристик циклічної тріщиностійкості за поперечного зсуву	96
4.1.1 Порядок проведення втомних випробувань	96

4.1.2 Алгоритм побудови кінетичних діаграм втомного руйнування	99
4.1.3 Аналіз кінетичних діаграм втомного руйнування та визначення характеристик циклічної тріщиностійкості	101
4.2 Підготовка балкових зразків для втомних випробувань	104
4.2.1 Дослідження мікроструктури матеріалу зразків після термічної обробки	104
4.2.2 Визначення механічних характеристик сталі 65Г різної мікроструктури	107
4.2.3 Вплив мікроструктури та механічних характеристик на коефіцієнт тертя берегів тріщини	109
4.3 Кінетичні діаграми втомного руйнування сталі 65Г різної структури без та з врахуванням тертя берегів тріщини	113
4.4 Вплив механічних характеристик на характеристики циклічної тріщиностійкості сталі 65Г	115
4.5 Зіставлення характеристик циклічної тріщиностійкості сталі 65Г за поперечного зсуву з аналогічними за нормального відриву	117
Висновки до розділу 4	119
РОЗДІЛ 5. ЗАЛЕЖНІСТЬ ПОШКОДЖУВАНOSTІ ЗАЛІЗНИЧНИХ КОЛІС ВІД ХАРАКТЕРИСТИК ЦИКЛІЧНОЇ ТРІЩИНОСТІЙКОСТІ СТАЛЕЙ	120
5.1 Вищербини на поверхні кочення залізничних коліс	120
5.2 Зміна характеристик циклічної тріщиностійкості з підвищенням міцності сталі	122
5.3 Установка для випробувань модельних коліс на контактну втому	125
5.4 Залежність кількості дефектів на поверхні кочення коліс від циклічної в'язкості руйнування сталей	126
Висновки до розділу 5	128
Загальні висновки	130
Список використаних джерел	132
Додаток	144

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ

АЦП	– аналого-цифровий перетворювач
ІВС	– інформаційно-вимірювальна система
КДВР	– кінетична діаграма втомного руйнування
КІН	– коефіцієнт інтенсивності напружень
МСЕ	– метод скінченних елементів
НДС	– напружено-деформований стан
РВТ	– ріст втомної тріщини
ТБТ	– тертя берегів тріщини
ТО	– термічна обробка
ЦТ	– циклічна тріщиностійкість
a	– довжина втомної тріщини в зразку
b	– довжина робочої частини зразка з врахуванням краєвого надрізу
$C (C_I, C_{II})$	– константа в рівнянні середньої ділянки кінетичної діаграми втомного руйнування, яка характеризує її положення відносно осі абсцис (за нормального відриву, за поперечного зсуву)
D	– дисперсність структури сталі
d_0	– міжкарбідна віддаль в мікроструктурі сталі
d_k	– розмір карбідних колоній в мікроструктурі сталі
f_c	– коефіцієнт тертя берегів втомної тріщини за поперечного зсуву
$K (K_I, K_{II})$	– коефіцієнт інтенсивності напружень (за нормального відриву, за поперечного зсуву)
$K^* (K_I^*, K_{II}^*)$	– коефіцієнт інтенсивності напружень за швидкості росту втомної тріщини 10^{-7} м/цикл – умовний центр симетрії кінетичної діаграми втомного руйнування (за нормального відриву, за поперечного зсуву)

- $K_{1-2} (K_{I\ 1-2}, K_{II\ 1-2})$ – коефіцієнт інтенсивності напружень, який відповідає початку середньої ділянки кінетичної діаграми втомного руйнування (за нормального відриву, за поперечного зсуву)
- $K_{2-3} (K_{I\ 2-3}, K_{II\ 2-3})$ – коефіцієнт інтенсивності напружень, який відповідає закінченню середньої ділянки кінетичної діаграми втомного руйнування (за нормального відриву, за поперечного зсуву)
- $K_c (K_{IIc})$ – критичний коефіцієнт інтенсивності напружень за статичного навантаження (статична в'язкість руйнування за поперечного зсуву)
- $K_{fc} (K_{I\ fc}, K_{II\ fc})$ – критичний коефіцієнт інтенсивності напружень за циклічного навантаження за швидкості росту втомної тріщини 10^{-4} м/цикл – циклічна в'язкість руйнування (за нормального відриву, за поперечного зсуву)
- $K_{max} (K_{I\ max}, K_{II\ max})$ – максимальний коефіцієнт інтенсивності напружень у циклі навантаження (за нормального відриву, за поперечного зсуву)
- $K_{min} (K_{I\ min}, K_{II\ min})$ – мінімальний коефіцієнт інтенсивності напружень у циклі навантаження (за нормального відриву, за поперечного зсуву)
- $K_{th} (K_{I\ th}, K_{II\ th})$ – пороговий коефіцієнт інтенсивності напружень за циклічного навантаження для швидкості росту втомної тріщини 10^{-10} м/цикл – поріг втоми (за нормального відриву, за поперечного зсуву)
- $\Delta K (\Delta K_I, \Delta K_{II})$ – розмах коефіцієнта інтенсивності напружень (за нормального відриву, за поперечного зсуву)
- $\Delta K^* (\Delta K_I^*, \Delta K_{II}^*)$ – розмах коефіцієнта інтенсивності напружень за швидкості росту втомної тріщини 10^{-7} м/цикл (за нормального відриву, за поперечного зсуву)

- ΔK^* (ΔK_I^* , ΔK_{II}^*) – розмах коефіцієнта інтенсивності напружень для швидкості росту втомної тріщини 10^{-7} м/цикл (за нормального відриву, за поперечного зсуву)
- ΔK_{1-2} ($\Delta K_{I\ 1-2}$, $\Delta K_{II\ 1-2}$) – розмах коефіцієнта інтенсивності напружень, яким починається середня ділянка кінетичної діаграми втомного руйнування (за нормального відриву, за поперечного зсуву)
- ΔK_{2-3} ($\Delta K_{I\ 2-3}$, $\Delta K_{II\ 2-3}$) – розмах коефіцієнта інтенсивності напружень, яким закінчується середня ділянка кінетичної діаграми втомного руйнування (за нормального відриву, за поперечного зсуву)
- ΔK_{fc} ($\Delta K_{I\ fc}$, $\Delta K_{II\ fc}$) – критичний розмах коефіцієнта інтенсивності напружень за циклічного навантаження для швидкості росту втомної тріщини 10^{-4} м/цикл – циклічна в'язкість руйнування (за нормального відриву, за поперечного зсуву)
- ΔK_{th} ($\Delta K_{I\ th}$, $\Delta K_{II\ th}$) – пороговий розмах коефіцієнта інтенсивності напружень за циклічного навантаження для швидкості росту втомної тріщини 10^{-10} м/цикл – поріг втоми (за нормального відриву, за поперечного зсуву)
- l (l_0 , l_i) – довжина втомної тріщини в зразку з урахуванням надрізу від площини прикладання сили навантаження (початкова, i -та відповідно)
- n (n_I , n_{II}) – константа в рівнянні середньої ділянки кінетичної діаграми втомного руйнування, яка характеризує її нахил до осі абсцис (за нормального відриву, за поперечного зсуву)
- P , (P_c) – зусилля навантаження (критичне значення)
- P_{max} – максимальне значення зусилля в циклі навантаження

$P_{\min}$	– мінімальне значення зусилля в циклі навантаження
R	– асиметрія циклу навантаження
$t_{\text{відп}}$	– температура відпуску після гартування сталі
V	– швидкість поширення тріщини
Y	– нормований коефіцієнт інтенсивності напружень
β^*	– параметр, який характеризує відношення коефіцієнтів інтенсивності напружень для швидкості росту втомних тріщин 10^{-7} м/цикл за поперечного зсуву та нормального відриву
β_{fc}	– параметр, який характеризує відношення циклічної в'язкості руйнування за поперечного зсуву та нормального відриву
β_{th}	– параметр, який характеризує відношення порогів втоми за поперечного зсуву та нормального відриву
δ_{10}	– відносне видовження за розтягу
λ	– відносна довжина тріщини
σ	– розтягувальні напруження – нормальні
$\sigma_{0,2}$	– умовна границя текучості за розтягу
$\sigma_{\text{в}}$	– границя міцності за розтягу
τ	– зсувні напруження – тангенціальні
$\tau_{0,3}$	– умовна границя текучості за зрізу
τ_{max}	– максимальні зсувні напруження
τ_{min}	– мінімальні зсувні напруження
$\tau_{\text{в}}$	– границя міцності за зрізу
ψ	– відносне звуження за розтягу

ВСТУП

Актуальність теми. В реальних умовах роботи більшість деталей машин та елементів металоконструкцій працюють за циклічних навантажень. Під час тривалої експлуатації в них зароджуються та поширюються втомні тріщини, що призводить до передчасного руйнування окремих елементів чи виходу з ладу конструкцій в цілому. Для прогнозування та забезпечення розрахункового ресурсу їх роботи необхідними є знання про опірність конструкційних сталей РВТ. Тому в науковій та інженерній практиці використовують методи механіки руйнування, які базуються на побудові КДВР матеріалів та визначенні характеристик їх ЦТ. У випадку руйнування нормальним відривом КДВР побудовані для багатьох класів конструкційних сталей, а визначені на основі цих діаграм характеристики ЦТ на сьогодні є довідниковими даними. Однак втомне руйнування деталей машин, які працюють за складного навантаження, відбувається за змішаними макромеханізмами, а у випадку контактної втоми кочення із утворенням дефектів типу відшарувань – за макромеханізмом поперечного зсуву. Тому вибір оптимальних матеріалів для забезпечення роботоздатності виробів в таких умовах необхідно здійснювати з урахуванням характеристик їх ЦТ, визначених за поперечного зсуву. Відомостей про такі характеристики в літературі є обмаль.

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами. Робота пов'язана з науково-дослідними роботами, які проводились у Фізико-механічному інституті ім. Г. В. Карпенка згідно з тематичними планами Національної академії наук України, в яких дисертант був виконавцем, а саме: НДР 17–2.48 “Оптимізація фазово-структурного стану і характеристик циклічної тріщиностійкості колісних сталей для зниження пошкоджуваності високоміцних залізничних коліс”, № держ. реєстр. 0112U002773, 2015 р.; програма “Ресурс” (розділ 9.5) “Підготовка нормативного документа для визначення характеристик циклічної тріщиностійкості матеріалів за поперечного зсуву”, № держ. реєстр. 0113U004230, 2013–2015 рр.; НДР 12–3.37

“Розроблення аналітико-експериментальних методів оцінювання залишкового ресурсу елементів конструкцій енергетичного обладнання за сумісної дії складного циклічного навантаження і водню”, № держ. реєстр. 0112U002782, 2012–2014 рр.; НДР 12–III–109–15 “Розроблення методів оцінювання впливу повзучості металу у водневмісному середовищі на тривалу міцність елементів енергетичного обладнання”, № держ. реєстр. 0115U000118, 2015 р.

Мета і задачі дослідження. Мета роботи розробити метод оцінювання опірності конструкційних сталей РВТ за поперечного зсуву, що базується на визначенні їх характеристик ЦТ.

Для цього слід розв’язати такі задачі:

- розробити конструкцію зразка та силову схему його навантаження, що забезпечує утворення та стабільний РВТ за поперечного зсуву;
- встановити розрахункову формулу для обчислення КІН K_{II} у зразку з врахуванням тертя берегів тріщини ТБТ;
- розробити спосіб та методику експериментального визначення коефіцієнта ТБТ за поперечного зсуву;
- побудувати КДВР конструкційної сталі після ТО та оцінити її опірність втомному руйнуванню за поперечного зсуву;
- на основі характеристик ЦТ сталі оцінити пошкоджуваність поверхні кочення модельних залізничних коліс, що працюють за контактної втоми.

Об’єкт дослідження. Втомне руйнування сталі за умов циклічного поперечного зсуву.

Предмет дослідження. Опірність сталей РВТ за поперечного зсуву, характеристики ЦТ, залежності характеристик ЦТ від механічних характеристик сталей.

Методи дослідження. Для досягнення поставленої мети використано: основні положення механіки деформівного твердого тіла, методи механіки руйнування, сучасні числові методи визначення КІН, методи оптичної та електронної мікроскопії.

Наукова новизна одержаних результатів:

- сформульовано умови стабільного РВТ за поперечного зсуву в зразку в широкому діапазоні відносних довжин тріщини;
- запропоновано експериментальний спосіб визначення коефіцієнта ТБТ за поперечного зсуву;
- розроблено ефективну методику побудови КДВР сталей за поперечного зсуву та апробовано її на сталі 65Г після різних ТО;
- співставлено схематичні залежності характеристик ЦТ від характеристик міцності сталей типу 65Г за поперечного зсуву з аналогічними відомими для руйнування за нормального відриву;
- на основі аналізу власних результатів та літературних даних підтверджено гіпотезу підвищення порогів втоми за поперечного зсуву з ростом характеристик міцності сталей;
- співставлено КДВР побудовані за поперечного зсуву і нормального відриву та встановлено співвідношення характеристик ЦТ для цих макромеханізмів руйнування;
- встановлено зв'язок пошкоджуваності поверхні кочення залізничних коліс з визначальними характеристиками ЦТ сталей.

Практичне значення одержаних результатів полягає у тому, що розроблений метод дає можливість оцінювати опірність сталі РВТ за умов поперечного зсуву за низько-, середньо- та високоамплітудних навантажень. Таким чином, знаючи характеристики ЦТ матеріалів можна проводити їх ранжування та вибір для забезпечення необхідної роботоздатності деталей машин, що працюють за специфічних умов роботи, зокрема за контактної втоми кочення. Оскільки важливим питанням є дослідження опірності залізничних коліс утворенню вищербин на поверхні кочення, то знаючи циклічну в'язкість руйнування сталей, з яких вони виготовлені, можна оцінювати опірність коліс утворенню тріщин паралельних до поверхні кочення.

Особистий внесок здобувача. Основні результати та положення дисертації автором отримані самостійно. У публікаціях [2, 3, 5–10], виконаних

у співавторстві, дисертанту належить: розроблення конструкції зразка та створення його тривимірної моделі для визначення K_{II} з використанням МСЕ; конструювання вузлів випробувальної установки та проведення втомних випробувань зразків; побудова КДВР сталі 65Г після різних ТО; апробація способу визначення коефіцієнта ТБТ за поперечного зсуву; графічна апроксимація діаграм та визначення характеристик ЦТ; обробка, аналіз отриманих результатів та їх ілюстрація.

Апробація результатів дисертації. Основні положення дисертації доповідались та обговорювались на: 5-ій Міжнародній конференції “Механіка руйнування матеріалів і міцність конструкцій” (Львів, 2014); 12-ому Міжнародному симпозіумі українських інженерів-механіків у Львові (Львів, 2015); XXII Відкритій науково-технічній конференції молодих науковців і спеціалістів ФМІ ім. Г. В. Карпенка НАН України “Проблеми корозійно-механічного руйнування, інженерія поверхні, діагностичні системи” (Львів, 2011). У повному обсязі дисертацію було представлено на наукових семінарах “Проблеми механіки крихкого руйнування” під керівництвом академіка В. В. Панасюка у Фізико-механічному інституті ім. Г. В. Карпенка НАН України, “Механіка взаємозв’язаних полів” під керівництвом члена-кореспондента НАН України Р. М. Кушніра в Інституті прикладних проблем механіки і математики ім. Я. С. Підстригача та “Механіка, міцність матеріалів і конструкцій” у Тернопільському національному технічному університеті імені Івана Пулюя.

Публікації. За матеріалами дисертації опубліковано 11 праць, з них 5 – у наукових фахових виданнях (2 у моноавторстві), які входять у наукометричну базу даних “Scopus”, 2 патенти України на корисну модель.

Структура та обсяг роботи. Дисертація складається зі вступу, п’яти розділів, висновків, переліку літературних джерел (110 найменувань) та додатку. Загальний обсяг роботи становить 145 сторінок, в тому числі 91 рисунок та 13 таблиць.

РОЗДІЛ 1

ОПІРНІСТЬ КОНСТРУКЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ ВТОМНОМУ РУЙНУВАННЮ ЗА НАЯВНОСТІ ТРІЩИН

1.1 Втома матеріалів та стадійність процесу руйнування

На всіх етапах розвитку техніки втома конструкційних матеріалів постійно залишається одною з головних причин виходу з ладу машин, апаратів і споруд. Це зумовлює великий інтерес дослідників до вказаної проблеми та обширні систематичні наукові пошуки [12].

Загалом, втома – це явище зі складною фізичною природою, яка визначається багатьма факторами: опірністю втомному руйнуванню структури матеріалів, масштабом та геометрією виробів, асиметрією, частотою, формою циклу навантаження, видом навантаження, експлуатаційними середовищами та іншими параметрами, які регламентують несучу здатність і довговічність машин та конструкцій за циклічного навантаження [13–15].

Відомо, що втомне руйнування відбувається внаслідок зародження та поширення тріщин. З цієї причини, в складному процесі втомного руйнування чітко розрізняються його окремі стадії. Ці стадії відрізняються характером безповоротних змін в матеріалі, які проходять під час дії циклічного навантаження. В літературі [16, 17] втомне руйнування поділяють на три основних стадії: I – інкубаційна, II – зародження тріщин, III – докритичний ріст макротріщини.

Для появи тріщин, тобто для зародження втомного руйнування, завжди необхідна мінімальна пластична деформація у вигляді смуг ковзання, що виходять на поверхню деформованого тіла. Оскільки цей процес може бути зворотним, тому цю I стадію, називають підготовчою або інкубаційною стадією втомного руйнування. Утворення субмікротріщин в смугах ковзання біля зерен і двійників, границь блоків, частинок другої фази, включень тощо, що

відбувається в результаті злиття дислокацій і вакансій відповідає II стадії втомного руйнування – стадії зародження мікротріщин, за якої відбувається розрихлення матеріалу. Такі мікро- та субмікротріщини поступово стають визначальними дефектами в деякому мікрооб'ємі матеріалу, наприклад в межах об'єму зерна. Це вказує на порушення суцільності матеріалу за рахунок появи тріщин, розмір яких є співмірним з розміром елементів структури матеріалу, а саме: блоків, зерен, включень тощо.

В подальшому мікротріщини нерівномірно ростуть і зливаються, перетворюючись в макротріщини, тоді й починається III стадія. Руйнування, яке було спочатку відносно рівномірно розподілено в деформованому матеріалі, в основному в при поверхневих шарах, поступово локалізується в домінантній макротріщині. Розвиток такої тріщини визначає історію подальшого руйнування тіла.

Очевидно, що процес розвитку вже сформованої макротріщини контролюється не локальними умовами напружено-деформованого стану в межах блоку чи зерна, а більш загальними інтегральними характеристиками матеріалу. Тоді матеріал розглядають як деяке однорідне середовище, наділене властивостями мікрооб'ємів реального матеріалу. Характерним є те, що при переході від мікро- до макрооб'ємів тріщина спочатку поширюється переважно в площинах ковзання, в напрямках максимальних дотичних напружень, однак далі, досягнувши деякої довжини, вона змінює напрямок і поширюється в площині, яка визначається вже макромеханізмом руйнування. Момент і особливості такого переходу залежать від багатьох чинників: від структури і властивостей матеріалу, типу напруженого стану, середовища тощо. Таким чином, утворення макротріщини знаменує початок принципово нової стадії втомного руйнування. Ця стадія закінчується, коли макротріщини досягає свого критичного розміру.

Вище викладені закономірності розвитку втомного руйнування характерні для гладких зразків матеріалу, тобто зразків без концентраторів напружень. Однак, більшість елементів металоконструкцій мають

концентратори напружень. Очевидно, за циклічного навантаження таких виробів біля вершини концентраторів проходять такі ж процеси, як на поверхні гладкого зразка. Навіть при незначних зовнішніх напруженнях, внаслідок їх значної концентрації біля вершини надрізу тріщини зароджуються вже після невеликого числа циклів навантаження. Крім того, дефекти типу тріщин можуть виникати в матеріалі також в результаті різних технологічних операцій типу вальцювання, зварювання, механічної обробки, ТО тощо. Тому з точки зору стадійності процесу втому виділяють три способи розрахунку втомної довговічності N (рис. 1.1): 1 – існує невелика вихідна тріщина, і термін служби визначається періодом її підростання до досягнення критичного розміру, 2 – зародження тріщини займає невелику долю довговічності, решта – період розвитку тріщини, 3 – довговічність визначається в основному періодом зародження тріщини і тільки незначну долю довговічності займає її ріст.

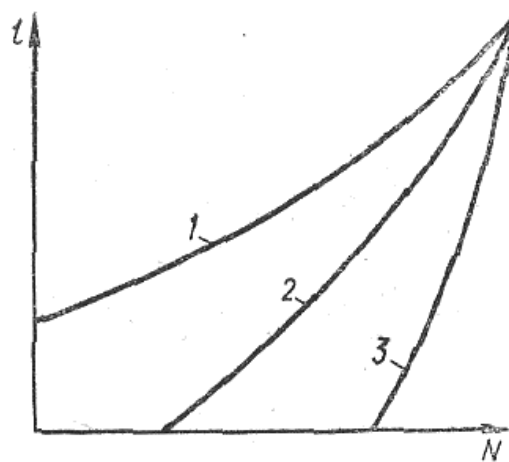


Рисунок 1.1 – Основні схеми розрахунку довговічності за втомного руйнування.

Звідси випливає, що тривалість до критичного РВТ визначає ресурс конструкції вцілому, а ЦТ матеріалу, тобто його здатність чинити опірність розвитку втомних тріщин є важливою характеристикою, яка є необхідною для правильного вибору матеріалу для роботи, а також розрахунку міцності та довговічності виробу в заданих умовах.

1.2 Силовий підхід механіки руйнування до оцінки напружено-деформованого стану в околі вершини тріщини

Вивчення процесів, що проходять при втомному розвитку тріщин, базуються перш за все на аналізі НДС з зоні передруйнування, тобто в зоні яка безпосередньо прилягає до вершини тріщини.

Найбільш широке застосування в інженерній практиці одержали силові підходи механіки руйнування, які пов'язані з використанням введеного Ірвіном поняття коефіцієнта інтенсивності напружень [18–20]. Трактують руйнування з такої позиції є доволі простим, бо не вимагає при обрахунках відомостей про такі характеристики як достовірною поверхнева енергія та робота локальної пластичної деформації, що фігурують в інших підходах. Силовий підхід сьогодні – це досить строга і завершена теорія лінійної механіки руйнування, яка є ефективним інструментом для аналізу крихкого руйнування деталей машин та елементів інженерних металоконструкцій.

В розрахунках міцності та довговічності елементів конструкцій, послаблених тріщинами, особливе значення має зона передруйнування. В рамках лінійної механіки руйнування, яка розглядає тріщину як розріз нульової товщини з вільними від напружень поверхнями в моделі ідеального пружного тіла, задача зводиться до крайової задачі теорії пружності [21]. У такому випадку в околі довільної точки O контуру тріщини (рис. 1.2) розподіл деформацій можна подати у вигляді суперпозиції трьох окремих видів деформації, що відповідають основним видам зміщення поверхонь тріщини при руйнуванні нормальним відривом (I), поперечним (II) і поздовжнім (III) зсувами (рис. 1.3).

Перший тип характеризує зміщення поверхонь тріщини симетрично відносно площин xu і xz у взаємопротилежних напрямках. Другий тип відповідає переміщенням вздовж осі z , при яких поверхні тріщини ковзають одна відносно іншої в напрямку, перпендикулярному до фронту тріщини. В

свою чергу третій тип – відображає ковзання однієї поверхні тріщини по іншій паралельно осі z , тобто паралельно фронту тріщини.

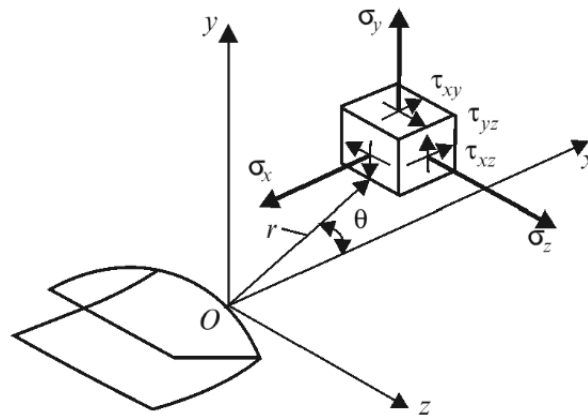


Рисунок 1.2 – Локальні системи координат біля вершини тріщини.

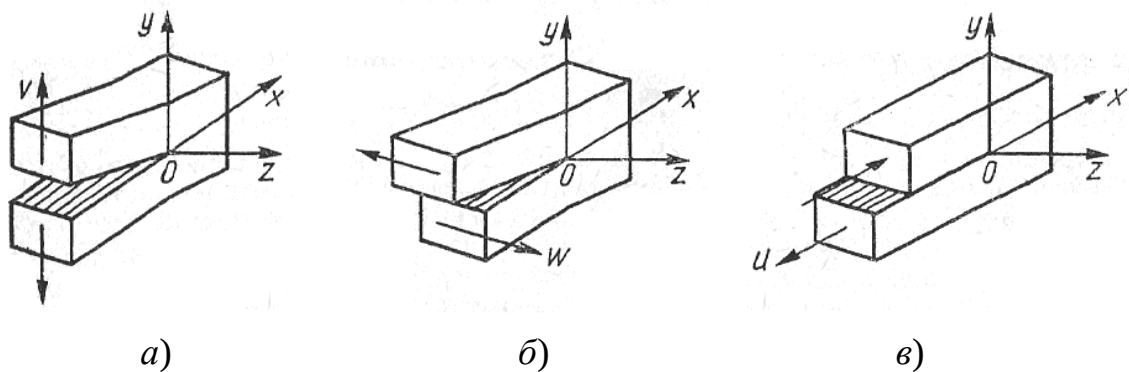


Рисунок 1.3 – Основні типи зміщень поверхонь тріщини:
 a – тип I (нормальний відрив), b – тип II (поперечний зсув),
 v – тип III (повздовжній зсув).

При реалізації нормального відриву розподіл зміщень і напружень в околі контуру вершини тріщини записується так:

$$\begin{aligned} u &= \frac{K_I}{G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - 2\mu + \sin \frac{\theta}{2} \right), \\ v &= \frac{K_I}{G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} \left(1 - 2\mu + \sin \frac{\theta}{2} \right), \\ w &= 0, \end{aligned} \quad (1.1)$$

$$\begin{aligned}
\sigma_{xx} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right), \\
\sigma_{yy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right), \\
\sigma_z &= \frac{2\mu K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2}, \\
\tau_{xz} &= \tau_{yz} = 0, \\
\tau_{xy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}.
\end{aligned} \tag{1.2}$$

При реалізації поперечного зсуву:

$$\begin{aligned}
u &= \frac{K_{II}}{G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} \left(2 - 2\mu + \cos^2 \frac{\theta}{2} \right), \\
v &= \frac{K_{II}}{G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \left(2\mu - 1 + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right), \\
w &= 0,
\end{aligned} \tag{1.3}$$

$$\begin{aligned}
\sigma_{xx} &= \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \left(2 + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right), \\
\sigma_{yy} &= \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}, \\
\sigma_{zz} &= \frac{2\mu K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2}, \\
\tau_{xz} &= \tau_{yz} = 0, \\
\tau_{xy} &= \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right).
\end{aligned} \tag{1.4}$$

КІН K_I та K_{II} визначають рівень сингулярності напружень біля вершини тріщини, і відіграють для зони передруйнування подібну роль, як коефіцієнти концентрації напружень матеріалів для макрооб'ємів тіла.

Універсальність формул (1.1)–(1.4) полягає в тому, що розподіли для асимптотики напруженого стану, не залежать від довжини тріщини, форми тіла і силової схеми зовнішніх навантажень. Інтенсивність розподілу визначається тільки через K_I та K_{II} , які є функціями прикладених навантажень, геометрії тіла і тріщини, що в свою чергу не залежать від координат точки O . Якщо за параметр, який характеризує зовнішнє навантаження на тіло прийняти p , а за абсолютну довжину тріщини l , то:

$$K_I = K_I(p, l), \quad K_{II} = K_{II}(p, l). \quad (1.5)$$

1.3 Визначення характеристик циклічної тріщиностійкості металів та сплавів на основі кінетичних діаграм втомного руйнування

Як зазначалося в п. 1.1, доволі велику частку загальної довговічності виробу, який піддається втомі, займає повільне квазістатичне підростання макротріщини від початкового до критичного її розміру. Кінцевою стадією цього процесу є повне руйнування виробу. А це вже катастрофа, якої потрібно уникнути. Для цього слід володіти інформацією про кінетику втомної тріщини за циклічного навантаження. Таку інформацію отримують з КДВР з яких визначають характеристики ЦТ матеріалів. Випробування по встановленню швидкості РВТ і характеристик ЦТ матеріалів полягають в послідовному вимірюванні через деякі часові інтервали довжини тріщини l , яка росте в експериментальному зразку і відповідних значень кількості циклів навантаження N . Результати вимірювань у вигляді таблиць $l - N$ дають первинну інформацію про кінетику втомного руйнування зразка з тріщиною. Основною метою таких випробувань є побудова залежностей швидкості РВТ

$V = \Delta l / \Delta N$ від параметра, який характеризує опірність матеріалу РВТ, тобто його ЦТ за заданих умов. Такі залежності представляють у вигляді КДВР, які будують нанеменням в декартовій системі логарифмічних координат точок, ордината яких – швидкість РВТ, абсциса – відповідний до неї параметр руйнування. Величини, які визначають КДВР розглядаються як кількісні характеристик ЦТ матеріалу. В прикладному аспекті КДВР і характеристики ЦТ в комплексі з іншими механічними властивостями використовуються для виявлення впливу різноманітних технологічних і металургійних факторів для порівняння, оптимізації та розробки нових хімічних композицій, процесів виробництва і зміцнення матеріалів. За характеристиками ЦТ оцінюють роботоздатність матеріалів в експлуатаційних умовах з метою оптимального вибору для конкретних елементів конструкцій та деталей машин. Дані про ЦТ корисні при розробленні раціональних форм конструкцій і є вихідними для прогнозування ресурсу деталей за прогнозованої дефектності та екстремальних умов роботи. На стадії виготовлення та експлуатації на їх основі встановлюють допустимість виявлених дефектів типу тріщин, призначають міжінспекційні інтервали, а також методи неруйнівного контролю. Крім цього, з їх допомогою проводять контроль якості та експертизу аварій.

Як правило, випробування матеріалів на ЦТ здійснюють для трьох базових макромеханізмів РВТ, а також їх комбінацій. За умов нормального відриву регламентуються нормативно-технічними документами [22–26], для створення яких науковцями було зроблено ґрунтовний аналіз та узагальнення теоретичних та експериментальних даних. За умов поперечного зсуву таких робіт є обмаль [27–46], що пояснюється складністю дослідження кінетики РВТ за зсувним макромеханізмом в лабораторних умовах.

Зазвичай, згідно з силовим підходом механіки руйнування КДВР будують в логарифмічних координат “максимальний КІН (або його розмах) – швидкість РВТ” (рис. 1.4).

КДВР побудовані на базі максимального КІН $K_{\max}$ і його розмаху ΔK рівноправні і за постійної асиметрії циклу ($R = \text{const}$) зміщені вздовж осі абсцис

на величину $\lg(1 - R)$. За знакозмінного циклу навантаження КДВР будують як правило за найбільшим КІН циклу $K_{\max}$.

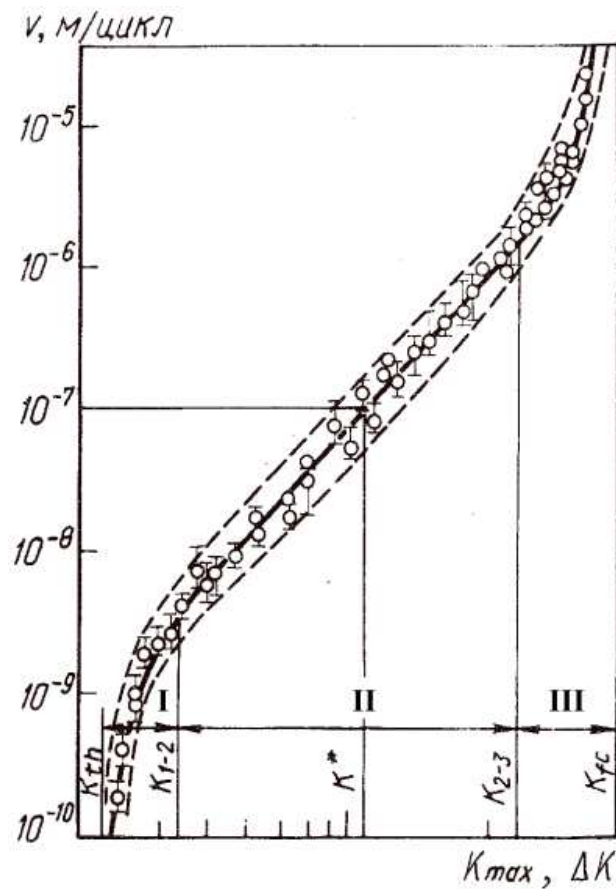


Рисунок 1.4 – Типова КДВР металічного матеріалу.

Класично, на КДВР розрізняють такі три характерні ділянки: низькоамплітудну (I), середньоамплітудну (II) та високоамплітудну (III). Такий поділ є обґрунтований не лише геометричними ознаками, а й відмінністю мікромеханізмів РВТ, що відображається в мікрорельєфі злому. Це в свою чергу спричиняє специфічну для різних ділянок реакцію на дію різноманітних механічних, металургійних, фізико-хімічних факторів та геометричних факторів, а саме: механічних (асиметрія циклу, частота та форма навантаження, вид навантаження, амплітуда напружень тощо); металургійні (структурний стан матеріалу, розмір зерна, наявність включень, ступінь та характер легування; фізичні та фізико-хімічні (температура, опромінення, середовище); геометричні (абсолютні розміри зразка тощо).

КДВР містить інформацію про опірність матеріалу РВТ за циклічного навантаження, яка кількісно виражається через наступні параметри ЦТ матеріалу: пороговий коефіцієнт інтенсивності напружень K_{th} (або його розмах ΔK_{th}), так званий “поріг втоми”, нижче якого тріщина не розвивається; критичний коефіцієнт інтенсивності напружень K_{fc} (або його розмах ΔK_{fc}), так звана “циклічна в’язкість руйнування”, внаслідок досягнення якого настає долом зразка; параметри n і K^* (або ΔK^*), які характеризують середню ділянку КДВР і є параметрами рівняння $V = 10^{-7} (K_{max} / K^*) = 10^{-7} (\Delta K / \Delta K^*)$; коефіцієнт C в рівнянні $V = C (K_{max})^n = C (\Delta K)^n$ в одиницях $(\text{МПа}\sqrt{\text{м}})^{-n} \cdot \text{м} / \text{цикл}$ що обчислюється з виразу $C = 10^{-7} (K^*)^{-n} = 10^{-7} (\Delta K^*)^{-n}$; характеристики які визначають найбільший КІН або його розмах, що визначають початок (K_{1-2} , ΔK_{1-2}) та кінець (K_{2-3} , ΔK_{2-3}) середньої ділянки КДВР.

Для матеріалів, у яких КДВР за формою кардинально відрізняються від типових, вводять нові спеціальні параметри, які встановлюють вже безпосередньо в конкретних випадках.

Наявність у вершині тріщини в металах зони пластичної деформації приводить до невідповідності дійсної картини НДС, який впливає із співвідношень, що одержані із розв'язання задачі для пружних тіл. Проте якщо зона нелінійності досить мала, то буде існувати область, довжиною між розмірами пластичної зони і довжиною тріщини чи розмірами тіла, в якій асимптотика розв'язання задач для пружних тіл буде добрим наближенням до дійсного розподілу напружень. Це дозволяє вважати, що і розмір зони передруйнування і стан матеріалу в ній цілком контролюється КІН. З цієї причини, хоч реальні матеріали при руйнуванні не проявляють ідеально пружної поведінки, тим не менше критерії лінійної механіки руйнування будуть справедливими для них за умови обмеження пластичного деформування, тобто при реалізації схеми квазікрихкого руйнування. Через те важливим фізичним припущення у такому підході є те, що розміри пластично здеформованої ділянки матеріалу в околі вістря тріщини вважаються малими у порівнянні з характерними розмірами тріщини та тіла. Тому, можливість

застосування положень лінійної механіки руйнування зумовлена виконанням цих умов, тобто умов автомодельності поля напружень і деформацій в околі вістря тріщини. Вважають, що умови автомодельності виконуються, якщо розмір зони пластичної на продовженні тріщини буде в 10...15 разів меншим у порівнянні з абсолютною довжиною тріщини та віддалю її вершини від межі тіла. Для макромеханізму нормального відриву ці умови записують так:

$$l \geq 1,5...2,5(K_{I \max} / \sigma_{0,2})^2, \quad b - l \geq 1,5...2,5(K_{I \max} / \sigma_{0,2})^2, \quad (1.6)$$

де b – ширина тіла у напрямі розвитку тріщини; $\sigma_{0,2}$ – границя текучості матеріалу за розтягу.

Слід відзначити, що дослідженню і обґрунтуванню умов автомодельності присвячено значну кількість робіт [47–50] узагальненням яких стало створення відповідних нормативних документів, які регламентують послідовність проведення випробувань конструкційних матеріалів і сплавів методами механіки руйнування.

1.4 Вплив термічного зміцнення на характеристики циклічної тріщиностійкості конструкційних ферито-перлітних сталей за нормального відриву

Серед різноманітних факторів, що впливають на циклічну тріщиностійкість сплавів, структура – один з найбільш важливих. Керування нею з метою збільшення ресурсу і надійності конструкцій та виробів з позицій механіки руйнування – важлива задача фізичного матеріалознавства [12].

Термічна обробка, яка базується на гартуванні і наступному відпуску, є загальновизнаним методом керування конструктивною міцністю конструкційних сталей.

В роботі [51] досліджували вплив механічних характеристик на характеристики ЦТ сталі 75ХГСТ в різних структурних станах. Балкові зразки для втомних випробувань січенням 15×18 мм термообробляли гартуванням від температури $840...880$ °С в масло з наступним відпуском за температур $200, 400, 500$ та 600 °С протягом 2 год. Втомні випробування зразків проводили за силовою схемою циклічного згину за асиметрії циклу $R = 0$ з частотою навантаження $8...15$ Гц. Провівши ряд експериментів побудували КДВР сталі 75ХГСТ з різною дисперсністю структури та визначали характеристики ЦТ. З аналізу отриманих результатів видно, що зі збільшенням умовної границі текучості сталі (збільшенням дисперсності структури) опірність її поширенню втомної тріщини знижується. Сталь, термооброблена з відпуском за 200 °С чинить найменший опір втомному руйнуванню, а з відпуском за 600 °С – найбільший.

В роботі [52] досліджували структуру сталі 80 сформовану внаслідок гартування з 820 °С у воду з наступним відпуском за різних температур та вплив параметрів структури на характеристики ЦТ сталі. При гартуванні цієї сталі перлітного класу утворюється головним чином пластинчастий мартенсит, частково або повністю двійкований. Він складає $60...70$ % від загального об'єму структури. В результаті відпуску при 400 °С в структурі спостерігалось виділення дисперсних карбідів, які мали пластинчасту форму, при відпуску за 500 °С вони набували форми глобулів. Структура, яка формується за відпуску при 650 °С, може класифікуватися як дисперсний сорбіт відпуску. Провівши втомні випробування зразків з тріщинами було побудовано КДВР які охоплюють діапазон швидкостей РВТ $V = 10^{-10}...5 \cdot 10^{-7}$ м / цикл для усіх отриманих структур після ТО сталі 80. З аналізу результатів досліджень встановлено, що пониження температури відпуску з 650 до 400 °С призводить до зменшення середнього повздовжнього та поперечного розміру карбідів у структурі в 2 та в 3 рази відповідно, що в свою чергу призводить до зміцнення структури (зростають характеристики міцності) в 1,6 рази та зниження порогів

ЦТ $\Delta K_{I_{th}}$ в 1,4 рази з 7,2 до 5,2 МПа $\sqrt{м}$, а також падіння циклічної в'язкості руйнування $\Delta K_{I_{fc}}$ з 21 до 98 МПа $\sqrt{м}$ (приймаючи $\Delta K_{I_{fc}} = I_c$).

Вплив структури на ЦТ досліджували в роботі [53] для пружинної сталі SUP7 з наступного хімічного складу: 0,60 % C; 2,00 % Si; 0,85 % Mn; $\leq 0,30$ % Cu; $\leq 0,03$ % S; $\leq 0,03$ % P (аналог сталі 60C2A). Внаслідок термічної обробки гартуванням та наступним відпуском отримали структури різної дисперсності, які відрізнялися твердістю в діапазоні 46,5...61,0 HRC. Класично, найдрібніша структура володіла найбільшою твердістю (61,0 HRC), а найгрубша – найменшою (46,5 HRC). Випробовуючи зразки з тріщинами за розтягу побудовали КДВР різних структурних станів сталі для діапазону швидкостей РВТ $V = 10^{-11} \dots 10^{-7}$ м / цикл. Аналізуючи криві встановили, що зі збільшенням дисперсності структури сталі (з підвищенням твердості) її ЦТ, яку характеризують її порогові значення $\Delta K_{I_{th}}$, знижується.

В роботі [54] представлено результати комплексних досліджень ЦТ сталі 65Г та впливу металографічної структури на весь ряд характеристик ЦТ ($\Delta K_{I_{th}}$, $\Delta K_{I_{1-2}}$, ΔK_{I^*} , $\Delta K_{I_{2-3}}$, $\Delta K_{I_{fc}}$). Втомні випробування розтягом проводили на дискових зразках (діаметром 230 мм та товщиною 3 мм) з центральною тріщиною. Для отримання різних структур зразки нормалізовували або гартували з температури 810 °С в масло з наступним відпуском за температур 580, 440, 380, 320 та 180 °С. Втомні випробування проводили за асиметрії навантаження $R = 0,05$ з частотою 16...20 Гц. Побудувавши КДВР визначили характеристики ЦТ сталі 65Г в різних структурних станах та встановили вплив структурного параметру (міжкарбідної віддалі d_0) та механічних характеристик на їх числові значення. За результатами проведених досліджень встановлено, що зі збільшенням дисперсності структури внаслідок пониження температури відпуску, тобто зниження значення структурного параметра (характеризує міжкарбідну віддаль в структурі сталі) з $d_0=0,28$ мкм до $d_0 \leq 0,08$ мкм характеристики ЦТ ($\Delta K_{I_{th}}$, $\Delta K_{I_{1-2}}$, ΔK_{I^*} , $\Delta K_{I_{2-3}}$, $\Delta K_{I_{fc}}$) падають в кілька разів. Так, $\Delta K_{I_{th}}$, $\Delta K_{I_{1-2}}$ та ΔK_{I^*} знижуються в 2 рази, $\Delta K_{I_{2-3}}$ та $\Delta K_{I_{fc}}$ – в 4 рази. Константа n , яка показує тангенс кута нахилу II ділянки, зростає в 1,8 рази.

Досліджували [55] опірність втомному поширенню тріщини рейкової сталі наступного хімічного складу: 0,77 % C; 0,22 % Si; 0,83 % Mn; $\leq 0,30$ % Cu; 0,031 % S; $\leq 0,035$ % P (сталь М76). Для цього повнопрофільні рейки піддавали різним режимам ТО. Після цього, з поверхонь вирізали фрагменти матеріалу для виготовлення шліфів для металографічних досліджень. Металографічний аналіз проводили з допомогою як оптичного мікроскопа на шліфах, так і просвітлювального електронного мікроскопа на фольгах. Для механічних випробувань з рейок вирізали стандартні зразки для визначення механічних характеристик та компактні зразки товщиною 10 мм для дослідження ЦТ сталі. Втомні випробування компактних зразків проводили за асиметрії навантаження $R = 0$ з частотою 14 Гц. Результати випробувань отримували у вигляді КДВР в координатах “ $\lg K_{\max} - \lg V$ ” які охоплювали діапазон швидкостей РВТ $V = 10^{-11} \dots 10^{-7}$ м / цикл. Особливу увагу слід звернути на ЦТ структур, отриманих після гартування з наступним відпуском α -фази. Після втомних випробувань зразків з різними параметрами мікробудови α -фази отримали значення КІН $K_{I_{th}}$ за швидкості $V = 10^{-10}$ м / цикл та K_I^* , для 4-х структур відпуску. Встановлено, що рейкова сталь зі структурою пластинчастого перліту, володіє більш високою тріщиностійкістю, ніж сталь після гартування з відпуском, в результаті якого утворюються в більшості глобулярні елементи структури. Однак, ЦТ сильно залежить від температури відпуску (температури розпаду α -фази). З підвищенням цієї температури утворюються крупніші елементи мікроструктури, що спричиняє підвищення характеристик ЦТ.

Результати досліджень, викладених у працях [51–55], зведено в табл. 1.1. Як видно, збільшення температури відпуску після гартування приводить до укрупнення структури (зменшення дисперсності), сприяє покращенню характеристик ЦТ, а саме $\Delta K_{I_{th}}$, ΔK_I^* , $\Delta K_{I_{fc}}$ ферито-перлітних сталей. На основі відомостей про $\Delta K_{I_{th}}$, ΔK_I^* , $\Delta K_{I_{fc}}$ та n будували діаграми конструкційної міцності в координатах “ $\sigma_{0,2}$ – характеристика ЦТ” (рис. 1.5–1.8). Побудовані залежності показують, що зі збільшенням $\sigma_{0,2}$ характеристики $\Delta K_{I_{th}}$, ΔK_I^* , $\Delta K_{I_{fc}}$ спадають, а показник n – зростає.

Таблиця 1.1

Характеристики ЦТ ферито-перлітних сталей
після гартування та відпуску за різних температур

Марка сталі	$t_{\text{відп}}$, °C	$\sigma_{0,2}$, МПа	$\Delta K_{\text{I th}}$	ΔK_{I}^*	$\Delta K_{\text{I fc}}$	n	Джерело
			МПа√м				
75ХГСТ	200	1830	3,2	14,1	—	3,50	[51]
	400	1650	3,5	20,8	—	2,66	
	500	1336	4,7	23,3	—	3,04	
	600	1100	7,8	29,4	—	3,52	
80	200	1730	3,8	7,6	21	7,4	[52]
	400	1450	5,2	12,0	32	5,7	
	500	1050	6,0	28,0	62	2,7	
	650	855	7,2	34,0	98	2,4	
SUP7	—	2100	3,2	—	—	—	[53]
	—	2080	3,3	—	—	—	
	—	2010	3,4	—	—	—	
	—	1810	4,1	—	—	—	
	—	1540	5,5	—	—	—	
	—	1420	6,5	—	—	—	
65Г	580	880	6,9	27,6	119	2,57	[54]
	440	1285	5,9	23,8	110	2,53	
	380	1510	4,5	23,4	82	3,76	
	320	1685	4,2	20,3	54	4,36	
	180	1765	3,7	14,4	32	4,67	
М76	400	1450	5,2	30,0	—	3,23	[55]
	500	1050	6,0	32,0	—	3,04	
	600	655	7,2	35,0	—	2,94	
	700	520	9,4	39,0	—	3,81	

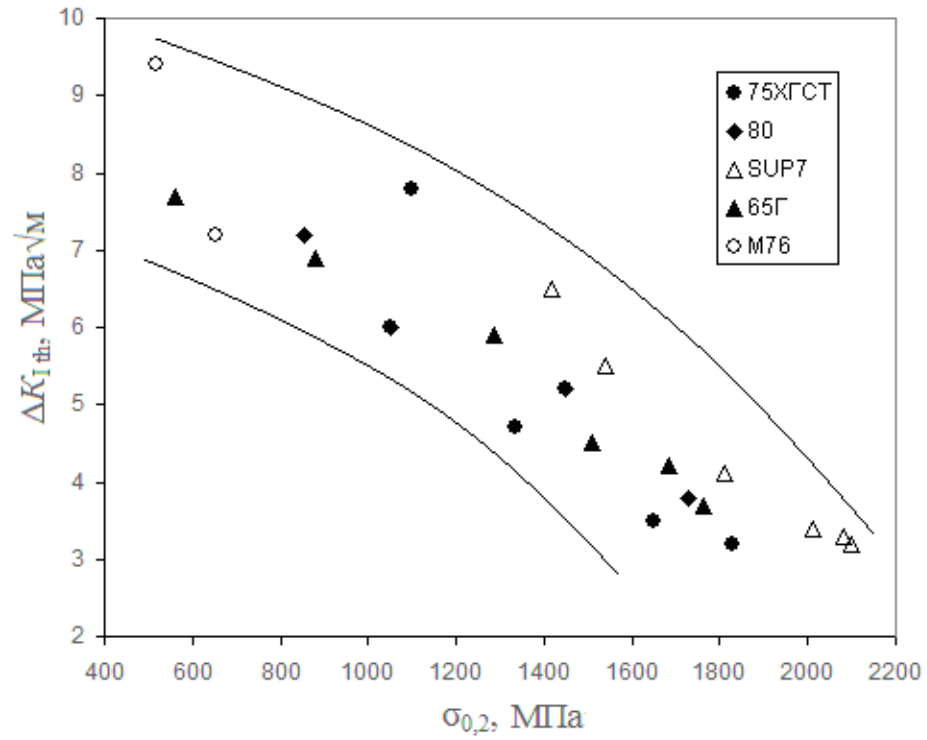


Рисунок 1.5 – Діаграма конструкційної міцності сталей (див. табл. 1.1)
за пороговими значеннями ЦТ.

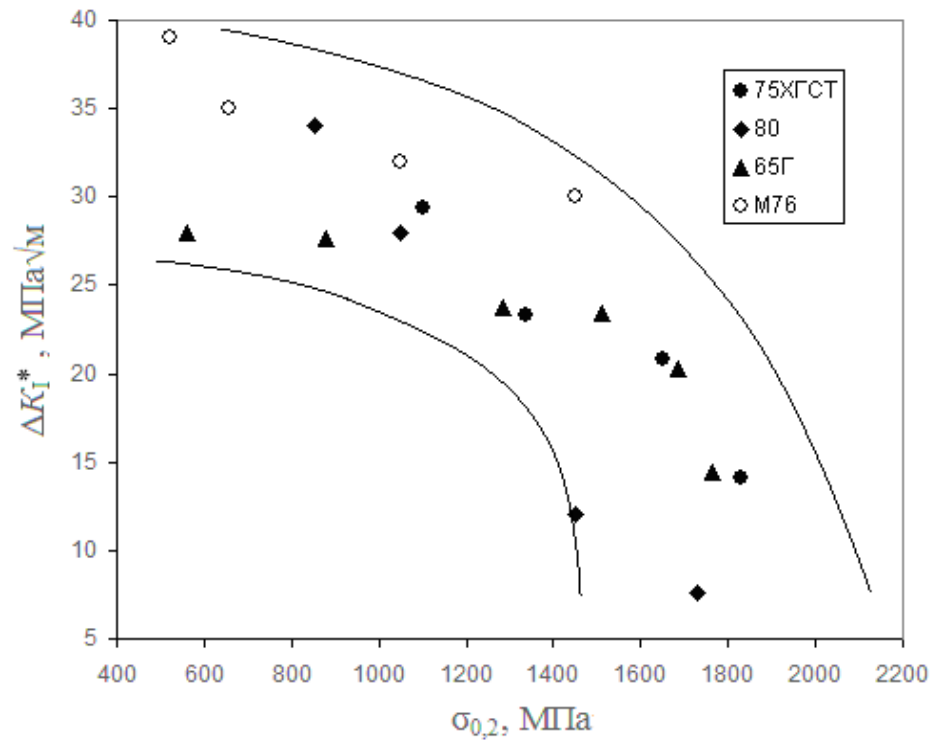


Рисунок 1.6 – Діаграма конструкційної міцності сталей (див. табл. 1.1)
за значеннями ΔK_I при $V = 10^{-7}$ м / цикл.

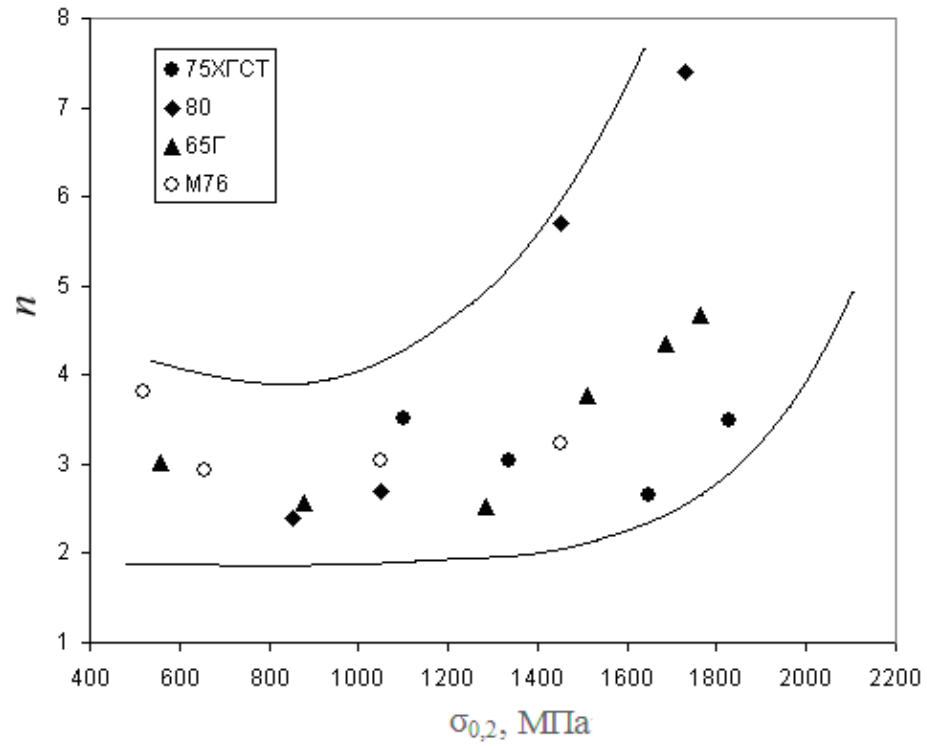


Рисунок 1.7 – Діаграма конструкційної міцності сталей (див. табл. 1.1) за степеневим показником рівняння II ділянки КДВР.

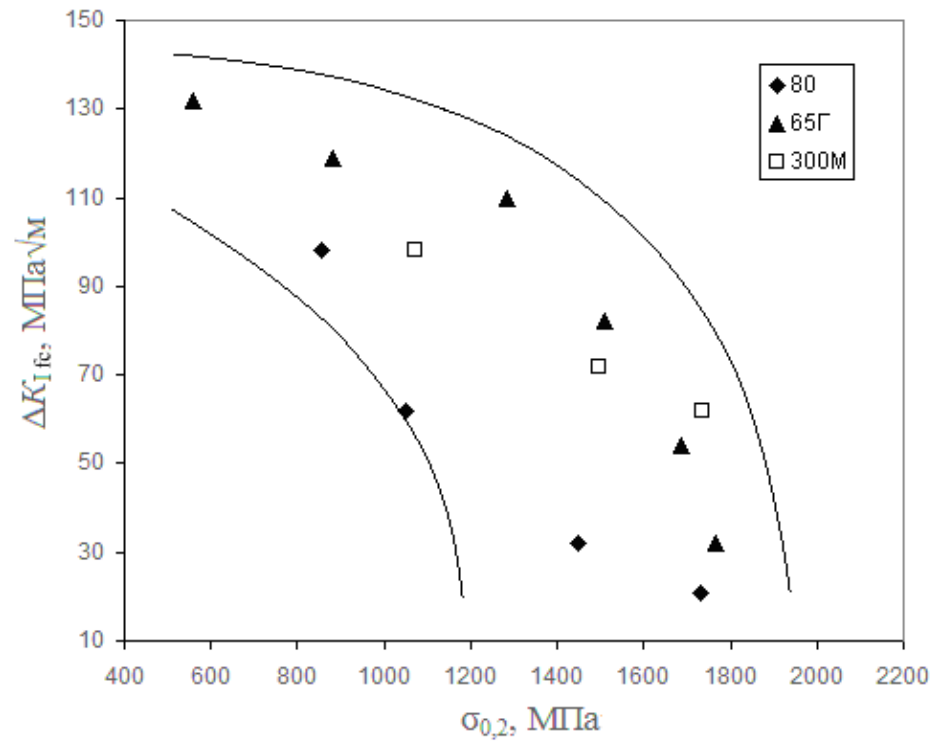


Рисунок 1.8 – Діаграма конструкційної міцності сталі 300М [56] та інших сталей (див. табл. 1.1) за циклічною в'язкістю руйнування.

1.5 Дослідження циклічної тріщиностійкості сталей за поперечного зсуву

У праці [29] проведено втомні випробування за поперечного зсуву хрестоподібних зразків з нахиленим надрізом, виконаним під 45° до осі прикладання зусилля, за двовісного навантаження стиском та розтягом (рис. 1.9). Матеріал дослідження – RSB (рейкова сталь). Прямолінійний ріст тріщини, який співпадав з напрямком дії максимальних зсувних напружень, з використанням такого типу зразків реалізували лише за послідовного навантаження зсувом (за механізмом II при $R = -1$) та розтягом (за механізмом I при $R = 0$), що трактували як один повний цикл.

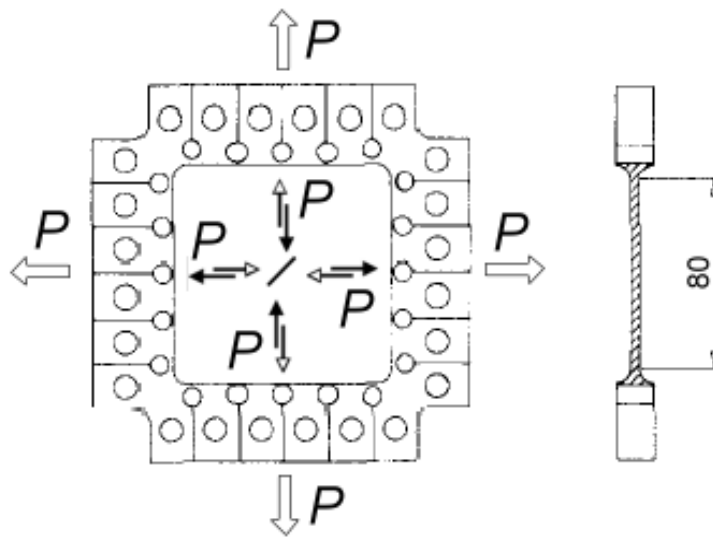


Рисунок 1.9 – Геометрія хрестоподібного зразка та силова схема його навантаження.

Під час розрахунку коефіцієнта інтенсивності напружень (КІН) K_{II} тертя берегів тріщини не враховано. На зображеній КДВР (рис. 1.10) показані точки в діапазоні швидкостей $V = 3 \cdot 10^{-9} \dots 3 \cdot 10^{-6}$ м / цикл. Але, оскільки тріщина в межах одного циклу поширюється за двома механізмами навантаження (I, II), цю швидкість не можна вважати швидкістю поширення тріщини поперечного

зсуву, що робить КДВР некоректною для визначення з неї характеристик ЦТ для макромеханізму поперечного зсуву.

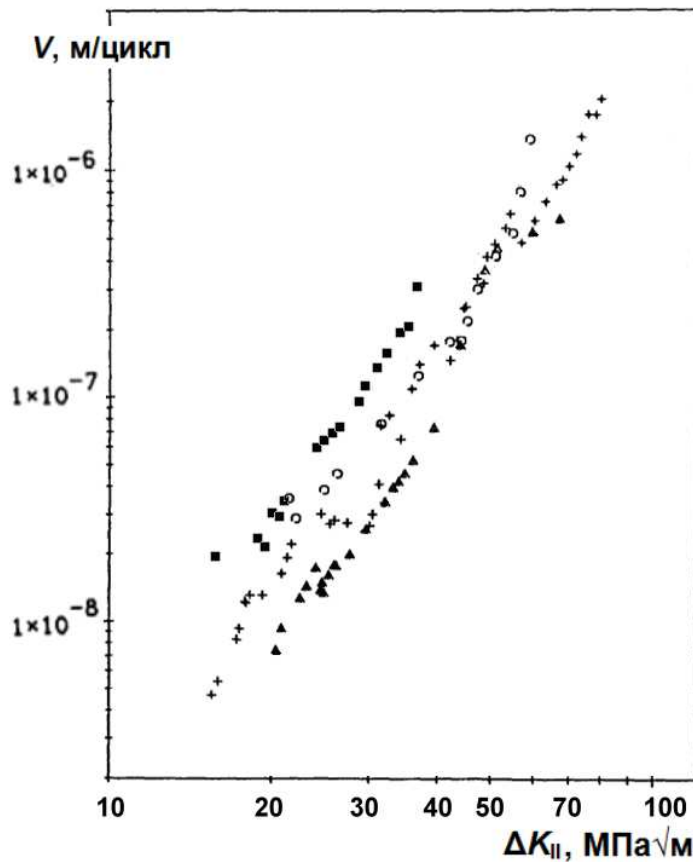


Рисунок 1.10 – КДВР сталей типу RSB при випробуванні хрестоподібних зразків: RSB8 при $\Delta\tau=208$ МПа та $\Delta\sigma=104$ МПа ($\blacktriangle$), RSB10 при $\Delta\tau=208$ МПа та $\Delta\sigma=156$ МПа ($\circ$), RSB12 при $\Delta\tau=156$ МПа та $\Delta\sigma=104$ МПа ($+$), RSB18 при $\Delta\tau=156$ МПа та $\Delta\sigma=156$ МПа ($\blacksquare$).

Спробували побудувати КДВР за поперечного зсуву на плоскому хрестоподібному зразку [27] з косою тріщиною (попередньо наведена нормальним відривом), що орієнтована під кутом 45° до осі прикладання навантаження (рис. 1.11). Досліджували за умов синхронного стиску та розтягу по взаємно перпендикулярних осях за асиметрії навантаження $R = -1$ і частоти навантаження 1...2 Гц зразки із гарячекатаних вуглецевих сталей після нормалізації (16MnR, 45#) та нержавіючої сталі аустенітного класу (18-8). Приведено [27] формулу, для обчислення КІН K_{II} без врахування ТБТ, що

отримана використовуючи МСЕ. З результатів експериментів видно, що для усіх сталей втомні тріщини поширювалися за мішаним механізмом I+II під кутом $\sim 45^\circ$ до початкової тріщини. Стабільного підростання втомної тріщини за механізмом II для зазначених сталей, на відміну від алюмінієвого сплаву LY12CZ, реалізувати не вдалося.

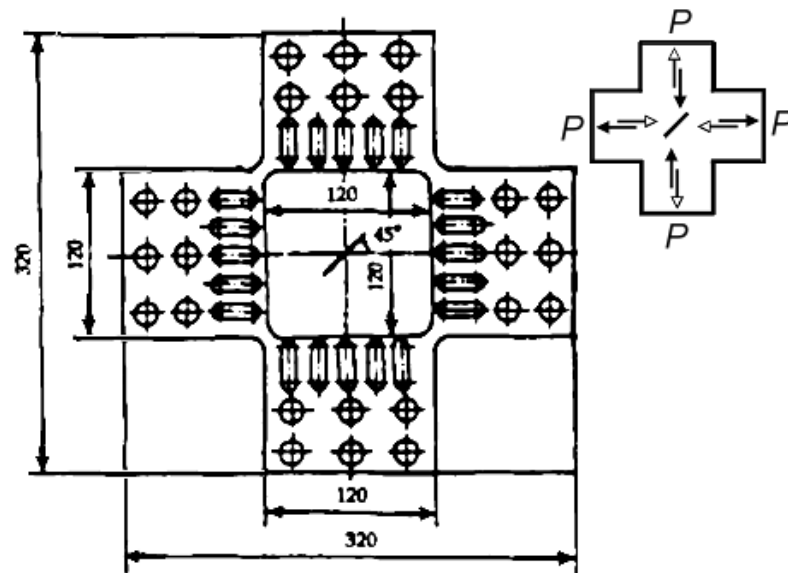


Рисунок 1.11 – Хрестоподібний зразок та силова схема його навантаження.

В працях [30, 31] викладено методику втомних випробувань за умов поперечного зсуву на консольному зразку зі спадним КІН навантажуваного згином за асиметрією $R = -1$ з частотою 3...6 Гц (рис. 1.12).

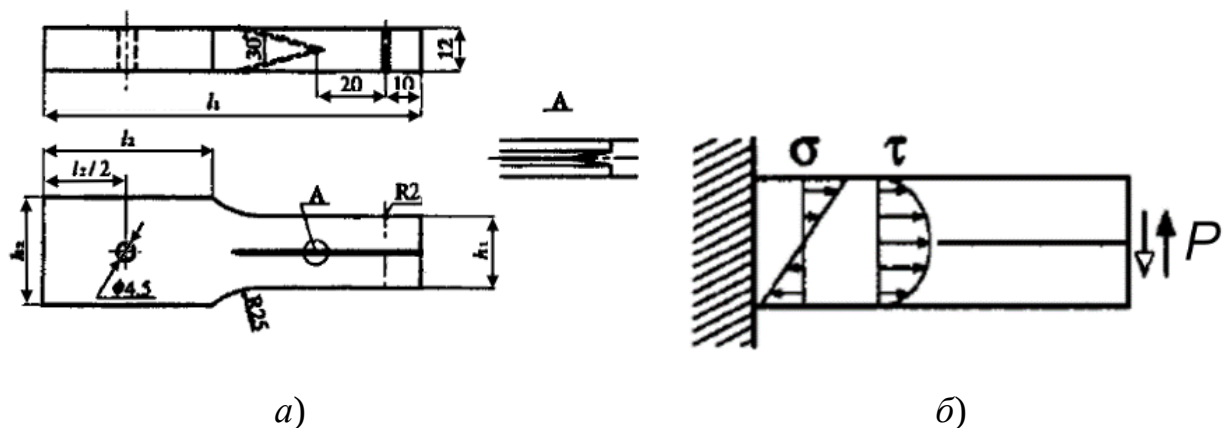


Рисунок 1.12 – Консольний зразок (а) та силова схема навантаження (б).

Досягнули зародження та росту втомних тріщин у широкому діапазоні швидкостей для рейкової, підшипникової (SAE52100) та валкових (SS41, SKH, GH, SKD) сталей за механізмом II на максимальну віддаль 2 мм, після чого тріщини поширювалися за мішаним механізмом I+II. Слід зазначити, що зсувна тріщина поширювалася у шевроні, що виконаний з кутом 60° . Приріст тріщини визначали методом електродних потенціалів. КІН K_{II} встановлювали безпосередньо МСЕ, тому математичну формулу для визначення КІН K_{II} не подали. Побудовано КДВР для зазначених матеріалів (рис. 1.13).

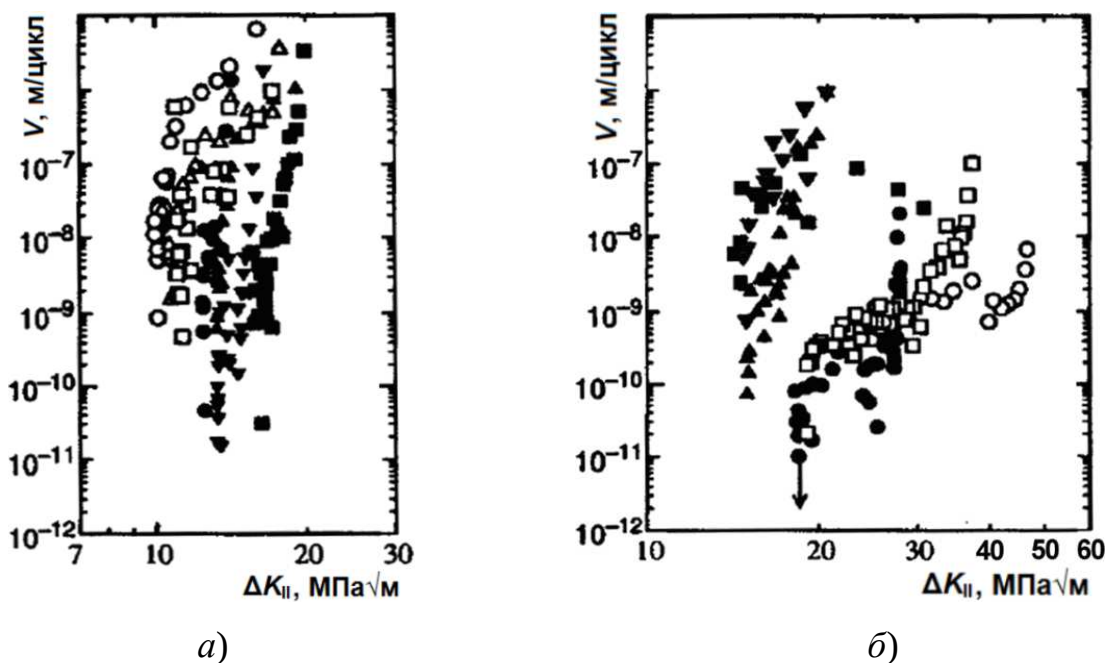


Рисунок 1.13 – КДВР за різних рівнів навантаження зразків з рейкової сталі за $\Delta P=700$ кг (■), $\Delta P=500$ кг (▲), $\Delta P=500$ кг з мастилом (▼), $\Delta P=400$ кг (●) та сталі SS41 за $\Delta P=600$ кг (○), $\Delta P=480$ кг (Δ), $\Delta P=1000$ кг (□) (а), для підшипникової сталі SAE52100 при $\Delta P=1500$ кг (▼) і валкових сталей: SKD за $\Delta P=1500$ кг (▲), SKH за $\Delta P=2000$ кг (○), $\Delta P=1200$ кг (●), GH за $\Delta P=1700$ кг (□), $\Delta P=1400$ кг (■) (б).

Однак під час побудови [31] врахували єдиний коефіцієнт ТБТ $f_c = 1,0$ для усіх досліджуваних структурно неоднакових сталей, що не зовсім коректно. Було визначено пороги $\Delta K_{II\text{th}}$, але зі зображених КДВР видно, що кожен конкретний матеріал за різних значень розмаху ΔP чинить різний опір

руйнуванню, набуваючи різних значень ΔK_{II} , що суперечить залежності $K_{II} = P \cdot f(\lambda)$, яка завжди є прямопропорційною.

Відомі результати досліджень ЦТ мартенситно-старіючої сталі М250 [35] на трубчастих зразках (рис. 1.14а), навантажуваних реверсивним крученням за асиметрії $R = -1$, а також на компактних зразках Річарда (рис. 1.14б) за асиметрії $R = 0$.

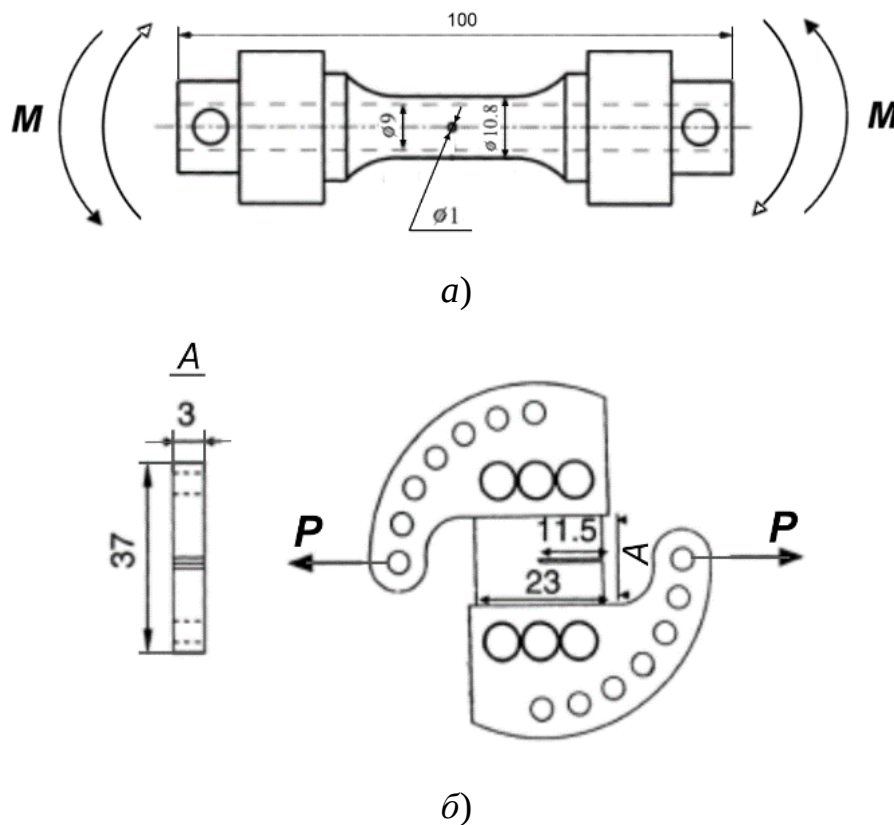


Рисунок 1.14 – Базові розміри та силова схема навантаження трубчастого (а) та компактного (б) зразків.

Зразки з утвореними нормальним відривом тріщинами навантажували циклічним поперечним зсувом з частотою 12 Гц, прикладаючи зусилля паралельно площині тріщини. В результаті випробувань утворено втомні тріщини в обох типах зразків, довжина максимальної зсувної частини в них становить 2,4 мм. Зображено КДВР для розмаху КІН ΔK_{II} в номінальних (рис. 1.15а) та ефективних (рис. 1.15б) значеннях для швидкостей поширення в діапазоні $V = 10^{-7} \dots 10^{-5}$ м / цикл. За різних асиметрій для різних зразків

прямолінійні ділянки КДВР майже збігаються. Під час побудови КДВР враховано напруження на берегах тріщини, що виникають внаслідок тертя, однак розрахункові формули для обчислення КІН K_{II} не приведено.

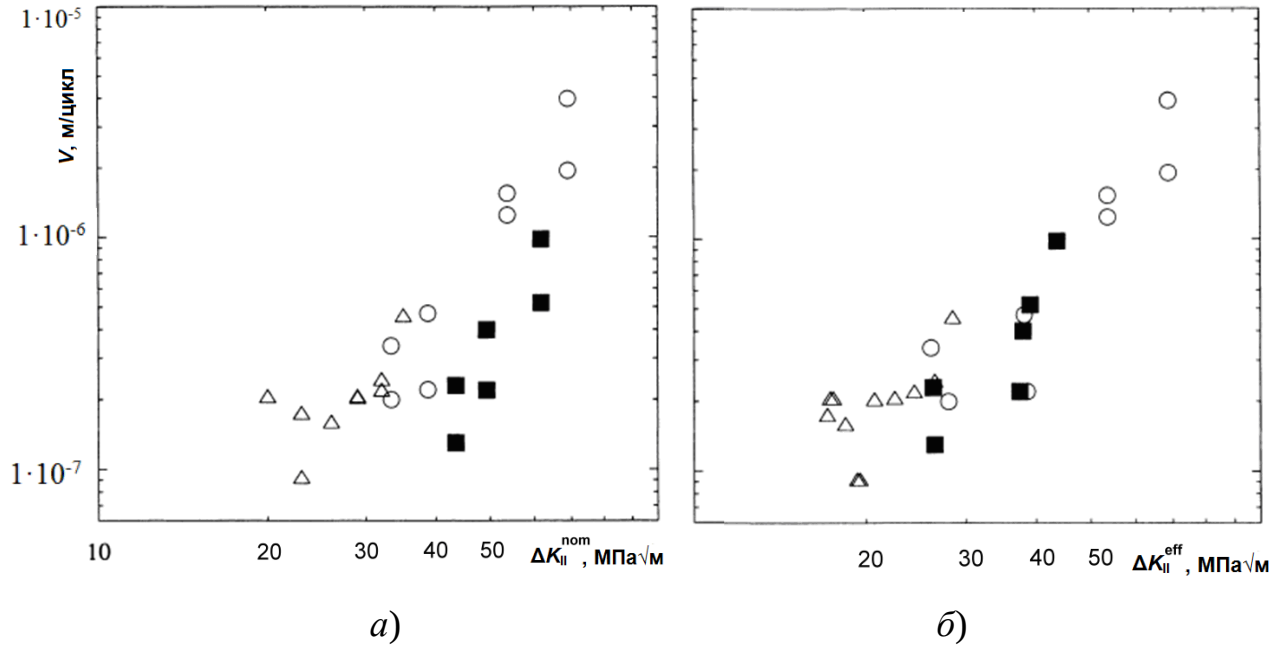


Рисунок 1.15 – КДВР сталі M250 за $R = 0$ (Δ), $R = -1$ при $\sigma_N = 0$ ($\circ$), $R = -1$ при $\sigma_N = -150$ МПа ($\blacksquare$) для номінальних (а) та ефективних (б) значень ΔK_{II} .

Розроблено [36] методику побудови КДВР високоміцних матеріалів за умов поперечного зсуву з визначенням порогових значень КІН K_{II} на балковому зразку (рис. 1.16а), до якого прикладали стискальні зусилля по обидва боки паралельно до концентратора (рис. 1.16б), з якого поширювалася зсувна тріщина. Систему зразка з пристосуваннями для стиску навантажували за асиметрією $R = 0$ та $R = -1$ з частотою 2 Гц.

Як досліджуваний матеріал використовували сталь SUJ2 та високовуглецеву сталь CS. Слід зазначити, що на береги тріщини заливали мастило CRC-556 для полегшення їх взаємного ковзання. За допомогою МСЕ отримали формулу для обчислення КІН зсуву та на основі експериментальних результатів побудували КДВР сталі SUJ2 в діапазоні швидкостей поширення тріщини $V = 10^{-11} \dots 10^{-7}$ м/цикл (рис. 1.17).

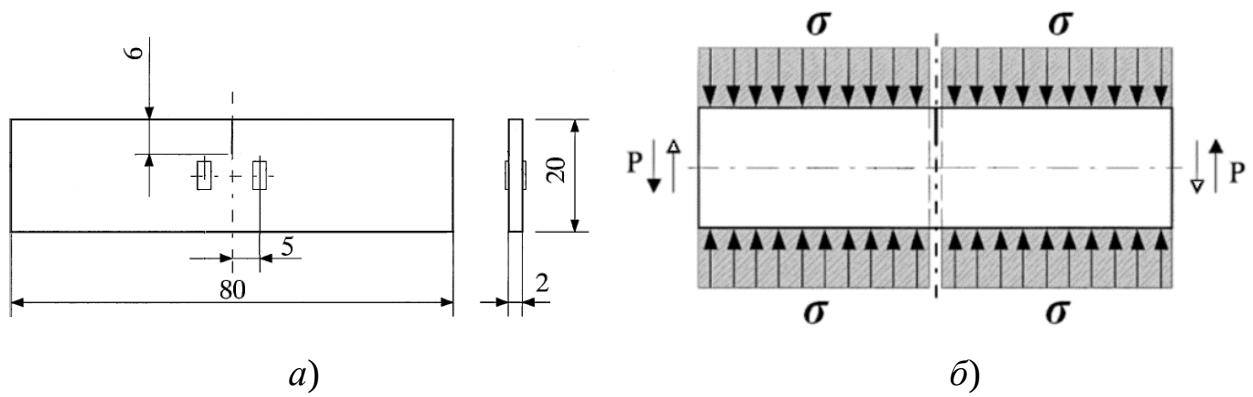


Рисунок 1.16 – Балковий зразок (а) та силова схема його циклічного навантаження (б) з прикладеним статичним стиском в напрямку паралельному до концентратора.

Зазначено, що руйнування зсувом проходило за виникнення КІН K_I , причому він становив $K_I = 5 \dots 7 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$, коли $\Delta K_{II} = 2 \dots 10 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$. За таких високих значень інтенсивності нормальних напружень біля вершини тріщини визначати пороги $\Delta K_{II \text{ th}}$ не зовсім некоректно.

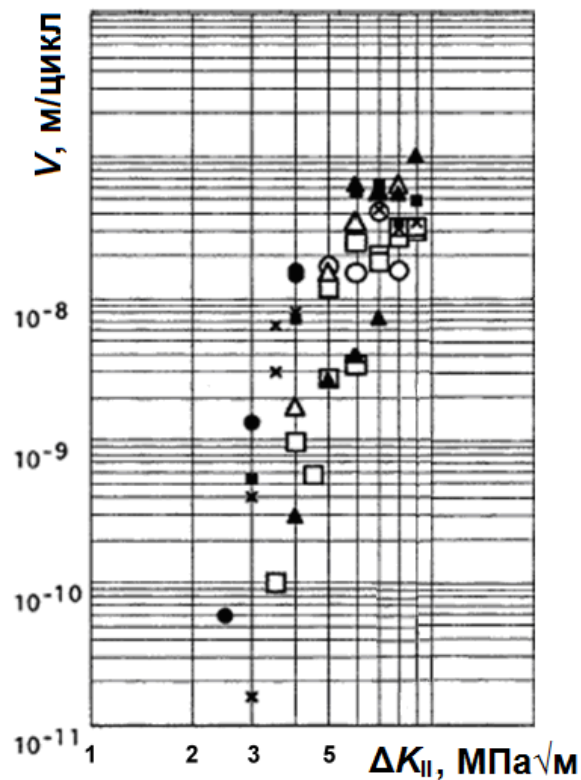


Рисунок 1.17 – КДВР зразків зі сталі SUJ-2 за асиметрій навантаження $R = 0$ ($\circ$, $\square$, $\times$, Δ) та $R = -1$ ($\bullet$, $\blacksquare$, $\blacktriangle$).

Зображено [36] фрактограми зламів зразків, однак на них не спостерігається відомих ознак руйнування, характерних для поперечного зсуву (“злизані” площадки, димпли витягнутої форми). Розрізняються міжзеренне розтріскування та крізьзеренні сколи, характерні для руйнування відривним макромеханізмом.

Здійснювали випробування з використанням модернізованих компактних зразків типу Річарда [28] (рис. 1.18а) на машині Instron 1331 за циклічного навантаження з частотою 10 Гц і асиметрією $R = 0,5$. Матеріалом досліджень була сталь SAPH440 (рис. 1.18б).

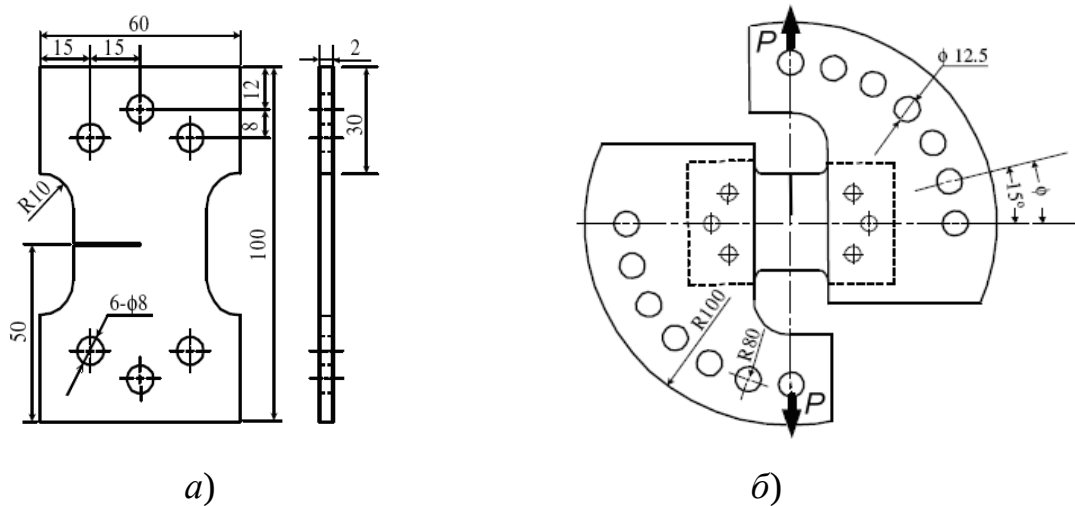


Рисунок 1.18 – Модернізований компактний зразок Річарда (а)
та силова схема навантаження (б).

Циклічне навантаження поперечним зсувом реалізовували для двох випадків – з попередньо наведеною тріщиною відривом на продовженні концентратора, або ж без неї. Для обох варіантів ріст тріщини відбувався за мішаним механізмом I+II, а кут відхилення від осі прикладеного навантаження становив 65...72°. З побудованих КДВР (рис. 1.19) під час навантаження за механізмом I, I+II, та II випливає, що матеріал чинить більший опір руйнуванню при навантаженні за силовою схемою поперечного зсуву. Розраховували КІН аналітичними підходами для класичного зразка Річарда, що відрізняється від модернізованого зразка, випробуваного під час натурних

експериментів. На КДВР показані точки в діапазоні швидкостей $V = 10^{-9} \dots 10^{-8}$ м / цикл, однак з цих КДВР визначати характеристики ЦТ за механізмом II не зовсім коректно, бо росту тріщини в площині навантаження поперечним зсувом досягнути не вдалося.

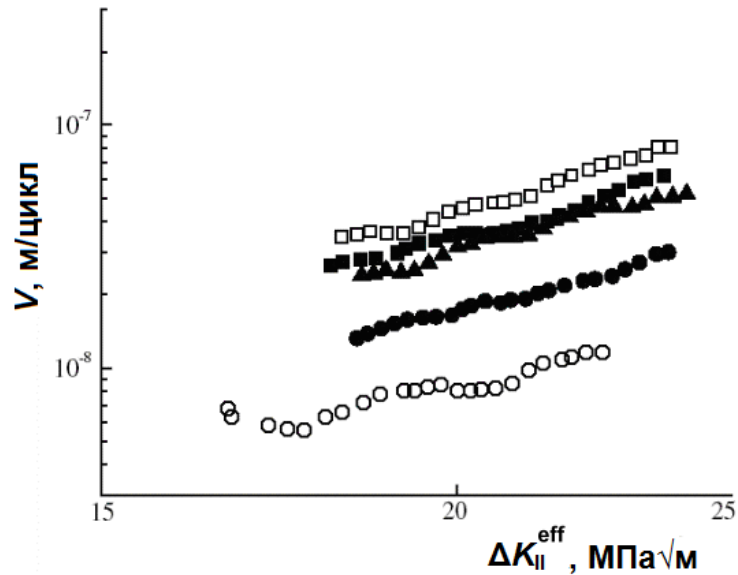


Рисунок 1.19 – КДВР сталі SAPH440 в ефективних координатах за навантаження зразків з попередньо наведеними тріщинами (■, ▲, ●) та без них (□, ○) за механізмом I при $\varphi = 0$ (□, ■), за мішаним механізмом I + II при $\varphi = 30^\circ$ (▲) та при $\varphi = 60^\circ$ (●), за механізмом II при $\varphi = 90^\circ$ (○).

Досліджували ріст тріщин поперечного зсуву проводили також на циліндричних суцільних зразках (рис. 1.20) [41]. Зразки виготовляли зі сталі X5NiCrTi26-15 та випробовували за асиметрії циклу навантаження $R = -1$. Таким, чином реалізували зародження та ріст тріщини поперечного зсуву. Під час випробування трьох зразків два з них зруйнувалися за 200 циклів, один – за 100 циклів навантаження. Фрактографії отриманих зламів підтверджують втомне руйнування зразків за макромеханізмом поперечного зсуву. Проте конфігурація зразка і силова схема його навантаження не дає змоги контролювати довжину втомної тріщини. З мікрофотографій видно [41], що фронт тріщини має неправильну форму, а це свідчить про нерівномірність розподілу напружень у робочій зоні за такої схеми навантаження зразка.

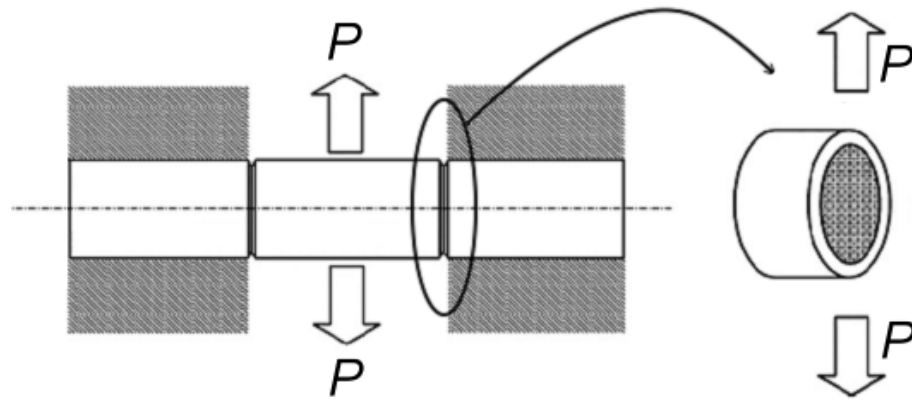


Рисунок 1.20 – Силова схема навантаження циліндричного зразка з кільцевим концентратором.

Відома методика [42] визначення характеристик ЦТ на консольному зразку (рис. 1.21а), який навантажували реверсивним згином за асиметрії $R = -1$ (рис. 1.21б) з частотою 6 Гц. Запропонований зразок є симетричний відносно центрального навантажувального отвору, з обох сторін якого у потончених робочих частинах виготовлено шевронні надрізи під кутом 60° , в яких поширюється тріщина поперечного зсуву. Треба підкреслити, що в шевронній частині зразок стискається болтовим з'єднанням, що призводить до виникнення нормальних стискальних напружень в околі вершини концентратора.

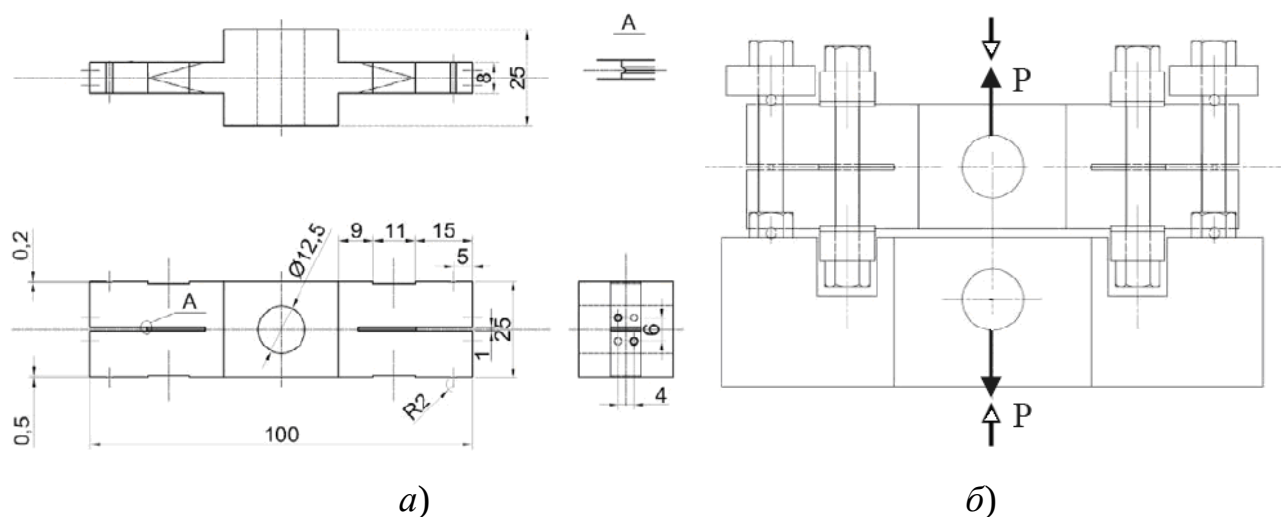


Рисунок 1.21 – Двоконсольний зразок (а) та силова схема його навантаження (б).

Представлено модель, на підставі якої, використовуючи МСЕ, визначають КІН K_{II} . Під час встановлення порогових значень K_{II} враховують тільки ефективну складову КІН, яку визначають різницею між напруженнями, задіяними на подолання сил тертя берегів тріщини, і номінальним значенням напружень, розрахованих МСЕ. Як результат дослідження наведено фрактограми зламу зразка зі сталі SS400, на якому видно ділянки, характерні для руйнування поперечним зсувом. Однак незважаючи на обґрунтовану логіку постановки експерименту з втомного руйнування поперечним зсувом та подальшого визначення характеристики $\Delta K_{II th}$, жодних числових значень, з яких можна би було судити про ЦТ досліджуваної сталі, у праці [42] не подано. Слід зазначити, що за такої силової схеми, мінімальна різниця в швидкості підростання протилежних тріщин в зразку призведе до зміни напружених станів біля вершин обох тріщин, що, в свою чергу призведе до зміни амплітуди навантаження і порушення симетрії силової схеми загалом.

Відомі дослідження втомного руйнування поперечним зсувом з використанням балкового зразка типу Шарпі [40] за схемою навантаження на чотириточковий зсув (рис. 1.22).

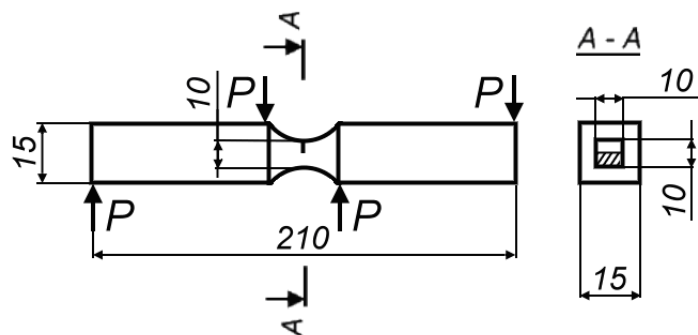


Рисунок 1.22 – Зразок типу Шарпі та силова схема навантаження.

Випробувавши дев'ять зразків з маловуглецевої конструкційної сталі на машині Instron 1603 за асиметрій циклу навантаження в діапазоні $R = 0,15 \dots 0,29$, для семи із них отримали зародження та ріст тріщин у вершині концентратора за мішаним механізмом I+II. Ріст тріщини відбувався під кутом

$\sim 70^\circ$ відносно лінії концентратора. Встановили [40] порогові значення розмаху КІН $\Delta K_{II th}$ з результатів, отриманих на двох зразках, де досягнуто втомне руйнування поперечним зсувом. Оцінюючи результати досліджень, можна зробити висновок про те, що за поданою методикою під час побудови КДВР отримати точки на її середній ділянці – утруднена задача.

Випробувавши за циклічного навантаження поперечним зсувом серію зразків Річарда зі сталі 17Г1С встановили [5], що у вершині концентратора не зароджується тріщина поперечного зсуву, а одна або декілька тріщин мішаного механізму I+II з можливим подальшим галуженням. Щоб уникнути цього, модернізували експериментальний зразок та удосконалили схему його навантаження (рис. 1.23).

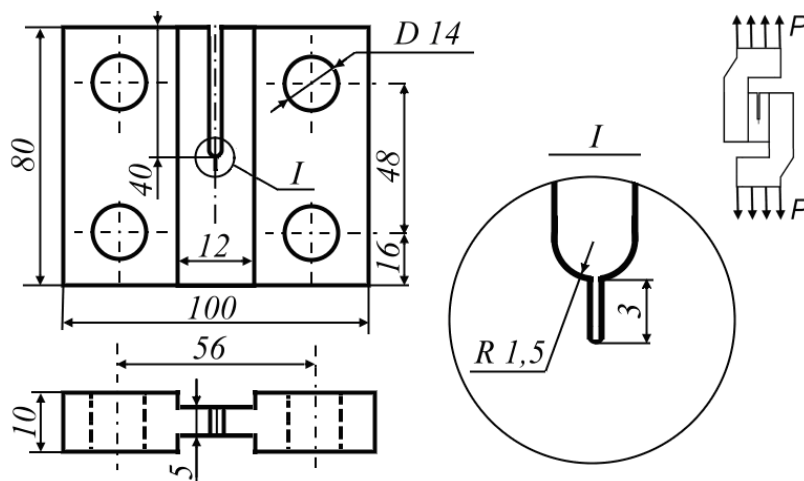


Рисунок 1.23 – Геометрія та силова схема навантаження модернізованого зразка Річарда.

Досліджували модернізовані зразки за частоти навантаження 12 Гц і за асиметрії $R = 0,2$ на випробувальній машині гідравлічного типу EUS-20. Експерименти на модернізованому зразку не дали змоги отримати зародження та ріст зсувної тріщини. Як показали дослідження розподілу деформацій в околі вершини концентратора напружень методом цифрової кореляції зображень, максимальні деформації зосереджені у смугах, що виходять з вершини концентратора під кутом $\sim 27^\circ$ до лінії його продовження. Щоб локалізувати

напруження на продовженні концентратора, що закінчувався несиметричним шевроном, з однієї сторони зразка фрезерували вузьку канавку U-подібного профілю шириною 1 мм. Під час циклічних випробувань зі сторони плоскої поверхні виявили зародження та підростання тріщини мішаного типу до довжини 3 мм, зі сторони з U-подібною канавкою тріщин не виявили. Після подальшого циклічного навантаження упродовж 45 тис. циклів тріщина виросла до 4 мм, після чого її ріст припинився. За поступового збільшення в 1,5 рази максимального $P_{\max}$ та мінімального навантаження циклу $P_{\min}$ тріщина не піросла. Проте зі збільшенням навантаження у 2 рази відбулося спонтанне руйнування зразка за механізмом поперечного зсуву. На наведених фотографіях зламу видно ділянку підростання тріщини мішаного типу, яка поширювалася у шевроні, а також поверхню, утворену руйнуванням за механізмом поперечного зсуву.

Висновки до розділу 1

1. Для оцінювання опірності конструкційних матеріалів росту втомних тріщин за циклічного навантаження доцільно застосовувати силовий підхід механіки руйнування, який полягає в побудові та аналізі графічних залежностей у вигляді кінетичних діаграм втомного руйнування.
2. Показано що термічна обробка, яка полягає в гартуванні з наступним відпуском суттєво впливає на циклічну тріщиностійкість ферито-перлітних сталей. Зниження температури відпуску після гартування подрібнює мікроструктуру сталей та знижує характеристики циклічної тріщиностійкості за нормального відриву, тобто понижує поріг втоми, умовний центр симетрії діаграми та циклічну в'язкість руйнування, а степеневий показник рівняння середньої ділянки діаграми – підвищує.
3. Проаналізовано основні типи зразків та силові схеми їх навантаження, що пропонуються в літературі для дослідження циклічної тріщиностійкості за

поперечного зсуву. Виокремлено основі переваги та недоліки відомих методик побудови кінетичних діаграм втомного руйнування за поперечного зсуву. Вузкий діапазон експериментальних даних вказує на необхідність розроблення нових ефективних методів визначення характеристик циклічної тріщиностійкості за поперечного зсуву.

4. Встановлено, що при розроблені нових методів оцінювання опірності сталей росту втомної тріщини за зсувним макромеханізмом необхідно мати розрахункові формули для визначення коефіцієнта інтенсивності напружень, які враховують складну геометрію зразків для втомних руйнувань, а також контакт берегів тріщини за їх поперечного зсуву.

РОЗДІЛ 2

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ПОШИРЕННЯ ВТОМНОЇ ТРІЩИНИ ЗА ПОПЕРЕЧНОГО ЗСУВУ

2.1 Розроблення конструкції нового балкового зразка для експериментальних випробувань

На основі аналізу [4] літературних даних та власних досліджень [5, 6] розроблено зразок оригінальної конструкції для дослідження ЦТ металічних матеріалів за поперечного зсуву (рис. 2.1).

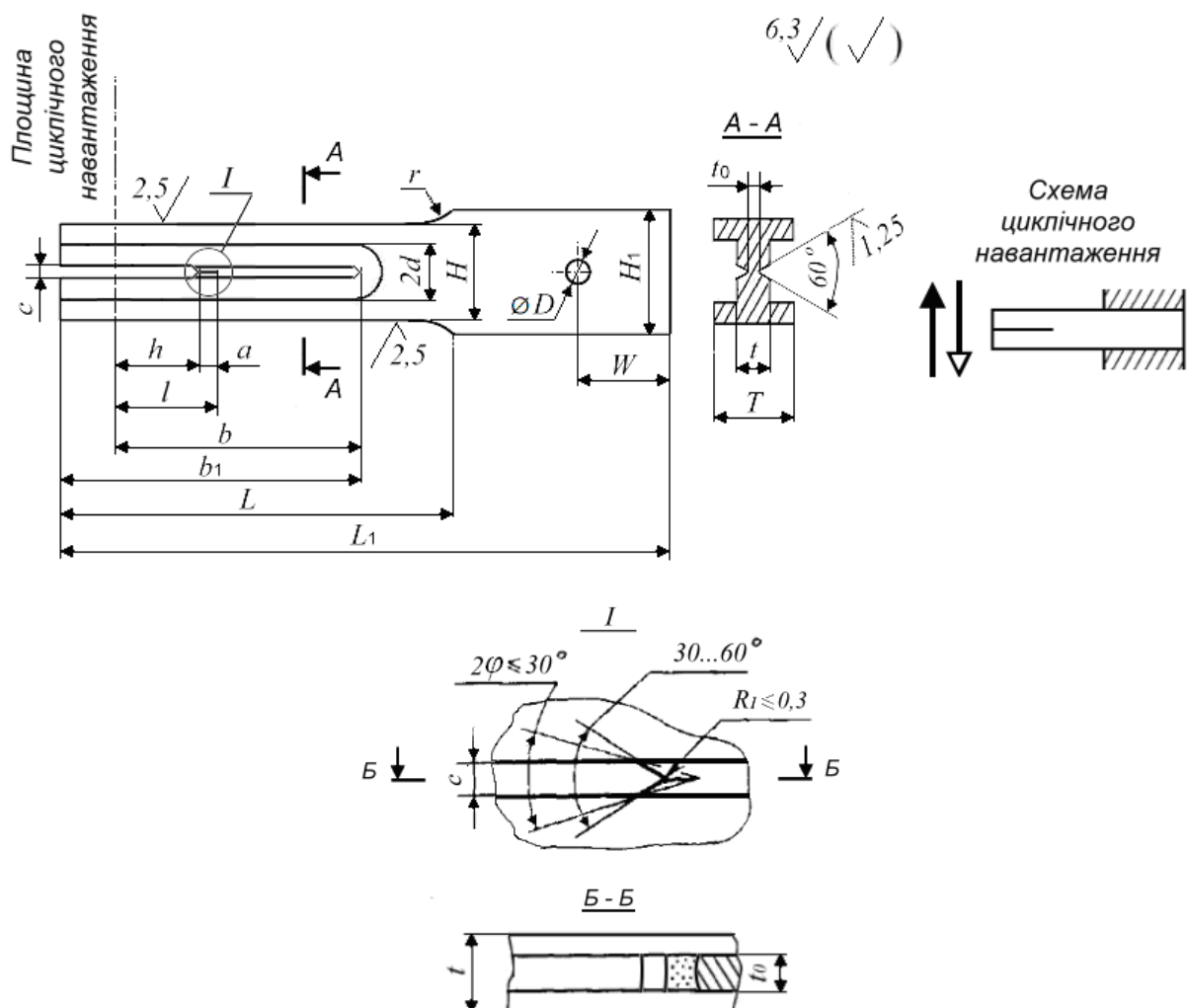


Рисунок 2.1 – Зразок для дослідження ЦТ матеріалів за поперечного зсуву.

Геометричні розміри зразка співвідносяться наступним чином: $t = 0,33T$; $t_0 = 0,11T$; $b = 7,5T$; $b_1 = 1,22b$; $L = 1,53b$; $L_1 = 2,5b$; $h = 0,35b$; $H = 2,9T$; $2d = 0,57H$; $c = 0,05H$; $H_1 = 1,15H$; $r = 0,72H$; $W = 0,15L_1$; $D = 0,63T$; $h < l < b$. Тут l – довжина початкової втомної тріщини разом з надрізом від лінії прикладання зусилля, L – довжина консольної частини зразка, L_1 – загальна довжина зразка, b – довжина робочої частини, b_1 – відстань від торця зразка до кінця паза, t – товщина стінки, t_0 – товщина робочого перехийка, T – загальна товщина зразка, H – висота робочої частини зразка, H_1 – висота зразка у ділянці закріплення, h – довжина надрізу від лінії прикладання зусилля до його вершини, $2a$ – висота стінки, c – ширина надрізу, W – відстань від суцільного торця зразка до центра фіксувального отвору, D – діаметр фіксувального отвору.

Запропонований зразок у вигляді двотаврової балки має захватну і робочу частини. Остання має дві полицки, що з'єднані між собою стінкою. Посередині стінки у повздовжньому напрямку паралельно до полицок прорізано паз, який закінчується гострим надрізом, а на його продовженні виконано бокові V-подібні канавки з радіусом при вершині $\rho = 0,3$ мм. Потовщена частина зразка прямокутного перерізу служить для його закріплення захоплювачем установки.

Необхідно зазначити, що вершина гострого надрізу закінчується гострим концентратором з радіусом при вершині $R_1 \leq 0,3$. У випадках, коли зразки виготовляють з високоміцних твердих матеріалів, і таку операцію традиційними технологічними способами (фрезеруванням, шліфуванням) виконати неможливо, то надріз виконують електроіскровим методом.

Перевагами запропонованого зразка у порівнянні з відомими [27–46] є:

- експериментальний зразок виготовлений з одним боковим концентратором, на продовженні якого утворюється єдина краєва зсувна тріщина, що забезпечить повну симетричність навантаження відносно нейтральної лінії та значно підвищить точність необхідних вимірювань довжини тріщини для розрахунків швидкості РВТ;

- в зразку виконано напрямні канавки, що потоншують робочий переріз і забезпечують стабільний прямолінійний ріст втомної тріщини поперечного зсуву на значну довжину без її галуження і поворотів з подальшим руйнуванням за мішаним механізмом II + I;
- на берегах тріщини діють стискальні напруження нормальні до площини поширення зсувної тріщини (рис. 2.2), що зменшує ймовірність її розкриття з подальшим руйнуванням за мішаним механізмом II + I;
- зразок адаптований для його навантаження за знакозмінним синусоїдальним циклом за асиметрією $R = -1$, що забезпечує симетрію полів деформацій в зоні передруйнування (рис. 2.3);
- незначна глибина канавок в зразку забезпечить можливість вимірювання приросту довжини тріщини оптичними приладами, що дасть можливість точніше ідентифікувати положення її вершини;
- камертоноподібна форма і наявність полицок забезпечує стійкість зразка при деформуванні консольним згином і унеможливорює його перекосячи відкидаючи появу зміщень за механізмом III (повздовжній зсув) на берегах втомної тріщини;
- з розрахунку напружено-деформованого стану бездефектної балки за консольного згину слідує, що при навантаженні зразка нижче нейтральної лінії зразка в матеріалі виникають стискальні нормальні напруження, що зменшує можливість девіації тріщини згідно критерію [57].

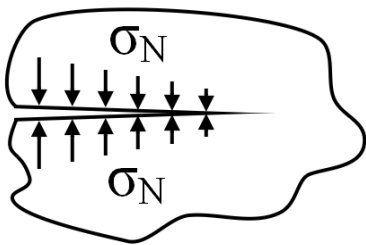


Рисунок 2.2 – Схема дії нормальних стискальних напружень на берегах тріщини.

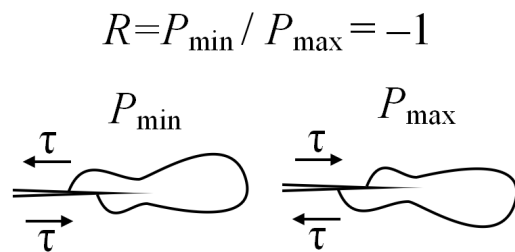


Рисунок 2.3 – Схема полів деформацій на продовженні тріщини за симетричного циклу навантаження.

Втомні випробування зразків з нормалізованої сталі 65Г показали можливість росту тріщини на продовженні гострого надрізу за умови $t_0 / t \leq 0,34$. В інших випадках відбувалося галуження тріщини (біфуркація) під кутом 45° або ж відхилення від напрямку продовження надрізу (девіація). Результати експериментів подано в табл. 2.1.

Таблиця 2.1

Поведінка тріщин при випробуванні зразків
з нормалізованої сталі 65Г поперечним зсувом

№ п/п	t_0 , мм	t_0 / t	Біфуркація тріщини	Девіація тріщини	РВТ на продовженні надрізу
1	3,0	0,94	+	—	—
2	3,2	1,00	+	—	—
3	2,1	0,66	—	+	—
4	0,7	0,22	—	—	+
5	1,1	0,34	—	—	+
6	1,0	0,31	—	—	+
7	1,6	0,5	—	+	—

2.2 Визначення максимальних зсувних напружень в бездефектному зразку

Розрахунок зсувних напружень τ в суцільному зразку проведено на основі відомої формули Журавського [58, 59] для консольного згину балки (рис. 2.4):

$$\tau(y) = \frac{QS(y)}{I_z b(y)}, \quad (2.1)$$

де Q – перерізувача сила, $S(y)$ – статичний момент відсіченої частини, I_z – момент інерції перерізу, $b(y)$ – ширина січення, y – відстань від нейтральної лінії до площини січення балки.

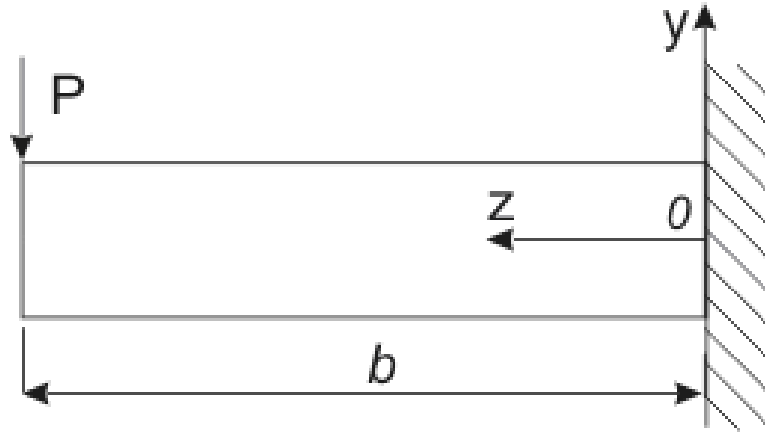


Рисунок 2.4 – Консольний згин бездефектної балки.

Максимальне дотичне напруження $\tau_{\max}$, що діє в площині $y = 0$, визначають як дотичне напруження у заданому поперечному січенні за умов плоского згину балки (рис. 4.2) за формулою:

$$\tau_{\max} = \frac{P}{t_0 \cdot H} \cdot f_0(\alpha, \varepsilon, \theta_0, \theta). \quad (2.2)$$

Тут введені такі позначення:

$$\alpha = a/H; \quad \varepsilon = e/H; \quad \theta_0 = t_0/T; \quad \theta = t/T, \quad (2.3)$$

$$f_0(\alpha, \varepsilon, \theta_0, \theta) = \frac{A_1(\alpha, \varepsilon, \theta_0, \theta) \cdot A_2(\alpha, \varepsilon, \theta_0, \theta)}{2 \cdot [B_1(\alpha, \varepsilon, \theta_0, \theta) + B_2(\alpha, \varepsilon, \theta)]}; \quad (2.4)$$

$$A_1(\alpha, \varepsilon, \theta_0, \theta) = 1 + 2\alpha \cdot (\theta - 1) - (\theta - \theta_0) \cdot \varepsilon / 2; \quad (2.5)$$

$$A_2(\alpha, \varepsilon, \theta_0, \theta) = \frac{(\theta - \theta_0) \cdot \varepsilon^2 / 3 + 4(1 - \theta) \cdot \alpha^2 - 1}{(\theta - \theta_0) \cdot \varepsilon + 4(1 - \theta) \cdot \alpha - 2}; \quad (2.6)$$

$$B_1(\alpha, \varepsilon, \theta_0, \theta) = \frac{(\theta^2 + 4\theta\theta_0 + \theta_0^2) \cdot \varepsilon^3 / 8}{9(\theta + \theta_0)} + \frac{\theta(\alpha - \varepsilon / 2)^3 - (\alpha - 1 / 2)^3}{3}; \quad (2.7)$$

$$B_2(\alpha, \varepsilon, \theta) = \theta \cdot (\alpha - \varepsilon / 2) \cdot (\alpha + \varepsilon / 2)^2 - (\alpha - 1 / 2) \cdot (\alpha + 1 / 2)^2. \quad (2.8)$$

На основі цього для визначення максимальних зсувних напружень $\tau_{\max}$ запропоновано відповідну розрахункову формулу:

$$\tau_{\max} = 1,34 \frac{P}{t_0 \cdot H}, \quad (2.9)$$

де P – зусилля згину, t_0 – товщина робочого перетину, H – висота робочої частини зразка.

Результати розрахунків зсувних напружень τ по висоті зразка (рис. 2.5а) показують, що такі напруження на нейтральній лінії суцільного зразка щонайменше в 3 рази перевищують напруження в його стінці і їх розподіл характеризується явно вираженим піком максимуму. В свою чергу схематичний розподіл розтягальних напружень σ показує (рис. 2.5б), що такі на нейтральній лінії відсутні.

Таким чином, знакозмінні зсувні напруження τ під час циклічного навантаження зразка реверсивним консольним згином за асиметрії $R = -1$ формують на продовженні гострого надрізу зону передруйнування, а відтак зумовлюють РВТ (рис. 2.6) в напрямку максимальних зсувних напружень.

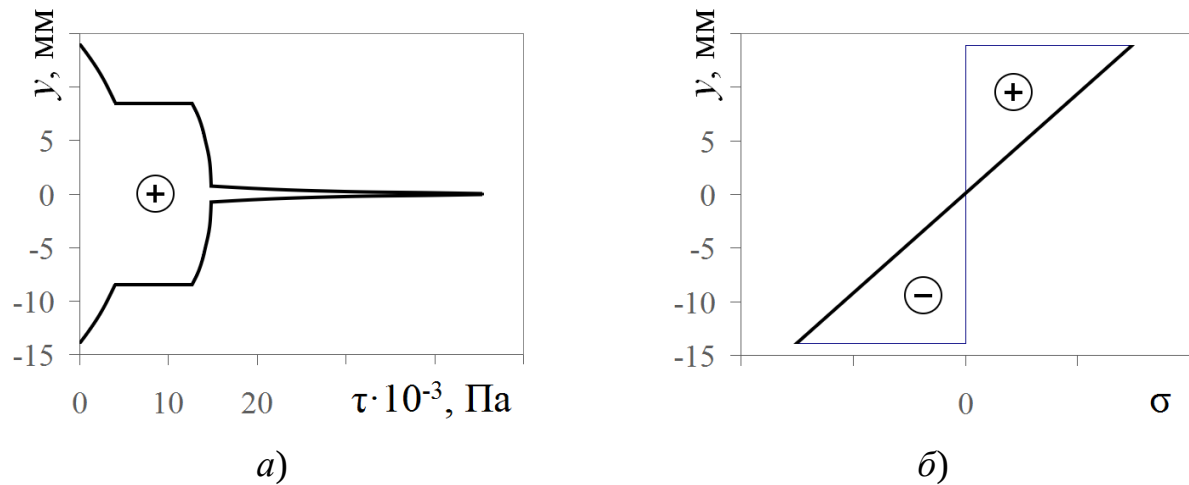


Рисунок 2.5 – Розподіл зсувних (а) та нормальних (б) напружень в суцільному зразку за консольного згину зусиллям 1 Н.

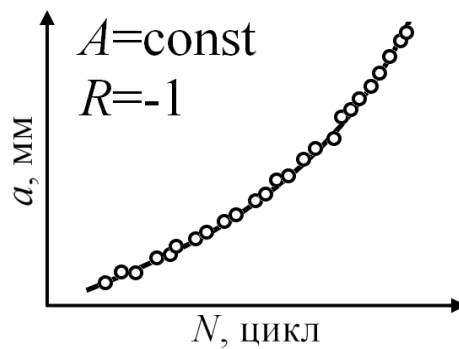


Рисунок 2.6 – Схематична залежність довжини тріщини від кількості циклів навантаження.

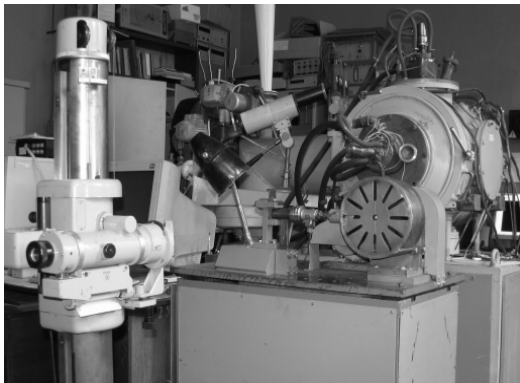
2.3 Установка для втомних випробувань зразка реверсивним консольним згином

Для випробування зразків сконструйовано та виготовлено установку [7] з електро-механічним приводом (рис. 2.7), яка реалізує жорстке навантаження запропонованого зразка.

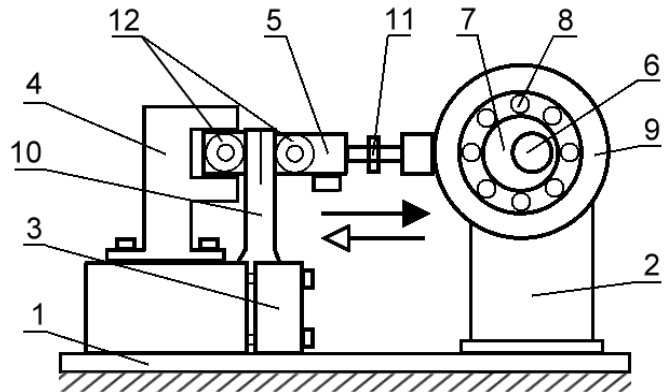
Установка складається з опорної плити 1, на якій встановлено підшипникову опору 2 з приводом від електродвигуна, захоплювач зразка 3 та фіксатор 4 динамометричної тяги 5. На валу 6 підшипникової опори для

регулювання амплітуди навантаження встановлено змінний ексцентрик 7, який через підшипник 8 з'єднано з шатуном 9. Шатун через динамометричну тягу передає коливні рухи від ексцентрика на вільний кінець зразка 10. Довжину динамометричної тяги регулюють різьбовою шпилькою 11. Навантаження зразка із заданою асиметрією циклу здійснюють через підшипники 12.

Характеристики та параметри установки подано в табл. 2.2.



а)



б)

Рисунок 2.7 – Загальний вигляд (а) та конструктивна схема (б) установки для втомних випробувань зразків за поперечного зсуву:

1 – опорна плита, 2 – підшипникова опора, 3 – захоплювач зразка, 4 – фіксатор, 5 – динамометрична тяга, 6 – вал підшипникової опори, 7 – змінний ексцентрик, 8, 12 – підшипники, 9 – шатун, 10 – зразок, 11 – різьбова шпилька.

Таблиця 2.2

Параметри випробувальної установки

Максимальна амплітуда навантаження, мм	8
Максимальне зусилля навантаження, кг	2600
Діапазон асиметрій циклу навантаження	-1...1
Частота навантаження, Гц	12
Споживча потужність, кВт	1,1
Напруга живлення, В	380
Габарити в плані, мм	750 × 500 × 1080

2.4 Інформаційно-вимірювальна система для реєстрації експериментальних даних

Для реєстрації та відбору даних під час проведення експериментів створено спеціальну ІВС.

Ця ІВС виконує такі функції:

- відбір і підсилення сигналів з тензодавачів динамометра та одноконсольного давача амплітуди навантаження;
- перетворення вихідних сигналів за допомогою АЦП;
- введення цифрових сигналів у пам'ять персонального комп'ютера;
- часова розгортка вихідних сигналів у графічній та табличній формі на екрані персонального комп'ютера.

Блок ІВС (рис. 2.8) складається з динамометра (6) та одноконсольного давача (8) з мостовими схемами для вимірювання сили та переміщень, широкопasmових підсилювачів (10, 11), блока живлення (9), АЦП (12), персонального комп'ютера і принтера (13, 14), програмного забезпечення (15).

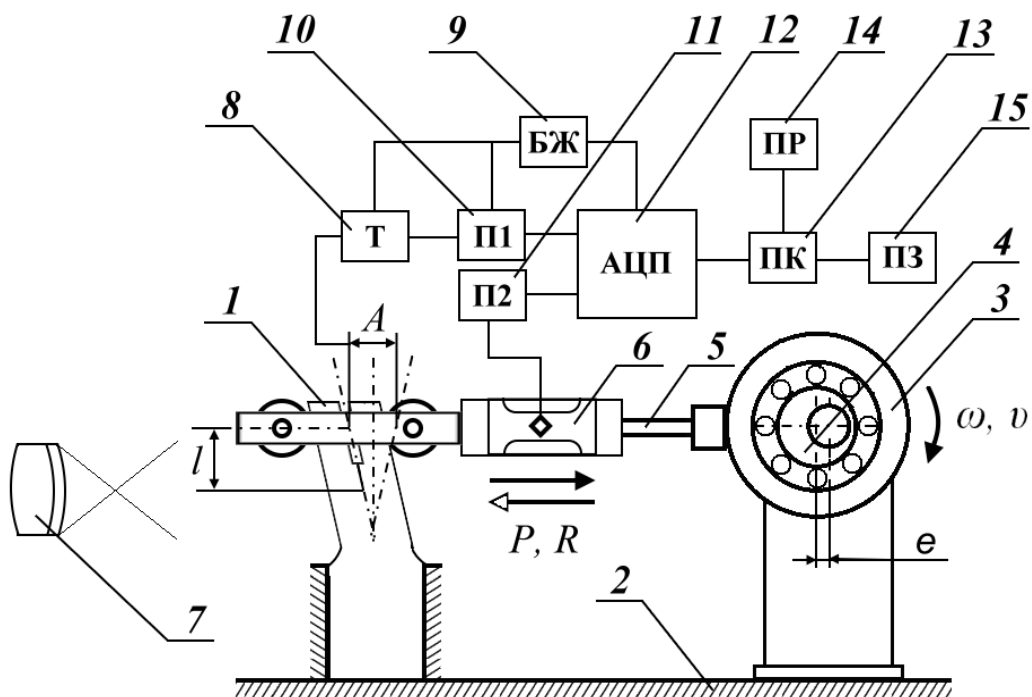


Рисунок 2.8 – Блок-схема ІВС.

Під час проведення експерименту зразок 1 навантажують консольним згином зусиллями $P_{\max}$ і $P_{\min}$ з асиметрією $R=-1$ динамометричною тягою (динамометром сили) 5, 6. Амплітуду задають зміною ексцентриситету ексцентрика 4, а контролюють її одноконсольним давачем 8 тензорезисторного типу. Необхідну частоту навантаження задають параметрами електродвигуна 3. Підростання тріщини на кожному етапі досліджень вимірюють катетометром 7, а відповідну кількість циклів навантаження визначають за допомогою індуктивного давача. Деформування вимірювальних елементів установки (динамометра 6 та одноконсольного давача переміщень 8) розбалансовує тензомости, які розміщені на них. Напругу розбалансування сигналу, пропорційну деформаціям елементів, подають на широкосмугові підсилювачі 10, 11. Підсилені та синхронізовані у часі сигнали поступають з виходів підсилювачів на входи АЦП 12 ІВС для подальшого їх оброблення. Нагромаджену інформацію АЦП передає у пам'ять персонального комп'ютера 13. На ІВС подають напругу ± 5 В, ± 8 В від блока живлення 9. Широкосмуговий підсилювач забезпечує підсилення у смузі частот від 0 до 1 кГц. Коефіцієнт підсилення становить 100, 250, 500. У ІВС використовують АЦП Е-440 з частотою реєстрації сигналів 400 кГц. Час дискретизації вхідних сигналів при цьому становить 2,5 мкс.

Схему градування динамометра сили зображено на (рис. 2.9). Така схема повторює роботу динамометра в установці при циклічному навантаженні зразка за знакозмінним циклом. На робочій частині 1 динамометра 4 для вимірювання зусилля наклеєно тензорезистори $T1-T4$ (опір: 200 Ом, база: 5...10 мм) 2, які з'єднано за мостовою схемою у повний міст. Балансують схему змінними резисторами $R1...R3$. На робочому столі 3 універсальної випробувальної машини встановлюють динамометр 4, навантажують його зусиллям розтягу (стиску) P і контролюють зусилля за шкалою машини. Максимальне зусилля для навантаження динамометра визначають із залежності $P_{\max} = 0,5\sigma_{0.2}S$, де $\sigma_{0.2}$ – напруження текучості матеріалу динамометра, S – площа поперечного перерізу робочої частини динамометра.

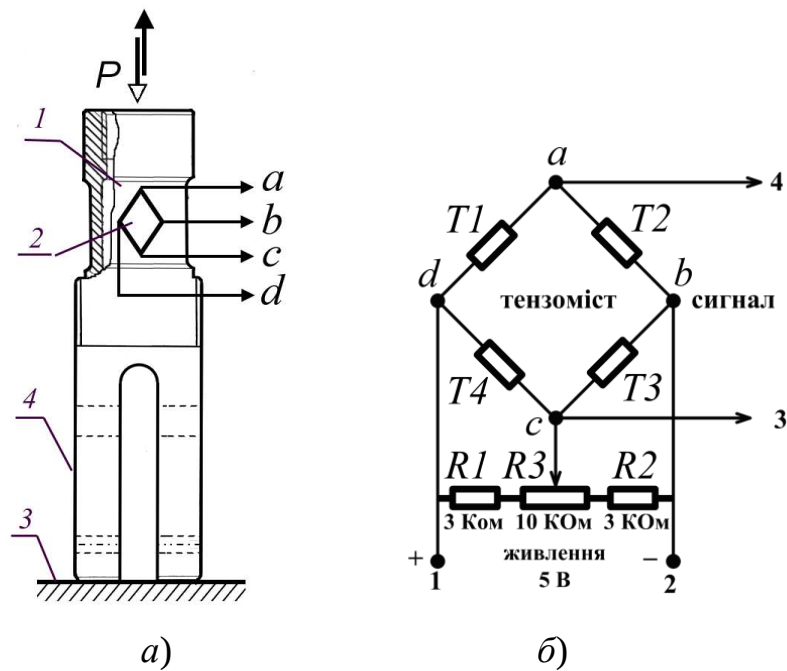


Рисунок 2.9 – Схема градуювання динамометра (а) та мостова схема з'єднання тензорезисторів (б).

При навантажуванні динамометра силою P міст розбалансовується і виникає напруга розбалансування ΔU , яка пропорційно пов'язана з деформацією його робочої частини. За залежністю $P-\Delta U$ визначають зусилля навантаження під час роботи динамометра сили.

Градування консольного давача деформацій для вимірювання сигналів розбалансу тензомоста при вимірюванні амплітуди навантажень здійснюють у спеціальному пристосуванні (рис. 2.10). Такий спосіб градування відповідає схемі вимірювання амплітуди навантаження за консольного згину балкового зразка двотаврового перерізу. Це пристосування складається з основи, на якій встановлені опори 2 з поперечиною. Мікрометричним гвинтом 4 навантажують встановлений на столі 3 тензодавач 1 з наклеєними за мостовою схемою тензорезисторами $T1...T4$ (опір: 200 Ом, база: 5...10 мм). При прогині консолі тензодавача виникає напруга розбалансування ΔU моста, яка пропорційно зв'язана з переміщенням гвинта.

Сигнал розбалансування моста подають на вхід ІВС для визначення амплітуди навантаження. За побудованою діаграмою часової залежності

амплітуди навантаження контролюють її зміну під час експериментальних досліджень.

Робочий діапазон зміщень Δ тензодавача визначають за формулою:

$$\Delta = \frac{0,4\sigma_{0,2}M^2}{E\omega}, \quad (2.10)$$

де $\sigma_{0,2}$, E – границя текучості та модуль пружності матеріалу консольного елемента тензодавача; ω , M – товщина та довжина консолі відповідно.

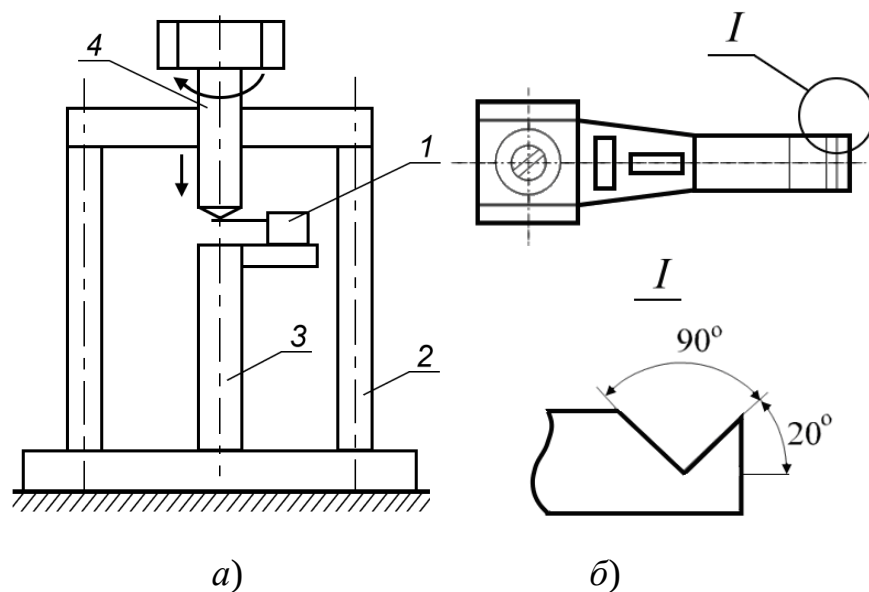


Рисунок 2.10 – Схема пристрою для градуювання тензодавача (а) та конструкція тензодавача (б).

2.5 Особливості зародження та поширення втомної тріщини за поперечного зсуву

Втомні випробування зразків з модельної сталі (сталь 65Г, гартування з 820°C в оливу, відпуск 500°C 1 год, $\sigma_b = 1320\text{ МПа}$) показали зародження та стабільний РВТ в напрямку максимальних зсувних напружень (рис. 2.11).

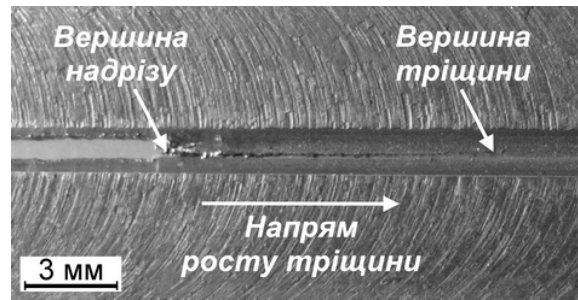
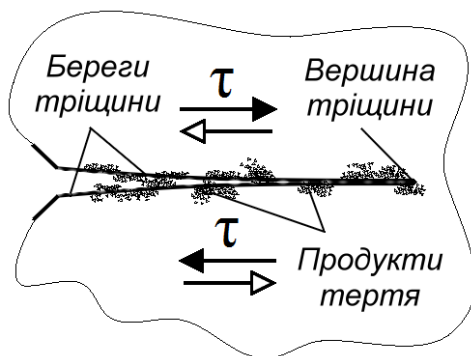
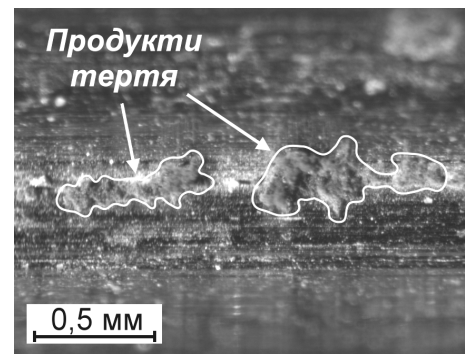


Рисунок 2.11 – Втомна тріщина довжиною $a=11,5$ мм утворена циклічним поперечним зсувом.

Внаслідок постійного контакту берегів тріщини за зсуву відбувається їхнє взаємне зношування, а на поверхні канавок біля ділянки контакту виділяються продукти тертя у вигляді дисперсного порошку (рис. 2.12).



а)



б)

Рисунок 2.12 – Схема зсуву (а) та продукти тертя (б) берегів тріщини.

За результатами рентгенофазового аналізу цього порошку ідентифіковано оксиди заліза та виявлено невідомі (метастабільні) фази (рис. 2.13).

Через таке абразивне тонування відбувається притирання поверхонь берегів тріщини та втрата маси. Тому, при повному розвантаженні зразка ($P = 0$) береги тріщини розходяться, а між ними утворюється деякий зазор, який для довгої тріщини може складати 0,15...0,2 мм. При навантаженні зразка верхній берег тріщини наближається до нижнього аж до їх повного контакту, а зазор між берегами зникає. Для тріщин нормального відриву при випробуваннях стандартних зразків циклічним розтягом таких процесів

взаємодії берегів не спостерігають [12]. Тріщини розкриваються, коли $P > P_{\text{орен}} > 0$ і закриваються (зазор між берегами відсутній) коли $P < P_{\text{орен}}$.

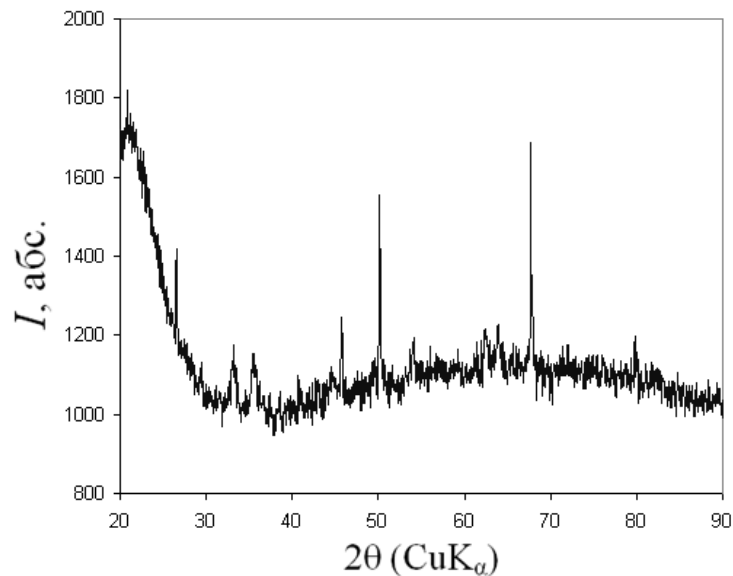


Рисунок 2.13 – Дифрактограма продуктів ТБТ.

На основі фрактографічного аналізу зламів зразків встановлено, що втомне руйнування відбувається за рахунок зсувів матеріалу, внаслідок чого утворюються площини гладкого розшарування і так звані “язики зрізу” (рис. 2.11), тоді як за циклічного розтягу зразків (за нормального відриву) утворюються ямки або відкольні фасетки [12, 60].

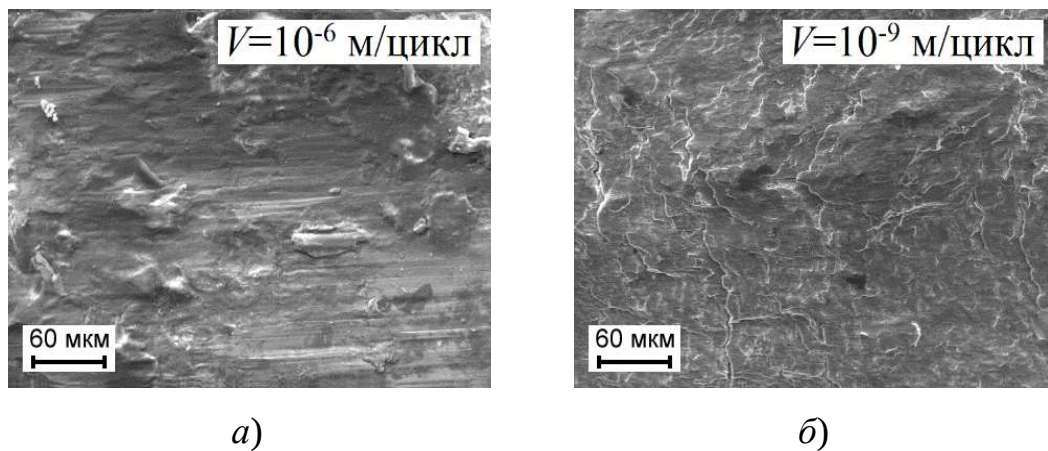


Рисунок 2.14 – Фрактографія зламів за низьких (а) та високих (б) швидкостей РВТ за поперечного зсуву.

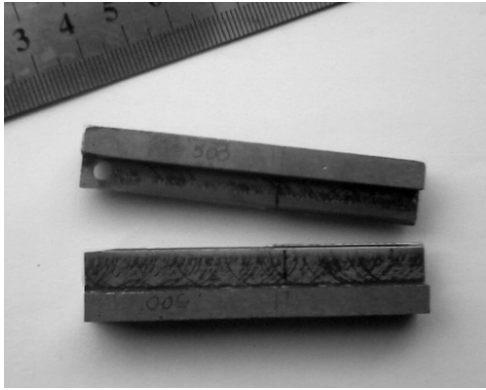
За низьких швидкостей РВТ V , близьких до 10^{-9} м / цикл язики зрізу виникають доволі часто, в той час як за високих швидкостей ($V = 10^{-6}$ м / цикл) домінують площини гладкого розшарування.

2.6 Експериментальне визначення коефіцієнта тертя берегів тріщини в зразку

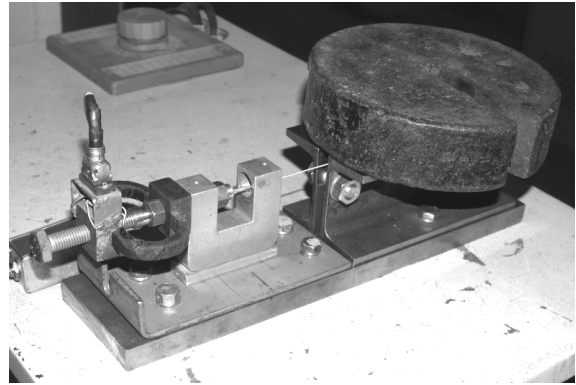
Оскільки береги втомної тріщини за зсуву піддаються інтенсивному тертю, то для коректного визначення НДС зразка з тріщиною, необхідним є знати коефіцієнт ТБТ f_c . Для цього запропоновано оригінальний експериментальний спосіб. Він полягає у наступному. Втомне руйнування зразків за поперечного зсуву проводять в діапазоні швидкостей РВТ $V = 5 \cdot 10^{-8} \dots 5 \cdot 10^{-7}$ м / цикл до відносної довжини тріщини $l / b \geq 0,8$. Далі із зруйнованих зразків вирізають фрагменти довжиною 70 мм кожен, що містять береги втомної тріщини (рис. 2.15а), та випробовували їх як пару тертя за законом Кулона–Амонтона, використовуючи спеціальний пристрій (рис. 2.15б, 2.16). Один фрагмент зразка затискали захоплювачами, які кріпляться до опорної плити, а другий, що з отвором у стінці встановлюють поверх першого так, аби забезпечити їх повний взаємний контакт по всій поверхні втомного зламу. Далі верхній фрагмент навантажують тягарцями вагою 2...30 кг та зсувають його прикладеним до отвору зусиллям F . При цьому, динамометром та АЦП Е-440 із програмним забезпеченням PowerGraph 3.3.8 [61] реєструють зміну зусилля в часі на персональному комп'ютері. З отриманих залежностей “час t – зусилля F ” визначають критичне значення зусилля F , за якого відбувається зсув верхнього фрагмента зразка відносно нижнього. Знаючи зусилля притиску P_N та зусилля зсуву обчислювали коефіцієнт ТБТ f_c за формулою:

$$f_c = \frac{F}{P_N}, \quad (2.11)$$

де F – зусилля зсуву, P_N – зусилля притиску.



а)



б)

Рисунок 2.15 – Фрагменти зразка (а), загальний вигляд пристрою (б) для визначення коефіцієнта ТБТ.

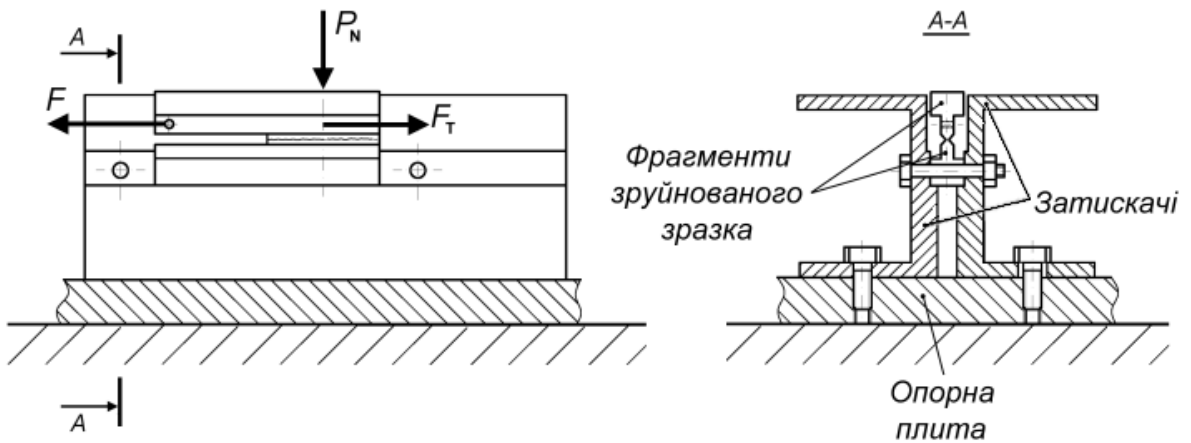


Рисунок 2.16 – Конструктивна схема пристрою для визначення коефіцієнта ТБТ.

Для кожного зусилля притиску P_N за кількома випробуваннями встановлювали величину f_c , приймаючи його усереднене значення за характеристичний коефіцієнт ТБТ для конкретного матеріалу.

Використовуючи вищеописаний спосіб, встановлено, що для модельної сталі $f_c = 0,72$, що в 3...4 рази більше за коефіцієнт тертя, визначений на гладких полірованих поверхнях за стандартними методиками [62, 63].

Висновки до розділу 2

1. Розроблено конструкцію нового зразка у формі двотаврової балки з боковими поздовжніми V-подібними канавками і краєвим надрізом та силову схему його навантаження для дослідження кінетики поширення втомної тріщини та визначення характеристик циклічної тріщиностійкості сталей за поперечного зсуву.
2. На основі аналізу напружено-деформованого стану бездефектного зразка за консольного згину, розрахованого з використанням формули Журавського, запропоновано простий аналітичний вираз для визначення максимальних зсувних напружень.
3. Сконструйовано та виготовлено установку для циклічного навантаження запропонованого зразка симетричним циклом та інформаційно-вимірювальну систему для реєстрації експериментальних даних під час втомних випробувань.
4. Запропоновано та апробовано експериментальний спосіб визначення коефіцієнта тертя берегів тріщини утвореної циклічним поперечним зсувом та встановлено, що цей коефіцієнт для сталі 65Г термообробленої гартуванням та середнім відпуском в 3...4 рази більший за коефіцієнт тертя визначений стандартними методиками на гладких поверхнях.

РОЗДІЛ 3

РОЗРАХУНОК КОЕФІЦІЄНТА ІНТЕНСИВНОСТІ НАПРУЖЕНЬ K_{II} В БАЛКОВОМУ ЗРАЗКУ З КРАЄВОЮ ТРІЩИНОЮ ЗА КОНСОЛЬНОГО ЗГИНУ

3.1 Визначення коефіцієнта інтенсивності напружень K_{II} за допомогою методу скінченних елементів

3.1.1 Алгоритм визначення коефіцієнта інтенсивності напружень на основі переміщень в околі вершини тріщини

На сьогодні МСЕ є надзвичайно поширений числовий метод розв’язування задач з визначення КІН в тілах з тріщинами та визначення НДС біля тріщиноподібних дефектів [64–70]. Висока популярність методу скінченних елементів в більшості пояснюється наступними моментами. Сам по собі скінченний елемент представляє абстрактний об’єкт, який зрозумілий як звичайному інженеру, так і висококваліфікованому науковцю. Природність механістичної інтерпретації МСЕ дозволяє будувати розрахункові моделі, виходячи з фізичної постановки задачі, а також забезпечує можливість виявленню помилок на будь-якому етапі процесу обчислення. З іншого боку, різницева суть МСЕ робить можливим проведення обширного математичного аналізу розрахункових моделей, оцінювання похибок і збіжності результатів загалом.

Суть МСЕ при визначенні КІН в тілах полягає в створенні геометричної моделі з певними фізико-механічними характеристиками, розбитті її на скінченні елементи зі згущенням їх до вершини тріщини та визначенні розподілу деформацій і напружень на продовженні тріщини через аналіз зміщення вузлів в елементах, які оточують вершину тріщини.

Розглянемо основи підходу до визначення коефіцієнтів інтенсивності напружень зі застосуванням МСЕ, який базується на основі аналізу полів переміщень.

Загальновідомим є те, що найбільш придатними для обчислень коефіцієнта інтенсивності напружень є вироджені ізопараметричні елементи, особливістю яких є наявність проміжних зсунутих на четверть їх сторони вузлів (рис. 3.1). Було встановлено [71, 72], що коли проміжний вузол ізопараметричного квадратичного елемента зсунути на четверть довжини сторони елемента по напрямку до вершини тріщини, то розподіл переміщень вздовж цієї сторони можна представити так

$$u_i = C_1 + C_2\sqrt{r} + C_3r, \quad (3.1)$$

де r – координата, яка відраховується від вершини тріщини, C_1, C_2, C_3 – незалежні константи.

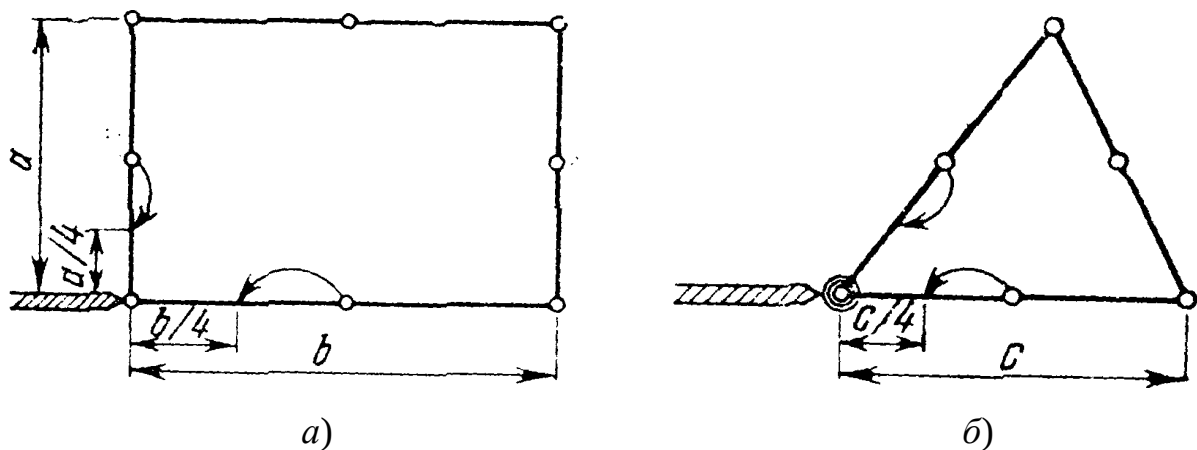


Рисунок 3.1 – Схема зсуву вузлів на четверть довжини сторони при моделюванні сингулярності напружень біля вершини тріщини (а) і вигляд виродженого квадратичного елемента (б).

Саме така функція переміщень правильно моделює поле напружень біля вершини тріщини. Для моделювання розподілу напружень з сингулярним характером на ділянці, яку займає певний елемент, як зазначалося вище, виконують певні модифікації. Для цього зсувають проміжкові вузли на сторонах елементів, що прилягають до вершини тріщини (рис. 3.1а). Завдяки такому модифікуванню у вершині тріщини визначник матриці Якобі стає рівним нулю. Слід зазначити, що це дозволяє не вносити ніяких змін в алгоритм обчислення переміщень вузлів при розбитті на скінченні елементи, бо при інтегруванні обернення матриці проводиться в точках всередині скінченного елемента.

Було показано [73], що вироджені квадратичні елементи зі зсунутими вузлами (рис. 3.1б) дають кращі результати, ніж аналогічні чотириохкутні елементи (рис. 3.1а). Модифіковані таким чином елементи повністю сумісні з звичайними квадратичними елементами. Для таких елементів аналогічно як для звичайних справедливими є всі теореми про збіжність розв'язків. Суттєвою перевагою є також те, що при обчисленні матриць жорсткості сингулярних елементів не потрібно якихось спеціальних макросів чи підпрограм. Схематично розбиття на скінченні елементи ділянки в околі вершини тріщини має полігональний вигляд (рис. 3.2).

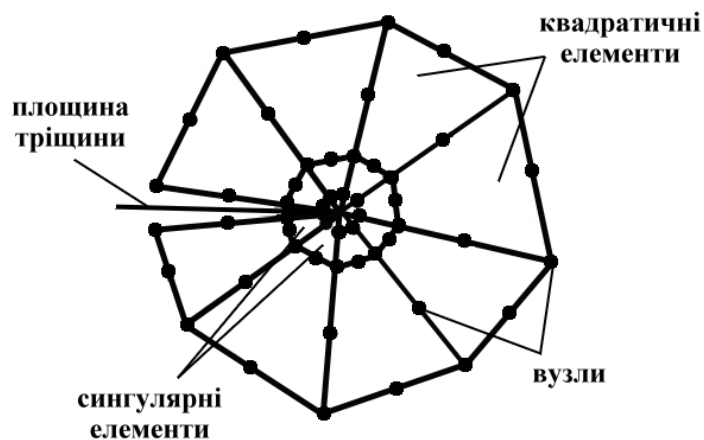


Рисунок 3.2 – Схеми розбиття на скінченні елементи біля вершини тріщини.

Якщо прийняти, що тіло піддано деяким зовнішнім навантаженням, то розподіл переміщень в малому околі вершини тріщини буде описуватися наступними виразами:

$$\begin{aligned}
 u_1 &= \frac{K_I}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[(2\kappa - 1) \cos \frac{\theta}{2} - \cos \frac{3\theta}{2} \right] - \frac{K_{II}}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[(2\kappa + 3) \sin \frac{\theta}{2} + \sin \frac{3\theta}{2} \right] + O(1), \\
 u_2 &= \frac{K_I}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[(2\kappa - 1) \sin \frac{\theta}{2} - \sin \frac{3\theta}{2} \right] - \frac{K_{II}}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[(2\kappa + 3) \cos \frac{\theta}{2} + \cos \frac{3\theta}{2} \right] + O(1), \\
 u_3 &= \frac{K_{III}}{G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} + O(1),
 \end{aligned} \tag{3.2}$$

де u_1, u_2, u_3 – переміщення в локальній декартовій системі координат (рис. 3.3); $\kappa = 3 - 4\nu$ для плоскої деформації і осесиметричного випадку і $\kappa = (3 - \nu)/(1 + \nu)$ для плоского напруженого стану; G - модуль зсуву; ν - коефіцієнт Пуассона.

При $\theta = \pm 180^\circ$ вирази (3.2) набувають вигляду:

$$\begin{aligned}
 u_1 &= \frac{K_{II}}{2G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} (1 + k), \\
 u_2 &= \frac{K_I}{2G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} (1 + k), \\
 u_3 &= \frac{K_{III}}{G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}}.
 \end{aligned} \tag{3.3}$$

Для часткового випадку, коли має місце симетрія відносно площини тріщини (рис. 3.4), отримаємо:

$$K_I = \sqrt{2\pi} \frac{G}{1+\kappa} \frac{u_2}{\sqrt{r}},$$

$$K_{II} = \sqrt{2\pi} \frac{G}{1+\kappa} \frac{u_1}{\sqrt{r}}, \quad (3.4)$$

$$K_{III} = 2\sqrt{2\pi} G \frac{u_3}{\sqrt{r}}.$$

Для несиметричного випадку (рис. 3.5) отримаємо:

$$K_I = \sqrt{2\pi} \frac{G}{1+\kappa} \frac{\Delta u_2}{\sqrt{r}},$$

$$K_{II} = \sqrt{2\pi} \frac{G}{1+\kappa} \frac{\Delta u_1}{\sqrt{r}}, \quad (3.5)$$

$$K_{III} = 2\sqrt{2\pi} G \frac{\Delta u_3}{\sqrt{r}}.$$

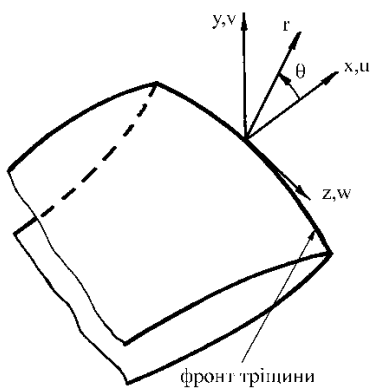


Рисунок 3.3 – Локальна система координат для вершини тріщини.

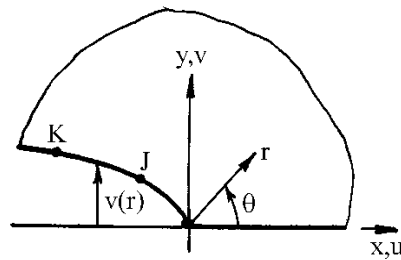


Рисунок 3.4 – Схема визначення КІН для симетричної моделі тріщини.

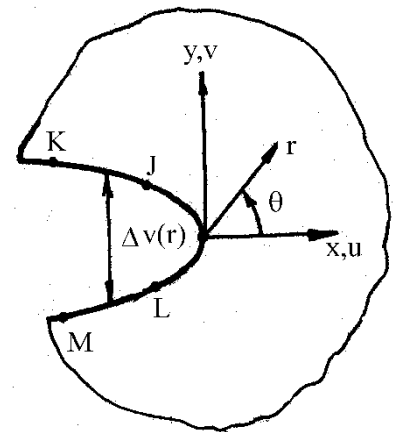


Рисунок 3.5 – Схема визначення КІН для повної моделі тріщини.

Алгоритми розв'язків для КІН згідно формул (3.4)–(3.5) для різних макромеханізмів деформування, а також для симетричної та повної постановки задачі будуть подібними, тому проілюструємо їх для випадку нормального відриву. Нехай $u_2/\sqrt{r} = A + Br$, тоді $\lim_{r \rightarrow 0} (u_2/\sqrt{r}) = A$ і відповідно на основі переміщень у точках K і J (рис. 3.5) одержимо:

$$K_I = \sqrt{2\pi} \frac{2GA}{1+k} \quad (3.6)$$

Подібні формули для визначення КІН для одноплощинного випадку деформування запропоновані в роботі [73]:

$$K_I = \sqrt{\frac{2\pi}{l}} \frac{G}{(k+1)} [4(u'_a - u'_d) - (u'_b - u'_c)],$$

$$K_{II} = \sqrt{\frac{2\pi}{l}} \frac{G}{(k+1)} [4(v'_a - v'_d) - (v'_b - v'_c)], \quad (3.7)$$

де l – розмір елемента, а $u'_a \dots u'_d$ та $v'_a \dots v'_d$ – зміщення вузлів $A \dots D$ по осі ординат та абсцис відповідно (див. рис. 3.6).

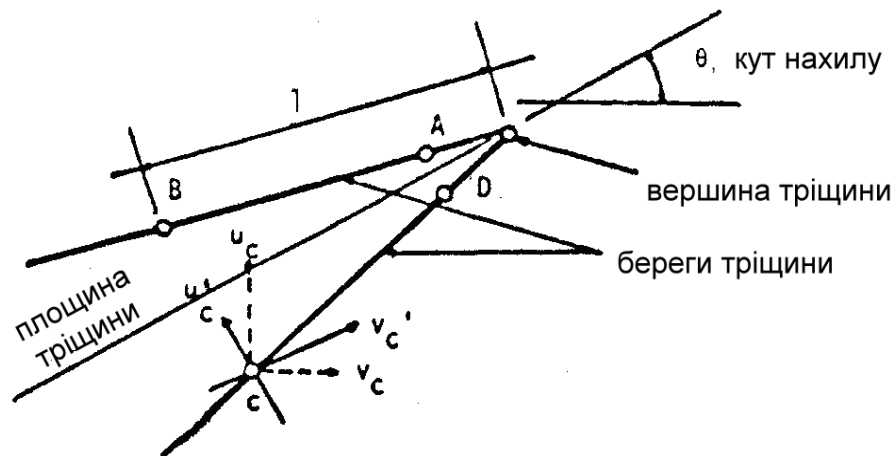


Рисунок 3.6 – Схема визначення параметрів для формул (3.7).

В роботі [74] запропоновано наступні формули для визначення КІН для випадку тривимірного деформування тіла з тріщиною:

$$\begin{aligned} K_I &= \frac{2\mu\sqrt{\pi/2l}}{\chi+1} [(4v_2 - v_4) - (4v_1 - v_3)], \\ K_{II} &= \frac{2\mu\sqrt{\pi/2l}}{\chi+1} [(4u_2 - u_4) - (4u_1 - u_3)], \\ K_{III} &= \frac{\mu\sqrt{\pi/2l}}{4} [(4w_2 - w_4) - (4w_1 - w_3)]. \end{aligned} \quad (3.8)$$

Тут μ – модуль зсуву, $v_1 \dots v_4$ – зміщення розрахункових вузлів з відповідними номерами за розтягу тріщини, $u_1 \dots u_4$ – зміщення розрахункових вузлів з відповідними номерами за поперечного зсуву тріщини, $w_1 \dots w_4$ – зміщення розрахункових вузлів з відповідними номерами за повздовжнього зсуву тріщини.

До прямих методів відносяться також такі, в яких КІН та деякі інші параметри, які характеризують НДС біля вістря тріщини, включаються в систему рівнянь рівноваги тіла як невідомі. Як приклад реалізації такого підходу може послужити метод запропонований в роботі [75]. В ньому асимптотичні формули використовують в границях кола невеликого радіуса, описаного навколо вершини тріщини, а решта тіла дискретизується звичайними скінченими елементами. Для вузлів, що лежать на колі, задаються спеціальні граничні умови, а в число невідомих входять коефіцієнти інтенсивності напружень і величини, що характеризують переміщення і поворот вершини тріщини.

При застосуванні прямих методів для розрахунків коефіцієнтів інтенсивності напружень великий вплив на точність та збіжність результатів має правильність геометрії скінченно-елементної сітки. Для цього в роботі [76] подають наступні рекомендації для створення скінченно-елементної сітки:

- у всій повноті моделі відношення довжини сторони будь-якого елемента до ширини його сторони не повинно перевищувати 50;
- розміри елементів, незалежно від їх геометричної форми, мають плавно зменшуватися в напрямку від умовних країв моделі до вершини тріщини;
- елементи навколо фронту тріщини мають бути набагато меншими за розмір тріщини і для простих елементів їх оптимальний характерний повинен бути рівним $1/200$ довжини тріщини.

3.1.2 Побудова тривимірної моделі зразка з тріщиною

Оскільки запропонований зразок (див. рис. 2.1) для дослідження циклічної тріщиностійкості металічних матеріалів має складну геометричну конфігурацію, то для коректного визначення КІН K_{II} створено тривимірну модель зразка (рис. 3.7), яка повністю відтворює його геометрію, а саме: полички, стінку, краєвий надріз, бокові канавки, перехідну камертоноподібну та захватну частини, а також контакт та тертя берегів тріщини.

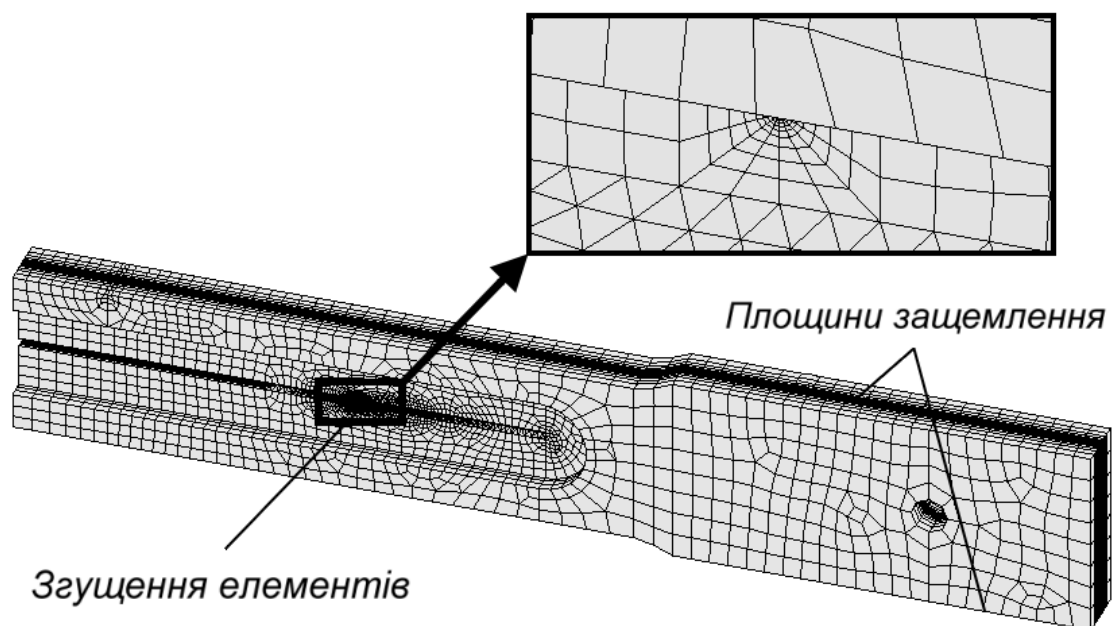


Рисунок 3.7 – Тривимірна модель зразка з краєвою тріщиною.

Для побудови такої моделі МСЕ з абсолютними розмірами: $L_1 = 180,0$ мм; $H_1 = 32,0$ мм; $r = 20,0$ мм; $L = 110,2$ мм; $W = 27,0$ мм; $D = 6,0$ мм; $H = 27,8$ мм; $T = 9,6$ мм; $b_1 = 87,8$ мм; $b = 72,0$ мм; $2d = 15,9$ мм; $c = 1,4$ мм; $t = 3,2$ мм; $t_0 = 1,1$ мм; $h = 25,2$ мм (див. рис. 2.1) використали 20-ти вузлові паралелепіпедні, 13-ти вузлові пірамідальні, 15-ти вузлові призматичні тривимірні елементи, а для забезпечення контакту берегів тріщини – 8-ми вузлові плоскі контактні елементи (рис. 3.8). Загальна кількість тривимірних елементів в моделі становила близько $42 \cdot 10^3$.

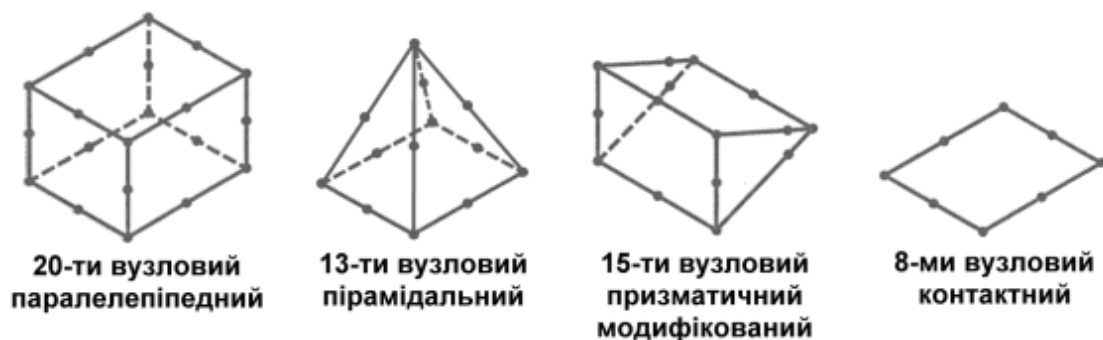


Рисунок 3.8 – Скінченні елементи, використані при побудові тривимірної моделі зразка.

Для матеріалу моделі задавали модуль Юнга $E=210$ ГПа та коефіцієнт Пуассона $\mu=0,3$. Ці характеристики відповідають характеристикам сталей. Статичне навантаження моделі за умови такої деформації здійснювали за схемою консольного згину розподіленим зусиллям в 1 Н по площадці на верхній полиці її вільного кінця (рис. 3.9а) при защемленій захватній частині. Слід зазначити, що для правильної передачі зусилля від площадки навантаження в глибину об'єму полицки зразка було виконано згущення елементів в напрямку від основного об'єму до площадки навантаження.

З метою створення об'єму навколо вершини тріщини будували деякий елементарний фрагмент (рис. 3.9б) у вигляді циліндра, основою якого є полігон з 16-ма вершинами, а твірною – є лінія фронту тріщини. Починаючи від твірної елементи в напрямку стінок циліндра збільшують свій розмір. Необхідно

зазначити, що по твірній циліндра (по фронту тріщини) створено 8 шарів елементів, що є оптимальним при характерному розмірі призматичних елементів $e = 12,5$ мкм (рис. 3.10).

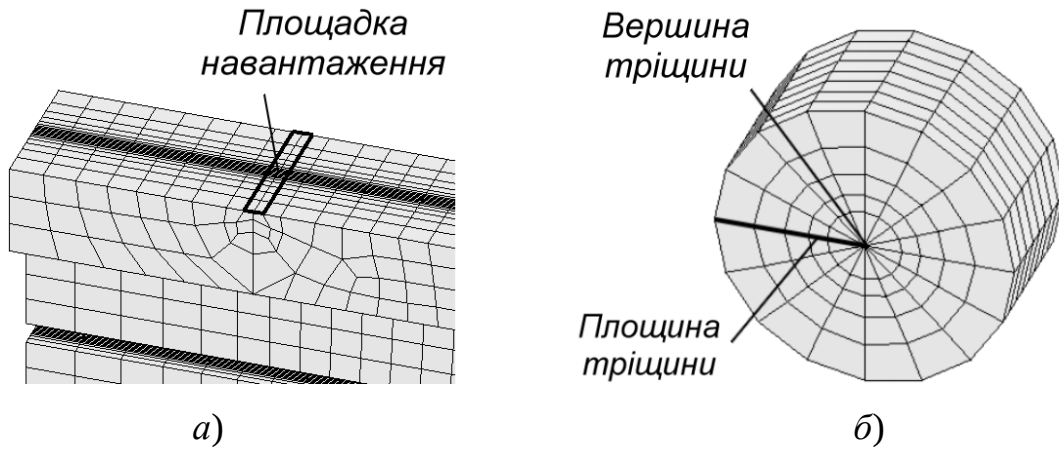


Рисунок 3.9 – Моделювання площадки для прикладання розподіленого зусилля при навантаженні моделі (а) та об'єму в околі вершини тріщини (б).

Після здеформування моделі зовнішнім навантаженням знаходили переміщення вузлів (№1...4) у призматичних елементах, що прилягають до площини і фронту тріщини та характеризуються, як зазначалося вище розміром $e = 12,5$ мкм (рис. 3.10).

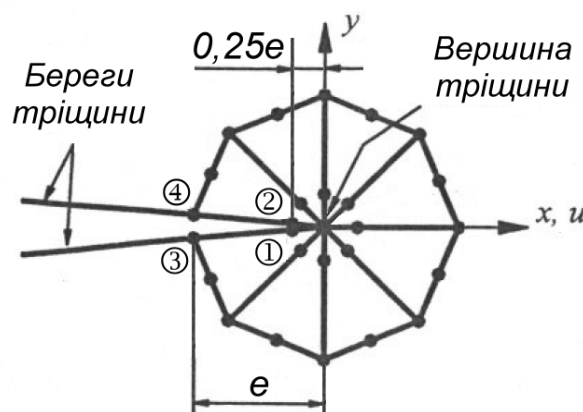


Рисунок 3.10 – Схема вибору вузлів для визначення зсуву берегів тріщини.

Оскільки за поперечного зсуву фронт тріщини є увігнутий в напрямку гострого надрізу (рис. 3.11а) на відміну від нормального відриву, коли фронт

увігнутий в напрямку РВТ (рис. 3.11б), що було констатовано в роботі [77] то має сенс визначати переміщення вузлів (для наступного обчислення КІН K_{II}) в площині між 4-м та 5-м шарами призматичних елементів в центрі фронту тріщини, тобто там, де переміщення будуть найменшими, що забезпечить запас міцності (при оцінюванні кінетики РВТ руйнування відбуватиметься відповідно за найменших значень КІН K_{II}).

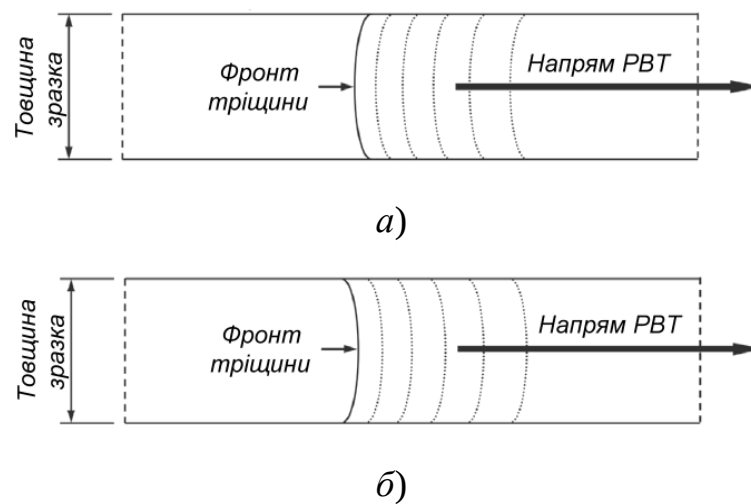


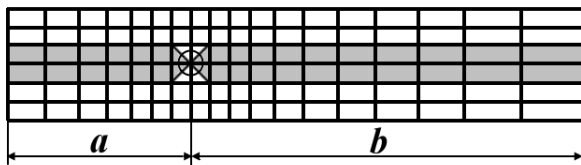
Рисунок 3.11 – Форма фронту втомної тріщини за поперечного зсуву (а) та нормального відриву (б) [77].

Модель адаптована для визначення КІН K_{II} в широкому діапазоні довжин тріщини. З метою підвищення точності обчислень при моделюванні площини тріщини та нетто-перерізу зразка на її продовженні розроблено та застосовано оригінальний алгоритм зміни довжини тріщини без зміни заданої кількості елементів в моделі. Суть алгоритму полягає в тому, що кількість елементів прилеглих до берегів тріщини n_a вибирається за деякою лінійною функцією від довжини тріщини: $n_a = f(a)$, а кількість елементів на продовженні тріщини n_b за аналогічною функцією $n_b = f(b)$. Оскільки, збільшення довжини тріщини a призводить до зменшення довжини на продовженні тріщини b , то збільшення n_a призводить відповідно до закономірного зменшення n_b і навпаки. В свою чергу загальна кількість елементів в моделі n_{model} залишається незмінною $n_{model} = const$ (рис. 3.12).

Наприклад, якщо довжина тріщини $a = 7$, довжина суцільного об'єму на її продовженні $b = 11$, то $n_a = 16$, $n_b = 24$, а загальна кількість елементів $n_{model} = 120$ (рис. 3.12а), то у випадку коли $a = 11$, $b = 7$ (рис. 3.12б) загальна кількість елементів буде однаковою $n_{model} = 120$.

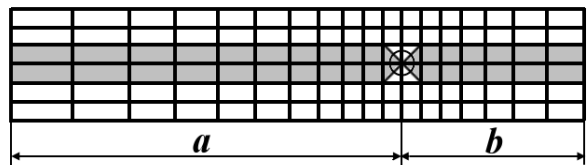
Оскільки береги реальної втомної тріщини за поперечного зсуву піддаються зношуванню, а в розвантаженому зразку між берегами тріщини виникає зазор до 0,2 мм, то це необхідно було врахувати при постановці контактної задачі. Коли один берег тріщини втискається в інший за дії зовнішнього навантаження, то за податливість останнього відповідає коефіцієнт контактної жорсткості k_{normal} . В нашому випадку, доцільно приймати k_{normal} в діапазоні від 0,0005 до 5 для найдовшої та найкоротшої тріщин відповідно. Це нівелює вплив зазору, який утворюється під час зношування берегів реальної тріщини (див. п. 2.5).

$n_a=16; n_b=24; n_{model}=120=const$



а)

$n_a=24; n_b=16; n_{model}=120=const$



б)

Рисунок – 3.12. Схема алгоритму зміни довжини тріщини від короткої (а) до умовно довгої (б) без зміни загальної кількості елементів в моделі.

КІН K_{II} обчислювали для відносної довжини тріщини $\lambda = l / b$ (див. рис. 2.1) в діапазоні від 0,36 до 0,99 згідно формули (3.8) для поперечного зсуву записаної у вигляді:

$$K_{II} = \frac{2G}{\chi + 1} \sqrt{\frac{\pi}{2e}} [(4u_2 - u_4) - (4u_1 - u_3)], \quad (3.9)$$

де $G = E / (2(1 + \mu))$, $\chi = (3 - \mu - 4\kappa\mu^2) / (1 + \mu)$, $u_1 \dots u_4$ – зсуви вузлів з відповідними номерами (див. рис. 3.10).

3.1.3 Обґрунтування достовірності скінченно-елементної сітки в околі вершини тріщини

Очевидним є те, що точність визначення КІН K_{II} в запропонованому зразку залежить від правильності моделювання об'єму матеріалу, що деформується в околі вершини тріщини. На числові значення КІН K_{II} , отримані внаслідок консольного згину зразка одиничним зусиллям впливатиме кількість призматичних модифікованих елементів в околі фронту тріщини, їхні абсолютні геометричні розміри, кількість шарів елементів вздовж фронту тріщини тощо. Хоча вплив цих факторів може бути незначним, необхідно підтвердити достовірність вибраного алгоритму побудови скінченно-елементної сітки в околі вершини тріщини. Тому, для того аби підтвердити правильність побудови такої сітки навколо фронту тріщини необхідно було розв'язати додаткову тестову задачу з визначення КІН K_I в стандартному прямокутному зразку з центральною тріщиною для випробувань розтягом [25] (рис. 3.13).

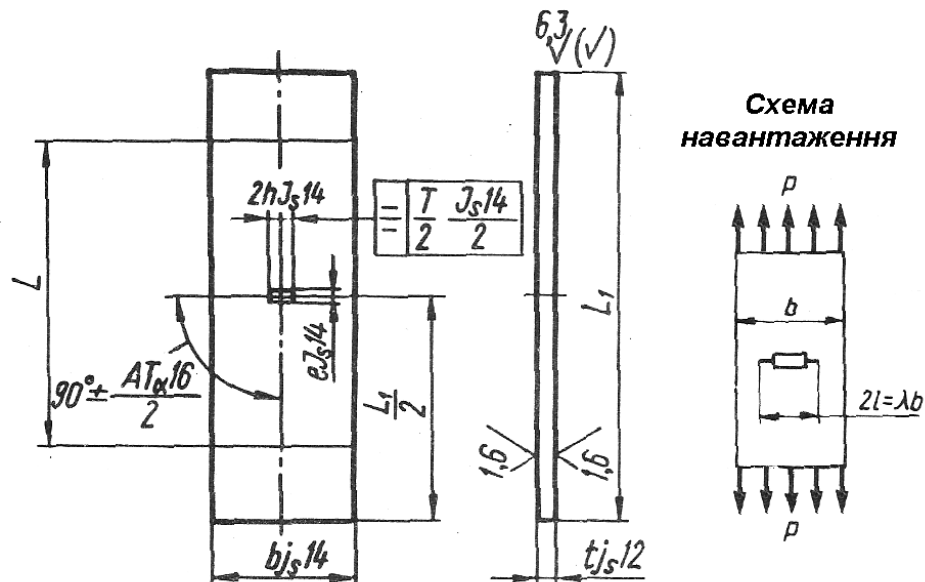


Рисунок 3.13 – Стандартний прямокутний зразок з центральною тріщиною для визначення характеристик ЦТ матеріалів за нормального відриву [25]:

$$b \geq 8t; b \geq 50; L \geq 2,5b; L_1 \approx 3b; 2h = 0,1b; e = 0,02b.$$

З цією метою створювали відповідну тривимірну модель зразка (рис. 3.14) використовуючи 20-ти вузлові паралелепіпедні та 13-вузлові призматичні елементи (див. рис. 3.8). Для моделювання об'єму навколо фронту тріщини використали фрагмент (рис. 3.9б), який застосовувався при побудові моделі балкового зразка двотаврового перерізу з краєвою тріщиною для випробувань консольним згином (рис. 3.7).

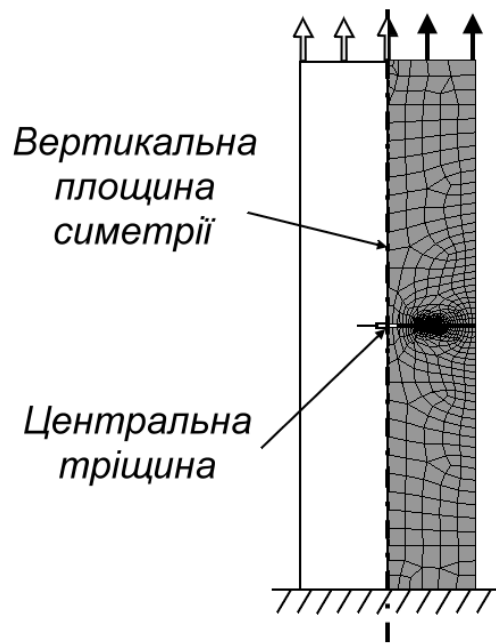


Рисунок 3.14 – Модель стандартного прямокутного зразка з центральною тріщиною для визначення КІН K_I за статичного розтягу:

$$b = 60; t = 1,1; L = 150; L_1 = 180; 2h = 6; e = 1,2.$$

Необхідно зазначити, що для зменшення громіздкості моделі та часу для проведення чисельних розрахунків, моделювали половину зразка (праву частину відносно вертикальної лінії його симетрії). Торець нижньої частини моделі защемляли обмежуючи переміщення вузлів у всіх напрямках. До торця верхньої частини прикладали розподілене по його площі зусилля величиною в 1 Н. Таким чином здійснювали статичне навантаження моделі за умови плоскої деформації, а коефіцієнт КІН K_I визначали за формулою (3.8) для нормального відриву, виходячи з переміщення розрахункових вузлів, аналогічно як це робили за поперечного зсуву (рис. 3.10). Отримані таким чином результати для

відносних довжин тріщини λ в діапазоні від 0,2 до 0,9 з кроком 0,1 звели в табл. 3.1. Для порівняння числові значення результатів обчислень зіставляли з результатами аналітичних розв'язків, які використовують в стандартних методах визначення характеристик тріщиностійкості матеріалів за нормального відриву [25].

Таблиця 3.1

Значення нормованих КІН K_I для розтягу
стандартного прямокутного зразка з центральною тріщиною

λ	$Y_{\text{МСЕ}}$	$Y_{\text{стан}}$	Відносне відхилення $(Y_{\text{стан}} - Y_{\text{МСЕ}}) / Y_{\text{стан}}$
0,2	0,580	0,575	-0,009
0,3	0,732	0,727	-0,007
0,4	0,884	0,881	-0,003
0,5	1,057	1,054	0,003
0,6	1,271	1,266	-0,004
0,7	1,567	1,556	-0,007
0,8	2,042	2,017	-0,015
0,9	3,073	3,006	-0,022

Примітка: нормований КІН K_I записаний у вигляді поправочної функції $Y_{\text{МСЕ}}$ (так само $Y_{\text{стан}}$) обчислювали з виразу $Y = K_I \cdot t\sqrt{b} / P$, де $P = 1$ Н.

Як видно з представлених результатів, відносне відхилення числових значень отриманих МСЕ від значень отриманих аналітичними розв'язками не перевищує 2,2 %. Це свідчить про високу точність проведених розрахунків і підтверджує правильність побудови скінченно-елементної сітки навколо фронту тріщини, а саме: вибір кількості 15-ти вузлових призматичних модифікованих елементів в околі вістря тріщини, кількості шарів елементів по концентричних колах навколо фронту тріщини, кількості шарів вздовж фронту тріщини, розміру сторони найменших елементів при вершині тріщини.

3.2 Побудова формули для розрахунку коефіцієнта інтенсивності напружень K_{II}

3.2.1 Апроксимація масивів даних методом найменших квадратів

Для опису результатів числових обчислень та експериментальних вимірювань аналітичними залежностями використаємо метод найменших квадратів [78], суть якого полягає у наступному. За наявності числових дискретних співвідношень між двома фізичними величинами $X\{x_i\}$ та $Y\{y_i\}$ на заданому діапазоні ($1 \leq i \leq n$), де n – кількість експериментальних точок, та з певними кроками вимірювань ($\Delta x_i = x_{i+1} - x_i$, $\Delta y_i = y_{i+1} - y_i$) постає задача знайти математичний вираз у вигляді формули, який би максимально точно описував зв'язок між величинами X та Y . При цьому, така математична залежність має максимально наближатися до існуючих експериментальних (розрахункових) точок (x_i, y_i) , описуючи характер їх зміни. Окрім того знайдена аналітична залежність між величинами X та Y дозволить інтерполювати проміжні їхні значення між знайденими (відомими) значеннями, а також прогнозувати їхній взаємозв'язок за межами діапазону відомих значень, тобто провести екстраполяцію даних.

В математичній постановці це формулюється наступним чином. Для заданого масиву експериментальних точок (x_i, y_i) записати аналітичну залежність $\bar{Y}(x) = F(x, a_1, a_2, \dots, a_m)$, для якої виконується умова найменших квадратичних відхилень від заданих величин y_i при x_i . Тобто необхідно досягнути мінімального значення функціоналу

$$\Phi(a_1, a_2, \dots, a_m) = \sum_{i=1}^n [y_i - \bar{Y}(x_i)]^2, \quad (3.10)$$

де a_j – шукані параметри, набір яких разом із типом функції F , забезпечують задоволення умови

$$\Phi(a_1, a_2, \dots, a_m) = \min \left\{ \sum_{i=1}^n [y_i - \bar{Y}(x_i)]^2 \right\}, \quad (3.11)$$

$j = 1, 2, \dots, m$; m – кількість залучених параметрів у виразі для функції F .

Формально функціонал можна записати в наступному вигляді

$$\Phi(a_1, a_2, \dots, a_m) = \sum_{i=1}^n [y_i - F(x_i, a_1, a_2, \dots, a_m)]^2. \quad (3.12)$$

Отож, якщо вважати що вид функції F вибирається на основі базового аналізу характеру зміни експериментальних даних та міркувань обраних чисто інтуїтивно, то за довільно вибраної кількості m параметрів їх числові значення знаходяться в результаті оптимізації функціоналу шляхом дослідження його на певне критичне значення (максимальне, або як розглядаються в цьому випадку – мінімальне) у відношенні до параметрів a_j . Розв’язання задачі зводиться до знаходження розв’язку наступної системи рівнянь:

$$\begin{cases} \frac{\partial \Phi(a_1, a_2, \dots, a_m)}{\partial a_1} = 0 \\ \frac{\partial \Phi(a_1, a_2, \dots, a_m)}{\partial a_2} = 0 \\ \dots \dots \dots \\ \frac{\partial \Phi(a_1, a_2, \dots, a_m)}{\partial a_m} = 0 \end{cases} \quad (3.13)$$

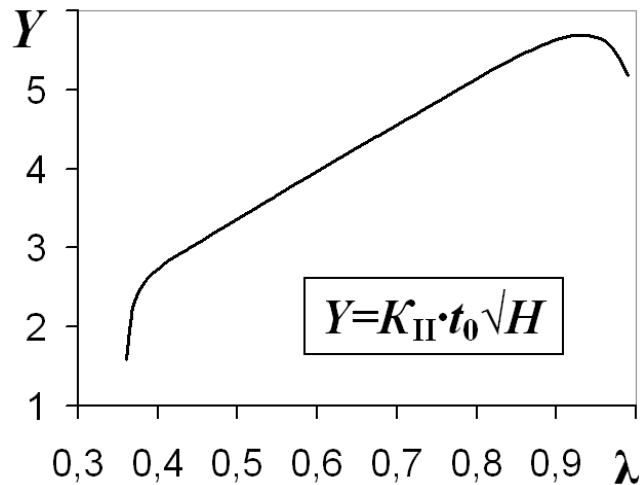


Рисунок 3.15 – Залежність нормованого КІН K_{II} від відносної довжини тріщини λ при навантаженні одиничною силою $P = 1$ Н.

Аналізуючи криву, встановлено, що для $\lambda < 0,4$ існує суттєвий вплив надрізу на напружено-деформований стан зразка, а для $\lambda > 0,9$ – вплив защемлення захватної частини. З цієї причини усі наступні розрахунки проводили в діапазоні зміни λ від 0,4 до 0,9, в якому K -тарувальна крива близька до прямої лінії.

Врахування контактної взаємодії берегів тріщини дало можливість отримати графічні залежності, які відображають вплив f_c на нормований K_{II} (рис. 3.16). Як видно, збільшення f_c монотонно зменшує нормований K_{II} . Для малих значень λ цей вплив більший ніж для великих майже у 1,5 рази.

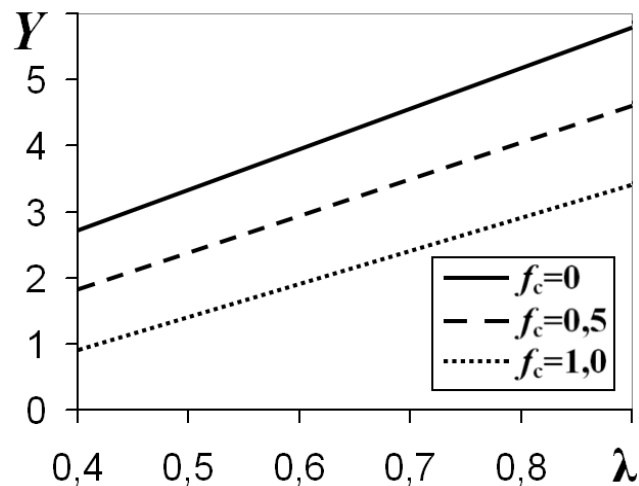


Рисунок 3.16 – Вплив коефіцієнта ТБТ f_c на нормований КІН K_{II} .

Використовуючи метод найменших квадратів, отриманий масив розрахункових даних апроксимували функцією від двох змінних $Y = f(\lambda, f_c)$ з максимальним відхиленням до 4 %. На основі цього для обчислення КІН K_{II} в діапазоні $0,4 \leq \lambda \leq 0,9$ та $0 \leq f_c \leq 1$ записано розрахункову формулу:

$$K_{II} = \frac{P}{t_0 \sqrt{H}} Y(\lambda, f_c), \quad (3.16)$$

де $Y(\lambda, f_c) = 0,22 + 6,29\lambda - f_c(1,2\lambda + 1,34)$ – безрозмірна функція (нормований КІН), яка враховує довжину тріщини та коефіцієнт ТБТ.

Для перевірки коректності та достовірності проведених розрахунків отримані результати зіставляли з аналогічними, одержаними раніше [2]. Порівняння їх представлено в табл. 3.2.

Таблиця 3.2

Значення нормованого КІН K_{II} для балкового зразка з краєвої тріщиною

λ	f_c	Y_{MCE}	Y	Y_B	Відносне відхилення	
					$(Y - Y_{MCE}) / Y_{MCE}$	$(Y - Y_B) / Y_B$
0,4	0,00	2,733	2,736	2,683	0,001	0,020
	0,25	2,228	2,281	2,243	0,024	0,017
	0,50	1,769	1,823	1,800	0,031	0,013
	0,75	1,396	1,371	1,355	-0,018	0,012
	1,00	0,941	0,916	–	-0,027	–
0,5	0,00	3,372	3,365	3,384	-0,002	-0,006
	0,25	2,926	2,88	2,888	-0,016	-0,003
	0,50	2,330	2,395	2,388	0,028	0,003
	0,75	1,952	1,910	1,886	-0,022	0,013
	1,00	1,482	1,425	–	-0,038	–

Продовження табл. 3.2

0,6	0,00	3,966	3,994	4,037	0,007	-0,011
	0,25	3,504	3,479	3,506	-0,007	-0,008
	0,50	2,912	2,964	2,972	0,018	-0,003
	0,75	2,409	2,449	2,433	0,017	0,007
	1,00	1,994	1,934	—	-0,030	—
0,7	0,00	4,559	4,623	4,641	0,014	-0,004
	0,25	4,086	4,078	4,098	-0,002	-0,005
	0,50	3,553	3,533	3,550	-0,006	-0,005
	0,75	2,967	2,998	2,997	0,010	0,000
	1,00	2,498	2,443	—	-0,022	—
0,8	0,00	5,143	5,252	5,199	0,021	0,010
	0,25	4,663	4,677	4,664	0,003	0,003
	0,50	4,097	4,102	4,124	0,001	-0,005
	0,75	3,554	3,527	3,578	-0,008	-0,014
	1,00	3,000	2,952	—	-0,016	—
0,9	0,00	5,733	5,881	—	0,026	—
	0,25	5,156	5,276	—	0,023	—
	0,50	4,579	4,671	—	0,020	—
	0,75	4,053	4,066	—	0,003	—
	1,00	3,527	3,461	—	-0,018	—

Примітка: нормований КІН K_{II} записаний у вигляді поправочної функції визначено з виразу $Y_{MCE} = K_{II} \cdot t_0 \sqrt{b} / P$, а для зіставлення результатів з отриманими в роботі [2], останні подано у вигляді $Y_B = f(\lambda, f_c) \cdot \sqrt{b} / \sqrt{H} / P$.

З результатів співставлення випливає, що запропонована формула (3.16) є кращою за формулу представлену в роботі [2] з наступних причин:

- дає залежність K_{II} від λ та f_c для ширшого інтервалу двох останніх;
- має простіший математичний запис, що спрощує її застосування в інженерній практиці.

3.2.3 Зіставлення результатів обчислень з аналогічними, отриманими іншими методами

Результати обчислень з визначення КІН K_{II} співставлено з розв'язками, отриманими іншими методами. Співставлення K -тарувальної залежності з розв'язком, отриманим методом суперпозицій напружених станів (МСНС) в роботі [3], показує добру кореляцію в діапазоні λ від 0,4 до 0,7 (рис. 3.17) в якому максимальне відхилення не перевищує 5 %.

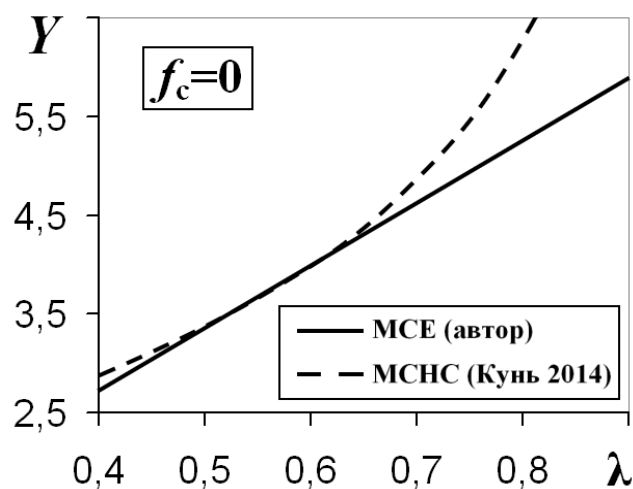


Рисунок 3.17 – Зіставлення значень нормованого КІН K_{II} отриманих на основі результатів розрахунків незалежними методами.

Залежність, яка відображає вплив f_c на нормований K_{II} співставлено з аналогічною, отриманою для стиску дискового зразка з нахиленою центральною тріщиною відносної довжини $\lambda=0,5$ методом скінченних різниць (МСР) в роботі [79]. Як видно (рис. 3.18), обидві залежності мають спадний прямолінійний характер, що не суперечать закону тертя Кулона-Амонтона, коли сила тертя поверхонь залежить тільки від сили притиску та коефіцієнта тертя між ними.

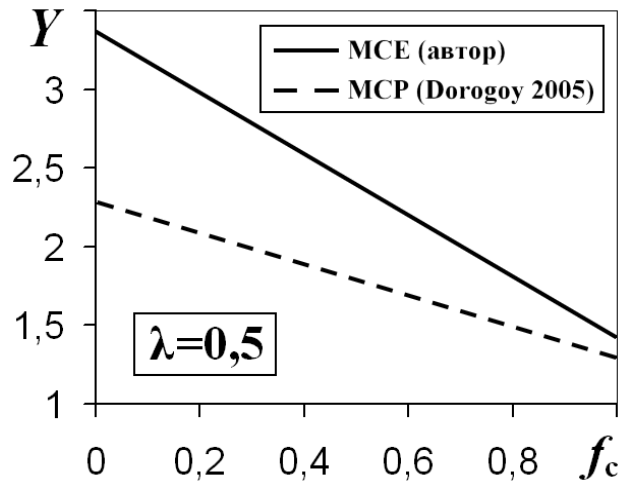


Рисунок 3.18 – Вплив коефіцієнта ТБТ f_c на нормований КІН K_{II} для різних типів зразків.

3.2.4 Визначення умов автомодельності поширення тріщини за поперечного зсуву

Умови автомодельності є умовами на розміри тріщини і тіла, які допускають задане відхилення напружень біля вершини тріщини (або в малому околі вершини скінченної тріщини) в тілі із скінченними розмірами тріщини і тіла від напружень біля вершини півбезмежної тріщини у безмежному тілі на краю зони передруйнування (пластичної зони) (рис. 3.19).

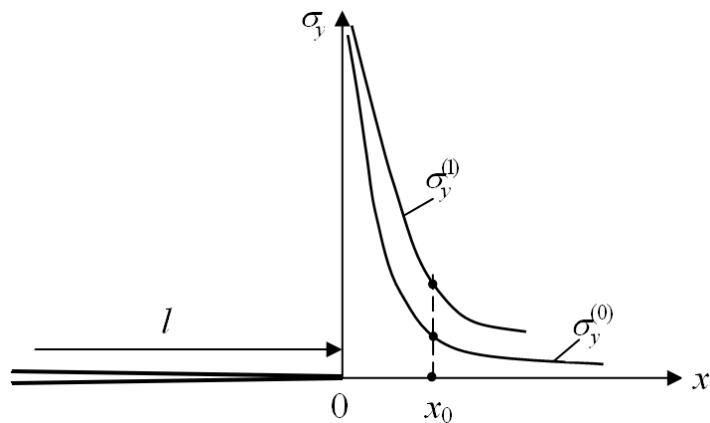


Рисунок 3.19 – Схема розподілу напружень біля вершини тріщини в площині нормального відриву.

Зазначене вище можна формально записати так:

$$\left| \sigma_y^{(0)}(x_0) - \sigma_y^{(1)}(x_0) \right| \leq \chi \sigma_y^{(0)}(x_0), \quad (3.17)$$

$$\left| 1 - \frac{\sigma_y^{(1)}(x_0)}{\sigma_y^{(0)}(x_0)} \right| \leq \chi. \quad (3.18)$$

Тут $\sigma_y^{(0)}(x) = \frac{K_I^{(0)}}{\sqrt{2\pi x}}$ – розподіл напружень біля вершини тріщини у безмежному тілі; $\sigma_y^{(1)}(x) = \frac{K_I^{(0)}}{\sqrt{2\pi x}} \cdot f(\lambda) = \frac{K_I^{(1)}}{\sqrt{2\pi x}}$ – розподіл напружень на продовженні тріщини у тілі обмежених розмірів; χ – задане відхилення, λ – параметр, який вказує на зв'язок між розмірами тріщини і тіла.

Таким чином, рівняння (3.17) набуде вигляду:

$$|1 - f(\lambda)| \leq \chi \quad (3.19)$$

Аналогічно, для краєвої тріщини поперечного зсуву в півплощині КІН визначається за формулою:

$$K_{II}^{(0)} = 1,12\tau\sqrt{\pi l} \quad (3.20)$$

У випадку бічної тріщини у смузі (рис. 3.20):

$$K_{II}^{(1)} = \tau\sqrt{\pi l} \cdot f(\lambda) \quad (3.21)$$

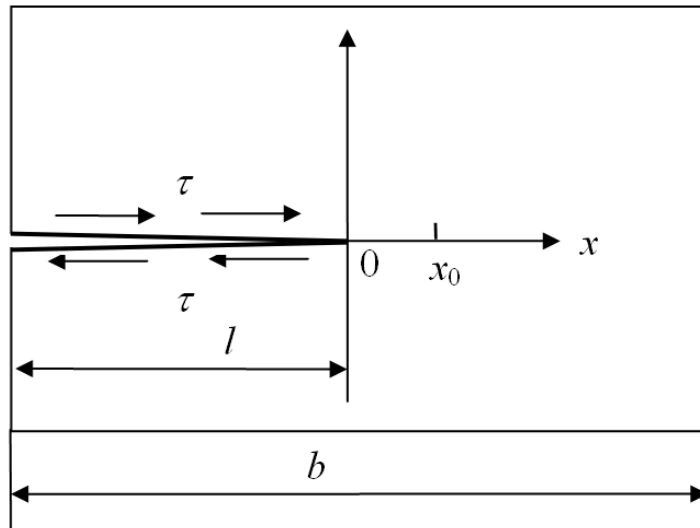


Рисунок 3.20 – Схематичне зображення тріщини поперечного зсуву в смузі [21]

Тут $\lambda = l/b$,

$$\begin{aligned} f(\lambda) &= 1,12 - 0,56\lambda + 0,09\lambda^2 + 0,18\lambda^3 / \sqrt{1-\lambda} = \\ &= 1,12(1 - 0,50\lambda + 0,08\lambda^2 + 0,16\lambda^3) / \sqrt{1-\lambda} \end{aligned} \quad (3.22)$$

Тоді

$$|1 - f| = \left| \frac{(1 - 0,5\lambda_0 + 0,08\lambda_0^2) + 0,16\lambda_0^3 - 1}{\sqrt{1-\lambda_0}} \right| = \chi, \quad (3.23)$$

$$\lambda_0 = \frac{l + x_0}{b} = \frac{l + lp_{II}}{b}.$$

Для $\chi = 0,09$ умова автомодельності $\lambda_0 \leq 0,46$;

$$\frac{l}{b} + \frac{lp_{II}}{b} \leq 0,46. \quad (3.24)$$

$$\text{Тут } lp_{II} = \frac{\pi}{8} \cdot \frac{K_{II \max}^2}{\tau_T^2} = 0,4 \frac{K_{II \max}^2}{\tau_T^2}.$$

Із умов автомодельності для задачі Гріфітса (випадок нормального відриву) відомо [47]:

$$\frac{lp_I}{l} \leq 0,12; \quad (3.25)$$

Для краєвої тріщини поперечного зсуву:

$$\begin{aligned} \frac{(0,12)^2 lp_{II}}{l} &\leq 0,12 \text{ або} \\ \frac{lp_{II}}{l} &= 0,096 = 0,1 \end{aligned} \quad (3.26)$$

$$l \geq 10lp_{II}, \quad b \geq \frac{1}{0,46}(l + lp_{II}) = 22,91lp_{II} \quad (3.27)$$

$$\begin{aligned} l &\geq 4 \frac{K_{II \max}^2}{\tau_T^2}; \\ b &\geq 9,6 \frac{K_{II \max}^2}{\tau_T^2}. \end{aligned} \quad (3.28)$$

Прийнявши $\tau_T = \tau_{0,3}$, умови автомодельного поширення тріщини за поперечного зсуву, які обмежують мінімальну довжину тріщини l та довжину нетто перерізу робочої частини зразка запишемо у вигляді:

$$\begin{aligned} l &\geq 4(K_{II \max} / \tau_{0,3})^2, \\ b - l &\geq 5,6(K_{II \max} / \tau_{0,3})^2, \end{aligned} \quad (3.29)$$

де $K_{II \max}$ – максимальний КІН циклу навантаження обчислений з врахуванням ТБТ, $\tau_{0,3}$ – умовна границя текучості матеріалу на зріз.

3.3 Експериментальна верифікація розрахункової формули

3.3.1 Визначення статичної в'язкості руйнування модельної сталі на трубчастих зразках

Відомо [80], що геометрія об'єму та механічні властивості матеріалу в зоні передруйнування, яка формується в околі вершини втомної тріщини залежать від історії навантаження зразків, а саме: від геометричних параметрів та силової схеми навантаження, від значення максимальних напружень на продовженні тріщини (рівня КІН), від асиметрії циклу навантаження, а також від зовнішніх чинників (температура, вологість тощо). Тому для проведення експериментального K -тарування балкового зразка двотаврового перерізу з краєвою тріщиною важливим є правильний вибір первинного зразка для встановлення статичної в'язкості руйнування модельної сталі. Такий вибір має ґрунтуватися на можливості утворення початкової втомної макротріщини за симетричним циклом навантаження ($R = -1$), а також наявністю бокових V-подібних канавок на продовженні гострого надрізу. З огляду на це для встановлення статичної в'язкості руйнування модельної сталі використали трубчастий зразок з двома колінеарними тріщинами (рис. 3.21), який адаптований для навантаження за силовою схемою реверсивного кручення. Визначення КІН K_{II} в такому зразку здійснюють згідно з формулою [81]:

$$K_{II} = \tau \sqrt{\pi l} \Phi(\lambda, \xi). \quad (3.30)$$

$$\text{Тут } \Phi(\lambda, \xi) = \frac{F_B(\xi) \sqrt{2(\pi R - 2l)}/\pi}{(1 - \lambda) \sqrt{l F_B^2(\xi) + 2(\pi R - 2l)}/\pi}; \quad \tau = M/W_p; \quad \lambda = 2l/\pi R;$$

$$W_p = 1,6R^3 \left[1 - \left(\frac{2(R - t_0)}{2R} \right)^4 \right]; \quad F_B(\xi) = 0,14 \sqrt{1,5 + (3\pi^4/4)(1 - \mu^2)\xi^4 (R/t_0)^2} + 0,84;$$

$$\xi = [12(1 - \mu^2)]^{0,25} l / (R t_0)^{0,5}.$$

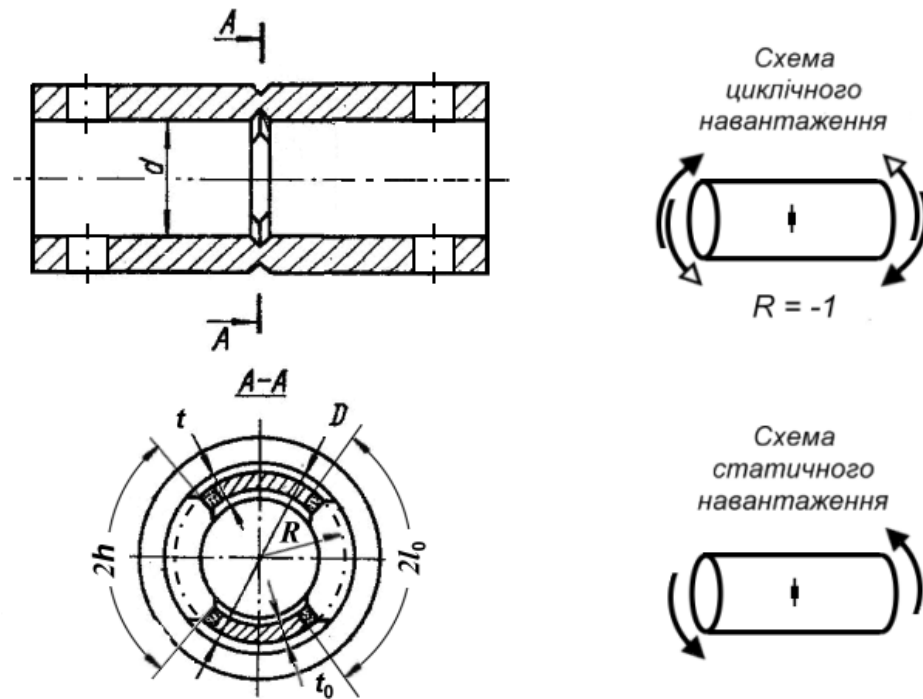


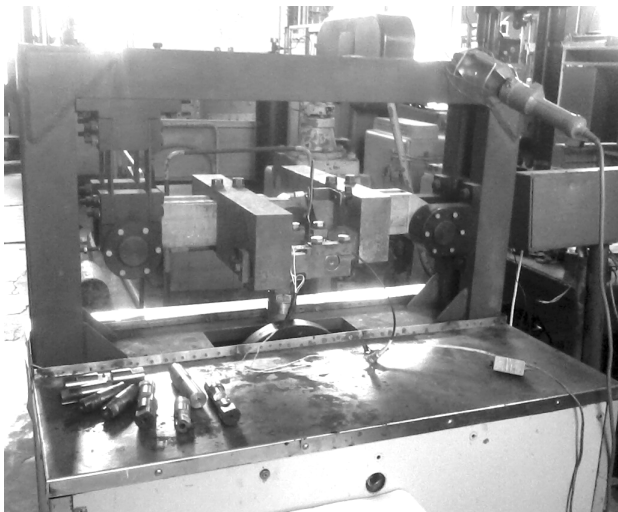
Рисунок 3.21 – Трубчастий зразок з двома колінеарними тріщинами для визначення статичної тріщиностійкості матеріалів за поперечного зсуву:

$$0,5D \leq d \leq 0,8D; 0,2t \leq t_0 \leq 0,4t; 2h \approx 0,2D; R = 0,5(D - t + t_0).$$

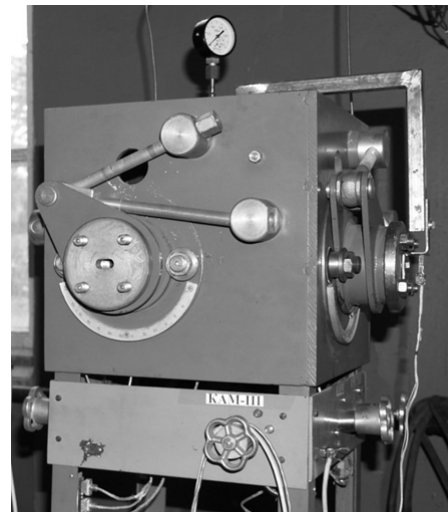
Необхідно зазначити, що попередній досвід використання цього зразка та його аналогів [82, 83] для дослідження статичної тріщиностійкості сталі 20 і сталі 40Х, а також впливу водню на характеристики тріщиностійкості показав можливість утворення попередньої втомної зсувної тріщини максимальної абсолютної півдовжини $(2l_0 - 2h) / 2 \leq 3,2$ мм, після чого відбувалася біфуркація тріщини, а в окремих випадках і її девіація з площини продовження гострого надрізу. З цих причин, для зразка рекомендовано наводити початкові втомні тріщини абсолютної півдовжини $(2l_0 - 2h) / 2 = 2...3$ мм, а при необхідності дослідження статичного руйнування від довгих втомних тріщини – наводити початкові макротріщини нормальним відривом за силової схемою триточкового згину [83].

Для визначення статичної в'язкості руйнування модельної сталі виготовляли серію зразків з зовнішнім діаметром $D = 25$ мм, V-подібними канавками глибиною $D / 2 - r = 1,1$ мм з радіусом при вершині 0,3 мм та

центральною гострими надрізами довжиною $2h = 5$ мм. Наведення початкових втомних тріщин абсолютної довжини $(2l_0 - 2h) / 2 \leq 3$ мм реалізовували на установці “МУИ-150” (рис. 3.22а) за симетричним циклом навантаження ($R=-1$) забезпечуючи умову $\tau_{\max} \leq 0,5\tau_{0,3}$. Після цього зразки з тріщинами монтували у спеціальну установку (рис. 3.22б), яку зазвичай використовують для водневих досліджень та навантажували статичним закрутом в середовищі лабораторного повітря, реєструючи момент закруту M та зсув берегів тріщини U .



а)



б)

Рисунок 3.22 – Установки для циклічного (а) та статичного (б) випробувань трубчастих зразків поперечним зсувом.

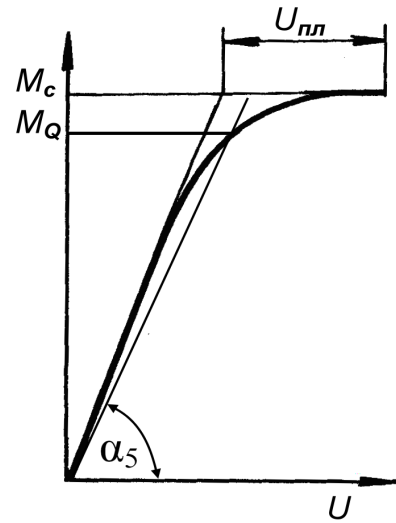
Зсув берегів тріщини U встановлювали вимірюючи переміщення точок на берегах кільцевої V-подібної канавки тензOMETричним датчиком, одну ніжку якого кріпили біля вершини тріщини, іншу – по центру колінеарної тріщини. Зразки (рис. 3.23а) навантажували до руйнування, записуючи діаграми деформування в координатах “зсув берегів тріщини U – момент закруту M ” (рис. 3.23б). З отриманих діаграм оцінювали $M_Q \approx M_c$, а за формулою (3.30) визначали K_{IIQ} .

Результати статичних випробувань зведено в табл. 3.3. Як видно, КІН K_{IIQ} (так само як і критичний КІН K_{cII}) мало залежить від товщини робочого перерізу зразка t_0 , а також від співвідношення товщини перешийка до товщини

стілки зразка t_0 / t , підтверджується аналогічними відомими у літературі результатами [84] випробувань зразків Річарда.



а)



б)

Рисунок 3.23 – Трубчасті зразки з втомними тріщинами (а) та схематична діаграма їх деформування статичним поперечним зсувом (б).

Таблиця 3.3

Результати статичних випробувань трубчастих зразків зі сталі 65Г ($\sigma_b = 1320$ МПа) поперечним зсувом за кручення

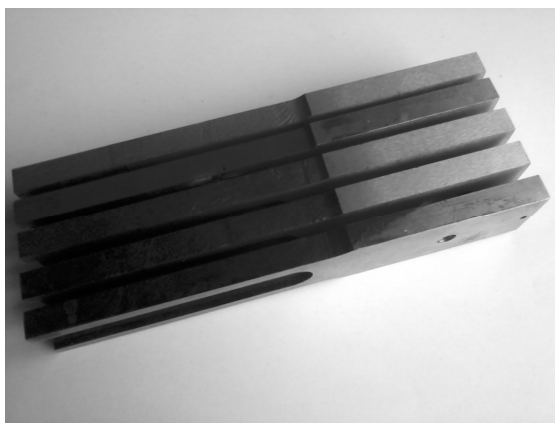
Товщина перешийка t_0 , мм	Довжина тріщини $2l$, мм	Критичний зсув берегів U_c , мм	Критичний момент M_c , кг·м	Відношення M_c / M_Q	КІН K_{IIQ} , МПа $\sqrt{м}$
1,0	9,2	0,23	14	1,08	97
2,6	8,6	0,20	30	1,00	103
2,9	8,2	0,26	43	1,14	108
4,1	9,0	0,22	46	1,05	102

Аналізуючи кореляцію встановлених величин K_{IIQ} та K_{cII} , приймаємо за статичну в'язкість руйнування для модельної сталі $K_{IIc} = 103$ МПа $\sqrt{м}$. Це значення є близьким до відомих у літературі $K_{IIc} = 101$ МПа $\sqrt{м}$ [85] для

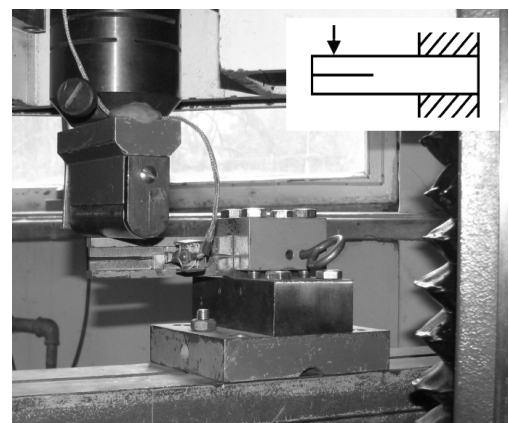
термозміцненої сталі 4340 (аналог сталі 40ХН2МА) та $K_{IIC} = 124 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ [86] для сталі 40Х після гартування та середнього відпуску. На основі цього приймаємо встановлене значення $K_{IIC} = 103 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ за еталонне при наступному експериментальному K -таруванні двотаврового зразка з краєвою тріщиною.

3.3.2 Встановлення меж застосування формули для розрахунку коефіцієнта інтенсивності напружень K_{II} в балковому зразку

З метою підтвердження коректності розрахункової формули (3.16) проведено експериментальне K -тарування, згідно підходу використаного в роботах [81, 87–89]. Для цього в зразках з модельної сталі поперечним зсувом за розробленою методикою викладеною в розділі 2 за швидкості РВТ $V = 5 \cdot 10^{-8} \dots 5 \cdot 10^{-7} \text{ м/цикл}$ утворювали втомні тріщини різної довжини. Далі зразки навантажували до руйнування статичним консольним згином на машині FP-100 за швидкості навантаження 1 мм / хв (рис. 3.24) та записували діаграми деформування в координатах “ $U - P$ ” (рис. 3.25).



а)



б)

Рисунок 3.24 – Балкові зразки з тріщинами наведеними поперечним зсувом (а) та встановлений зразок на машині FP-100 для статичних випробувань (б).

Зсув берегів тріщини U встановлювали, вимірюючи переміщення точок на берегах вершини гострого надрізу тензометричним датчиком, одну ніжку якого кріпили біля вершини тріщини, іншу – на відстані 3 мм в напрямку вільного краю зразка.

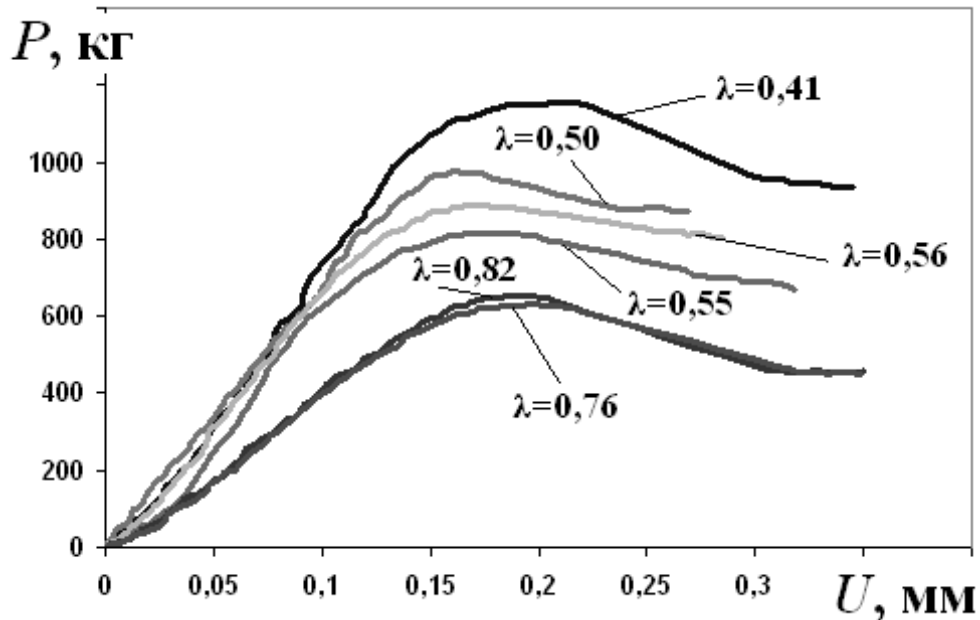


Рисунок 3.25 – Діаграми деформування балкових зразків з тріщинами різної відносної довжини поперечним зсувом.

Встановивши з діаграм руйнівне зусилля P_c , обчислювали функцію Y з виразу:

$$Y(\lambda, f_c) = K_{\text{ПС}} / \left(\frac{P_c}{t_0 \sqrt{H}} \right). \quad (3.31)$$

Результати випробувань звели в табл. 3.4.

Знаючи відносну довжину наведеної тріщини λ та значення функції Y приймали їх за координати точок які проставляли поряд з розрахунковою K -тарувальною кривою, побудованою з врахуванням ТБТ приймаючи $f_c = 0,72$ (рис. 3.26).

Таблиця 3.4

Результати статичних випробувань трубчастих зразків
зі сталі 65Г ($\sigma_b = 1320$ МПа) поперечним зсувом за кручення

Відносна довжина тріщини λ	Критичний зсув берегів U_c , мм	Критичне зусилля P_c , кг	Нормований КІН		Відносне відхилення ($ Y - Y_{exp} $) $\times 100 / Y$
			Y_{exp}	Y	
0,41	0,21	1165	1,59	1,48	7,43
0,50	0,17	955	1,94	1,96	1,02
0,55	0,18	800	2,32	2,24	3,57
0,56	0,18	875	2,11	2,29	7,86
0,76	0,20	625	2,97	3,38	12,13
0,82	0,19	645	2,88	3,71	22,37

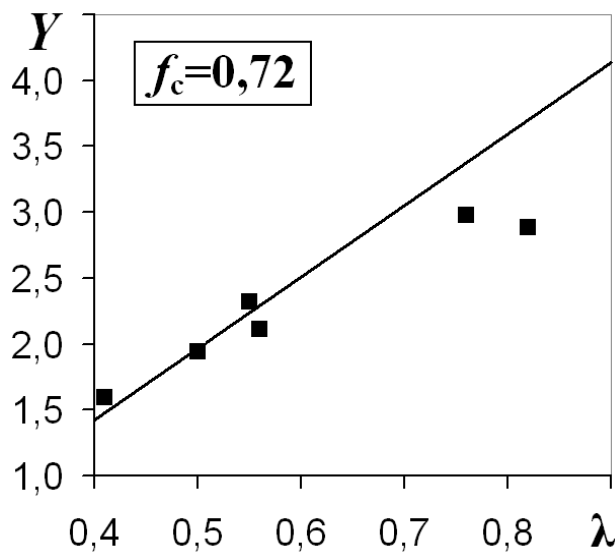


Рисунок 3.26 – Експериментальне K-тарування формули (3.16)
на зразках зі сталі 65Г ($\sigma_b = 1320$ МПа) з врахуванням коefіцієнта ТБТ.

Порівняння експериментальних точок з теоретичною кривою показало, що максимальне відхилення в діапазоні λ від 0,41 до 0,56 становить 7 %, а в

діапазоні λ від 0,56 до 0,76 – 12 %. Таким чином, для розрахункової формули (3.16) встановлено основний та додатковий діапазони:

$$0,41 \leq \lambda \leq 0,56, \quad (3.32)$$

$$0,56 \leq \lambda \leq 0,76. \quad (3.33)$$

При всіх подальших випробуваннях діапазон (3.32) необхідно вважати основним та пріоритетним робочим діапазоном розрахункової формули (3.16).

Висновки до розділу 3

1. Побудовано тривимірну скінченно-елементну модель запропонованого балкового зразка з краєвою тріщиною з урахуванням його усіх геометричних особливостей та тертя берегів тріщини.
2. Обґрунтовано достовірність параметрів скінченно-елементної сітки в околі вершини тріщини в моделі балкового зразка на основі аналізу кореляції результатів обчислень для стандартного прямокутного зразка з центральною тріщиною, отриманих методом скінченних елементів та аналітичним способом.
3. Отримано результати розрахунків для балкового зразка методом скінченних елементів масиву даних для відносних довжин тріщини від 0,4 до 0,9 та коефіцієнтів тертя берегів тріщини від 0 до 1. На цього побудовано відповідні K -тарувальні криві за якими встановлено, що збільшення коефіцієнта тертя берегів тріщини на порядок монотонно зменшує нормований коефіцієнт інтенсивності напружень, при чому для тріщини відносної довжини 0,4 цей вплив більший ніж для тріщини відносної довжини 0,9 майже в 1,5 рази.
4. Побудовано розрахункову формулу для обчислення коефіцієнта інтенсивності напружень K_{II} в запропонованому зразку з врахування коефіцієнта тертя берегів тріщини. Результати обчислень за цією формулою

зіставлено з результатами отриманими методом суперпозицій напружених станів та методом скінченних різниць і показано їх добру кореляцію.

5. Проведено статичні випробування балкових зразків з втомними тріщинами поперечного зсуву різної довжини та проаналізовано кореляцію експериментальних результатів з теоретичною залежністю. На основі цього встановлено основний та додатковий робочий діапазон розрахункової формули.

6. Записано умови автомодельного поширення тріщини за поперечного зсуву, які обмежують мінімальну довжину тріщини та довжину нетто перерізу робочої частини запропонованого зразка.

РОЗДІЛ 4

ДОСЛІДЖЕННЯ ЦИКЛІЧНОЇ ТРІЩИНОСТІЙКОСТІ СТАЛІ 65Г ЗА ПОПЕРЕЧНОГО ЗСУВУ

4.1 Методика визначення характеристик циклічної тріщиностійкості за поперечного зсуву

4.1.1 Порядок проведення втомних випробувань

Перед випробовуваннями перевіряють і градуують засоби вимірювання зусилля, приросту довжини тріщини, амплітуди навантаження та частоти коливань. Чутливість реєстраційної апаратури встановлюють відповідно до передбачуваних значень вимірюваних сигналів.

Розміри b , t_0 , H зразків вимірюють з похибкою в межах не більше ніж 0,5 % і не менше ніж мінус 0,5 %, при більших значеннях невідповідності зразок відбраковують.

Зразок встановлюють у захвати випробувальної установки (див. п. 2.3) та задають значення параметрів випробовувань: амплітуду A та асиметрію навантаження $R = -1$. Задану амплітуду навантаження досягають через зміну ексцентриситету установки, а асиметрію навантаження встановлюють змінюючи положення тяги-динамометра. Частоту коливань визначають за швидкістю обертання електродвигуна. Перед початком експерименту балансують пристрої для вимірювання механічних величин електричними методами. Оптичні прилади налаштовують для вимірювання довжини тріщини з вершин концентратора. Під час випробовувань за допомогою інформаційно-вимірювальної системи записують діаграми “зусилля – час”, “прогин – час”, “зусилля – прогин”. Катетометром вимірюють приріст довжини тріщини, а індуктивним давачем визначають відповідну кількість циклів. Амплітуда навантаження, асиметрія та частота циклів навантаження під час випробувань однієї серії зразків залишаються незмінними. Значення зусиль $P_{\max}$ та $P_{\min}$ на

кожному етапі підростання тріщини змінюються внаслідок зменшення жорсткості зразка. Випробовують зразки за однієї установки у пристосуванні, використовуючи візуальний метод вимірювання проміжних значень довжини тріщини на поверхні зразка. Можливі зупинки у проведенні випробувань повинні бути мінімальними (10...20 хв). Під час зупинки для вимірювання довжини тріщини дозволяється підвищувати зусилля до 50% від максимального зусилля циклу. Зразки випробовують так, щоб інтервали зміни найбільшого КІН циклу на кожній з ділянок діаграми частково перекривалися. В інтервалах на ділянках діаграми з 10 кратною зміною швидкості підростання тріщин рекомендовано проводити не менше 15 вимірювань.

Випробовують зразки поетапно. На кожному з наступних етапів випробувань рекомендовано плавно збільшувати навантаження – в межах другої ділянки діаграми на 10...30 %, а на першій і третій – на 5...10 %. На третій ділянці діаграми, там де швидкість підростання тріщини більша ніж 10^{-5} м/цикл рекомендовано проводити не менше ніж 4 вимірювання. Параметри циклу навантажень (A , R , $P_{\max}$, $P_{\min}$) на кожному з етапів підтримують постійними. Інтервали між двома послідовними вимірюваннями довжини тріщини в межах кожного етапу повинні бути такими, щоб приріст довжини тріщини Δl і число циклів навантаження ΔN не менше як у 5 раз перевищували похибку вимірювань, а величина Δl становила не менше 0,2 мм і була однаковою в межах одного етапу випробувань. Зміна КІН $K_{II \max}$ циклу між двома послідовними вимірюваннями не повинна перевищувати $0,1 K_{II \max}$. Похибку вимірювань довжини тріщини оцінюють як середньоквадратичну помилку вимірювань цієї ж довжини. За похибку вимірювань числа обертів приймають ціну поділки лічильника.

На кожному з етапів випробувань зразків результати вимірювань проміжних значень втомної тріщини l_i , відповідної кількості циклів N_i та величину максимального зусилля $P_{\max}$ заносять у протокол випробувань. На кожному з етапів випробувань за табличними даними послідовних вимірювань приросту тріщини Δl_i за відповідну кількість циклів ΔN_i за

формулою $V = \Delta l / \Delta N$ визначають швидкість поширення втомної тріщини V_i . Для кожної швидкості росту втомної тріщини V_i за відповідним їй максимальним зусиллям циклу $P_{\max i}$ за відповідною формулою розраховують КІН $K_{II \max i}$ (див. п. 3.2.2). При цьому відносна довжина тріщини повинна бути у межах застосовності формули (див. п. 3.2.2). При оцінюванні величини $K_{II \max}$ довжина пластичної зони не повинна перевищувати 10 % від довжини тріщини, а також матеріалу на її продовженні, для чого необхідність мають умови автотермічності (див. п. 3.2.4). За отриманою сукупністю точок у системі координат з подвійною логарифмічною шкалою відповідного масштабу будують КДВР матеріалу зразка як залежність швидкості росту тріщини від максимального КІН циклу, де по осі ординат відкладають V_i , а по осі абсцис – $K_{II \max i}$. На діаграмі обмежують лініями область розсіювання точок по осі ординат, визначають найбільшу і найменшу швидкість росту тріщини за даного $K_{II \max}$ по осі абсцис та апроксимують кривою КДВР отримані у смузі розсіювання експериментальні точки.

На основі КДВР визначають такі характеристики ЦТ матеріалів: $K_{II th}$, $K_{II fc}$, K_{II}^* , n_{II} , $K_{II 1-2}$, $K_{II 2-3}$. Для отримання за постійної асиметрії циклу навантаження порогового значення КІН $K_{II th}$ навантаження знижують до тих пір, коли тріщина не росте протягом 10^6 циклів. Потім КІН поступово збільшують. Отримані результати будуть достовірними, якщо швидкість росту втомної тріщини під час зниження і підвищення навантаження лежить в одній смузі розсіювання. Для отримання циклічної в'язкості руйнування $K_{II fc}$ фіксують навантаження і довжину тріщини, які відповідають руйнуванню зразка по всій його робочій частині. КІН $K_{II fc}$ рекомендовано визначати за швидкості росту втомної тріщини вище 10^{-6} м/цикл за довжини тріщини $l = (0,41 \dots 0,56)b$. Характеристики n_{II} та K_{II}^* визначають у діапазоні швидкостей ($10^{-8} \dots 5 \cdot 10^{-7}$ м/цикл) прямолінійної ділянки КДВР, яка закінчується загинами з двох сторін.

На завершення КДВР апроксимують аналітичними виразами, аналогічно як це роблять у випадку нормального відриву [12], в які входять визначені

характеристики циклічної тріщиностійкості матеріалів, та уточнюють їхні значення. Отримані результати вимірювань та розрахунків округлюють відповідно до вимог стандарту [90].

4.1.2 Алгоритм побудови кінетичних діаграм втомного руйнування

Швидкість підростання втомної тріщини на кожному з етапів m досліджень розраховують як відношення довжини тріщини l_i до відповідної кількості циклів навантаження N_i . При випробовуваннях з максимальним КІН, який неперервно змінюється, швидкість росту тріщини в межах циклу на кожному з m етапів випробувань знаходять за формулою

$$v_{i,m} = \frac{\sum_{j=i-2}^{j=i+2} N_{j,m} l_{j,m} - 5\bar{N}_{i,m} \bar{l}_{i,m}}{\sum_{j=i-2}^{j=i+2} N_{j,m}^2 - 5\bar{N}_{i,m}^2}, \quad (4.1)$$

$$\text{де } \bar{N}_{i,m} = \frac{1}{5} \sum_{j=i-2}^{j=i+2} N_{j,m}, \quad \bar{l}_{i,m} = \frac{1}{5} \sum_{j=i-2}^{j=i+2} l_{j,m};$$

i – порядковий номер вимірювання;

m – номер етапу випробувань;

j – порядковий номер числового ряду із 5 елементів, $i-2 \leq j \leq i+2$.

Отримані значення швидкості росту тріщини $V_{i,m}$ відповідають довжині тріщини $l_{i,m} = (l_{i+2m} + l_{i-2m})/2$. Для визначення швидкості V_i РВТ на кожному з етапів за даними двох послідовних вимірювань за умови, коли інтервали

вимірювань відрізняються більше, ніж на 30 %, застосовують формулу методу кінцевих різниць

$$V_i = \frac{l_{i+1} - l_i}{N_{i+1} - N_i} = \frac{\Delta l_i}{\Delta N_i}, \quad (4.2)$$

де l_i, l_{i+1} – довжина втомної тріщини за попереднього та наступного вимірювання; N_i, N_{i+1} – кількість циклів навантаження за двох послідовних вимірювань для відповідних значень приросту довжини тріщини; Δl_i – приріст довжини тріщини між двома послідовними вимірюваннями; ΔN_i – кількість циклів навантаження між двома послідовними вимірюваннями.

Максимальні значення КІН $K_{II \max i}$ розраховують з урахуванням максимальних зусиль циклу $P_{\max i}$ та відповідної довжини тріщини l_i за формулою (3.16) записаною у вигляді

$$K_{II \max i} = \frac{P_i}{t_0 \sqrt{H}} \cdot Y(\lambda_i, f_c). \quad (4.3)$$

Тут $P_{\max i}$ – максимальні зусилля циклу; $Y(\lambda_i, f_c) = [0,22 + 6,29\lambda - f_c(1,2\lambda + 1,34)]$ – безрозмірна функція, яка враховує геометричні параметри зразка та тертя берегів тріщини; $\lambda_i = l_i / b$ – відносна довжина тріщини.

При розрахунку $K_{II \max}$ максимальні дотичні напруження у нетто-перерізі зразка за максимальних зусиль циклу не повинні перевищувати 50 % межі текучості матеріалу зразка на зріз.

За отриманими значеннями V_i та $K_{II \max i}$ в системі подвійних логарифмічних координат $V_i - K_{II \max i}$ у відповідному масштабі будують графік – кінетичну діаграму втомного руйнування матеріалу.

Позначення експериментальних точок, отриманих на різних зразках, повинні відрізнятися. Рекомендовано масштаб діаграми по осі абсцис (вісь $K_{II \max i}$) вибирати у 3...3,5 рази більший, ніж по осі ординат (вісь V_i). Ділянка розсіювання точок по осі ординат обмежують плавними лініями, які визначають мінімальну і максимальну швидкість РВТ за заданого $K_{II \max}$. Відношення $V_{\max}$ до $V_{\min}$ на середній ділянці КДВР за відповідного $K_{II \max}$ не повинно перевищувати 3,5 окрім зони поблизу порогового та критичного КІН. В логарифмічній шкалі ширина смуги розсіювання точок по осі ординат відповідає приблизно половині інтервалу 10-кратної зміни швидкості РВТ. Якщо ці вимоги на певній ділянці КДВР не виконуються випробовування на цій ділянці повторюють.

4.1.3 Аналіз кінетичних діаграм втомного руйнування та визначення характеристик циклічної тріщиностійкості

Характеристики n_{II} , K_{II}^* як параметри рівняння, що апроксимує середню ділянку КДВР (швидкість РВТ $V = 10^{-8} \dots 5 \cdot 10^{-7}$ м / цикл) визначають так. На діаграмі КДВР, побудованій в логарифмічних координатах (рис. 4.1) проводять пряму, яка апроксимує другу ділянку і виділяють на ній відрізок, початок якого визначають за першою експериментальною точкою (за V_2), що лежить вище прямої зліва, кінець – останньою точкою (за V_1) розташованою нижче прямої справа. Зменшивши на 10 % довжину відрізка зліва і справа отримаємо розрахунковий інтервал $A-B$. Використовуючи значення V_i і $K_{II \max i}$ в межах інтервалу $A-B$ розраховують параметри n_{II} і K_{II}^* за формулами:

$$n_{II} = \frac{\sum_{i=1}^k x_i y_i - k \bar{x} \cdot \bar{y}}{\sum_{i=1}^k x_i^2 - k \bar{x}^2}; \quad \lg K_{II}^* = \bar{x} - \frac{\bar{y} - y^*}{n}, \quad (4.4)$$

$$\text{де } x = \log K_{\text{II max}}, \quad y = \log V, \quad \bar{x} = \frac{1}{k} \sum_{i=1}^k x_i, \quad \bar{y} = \frac{1}{k} \sum_{i=1}^k y_i,$$

$y^* = -7$ при умові якщо V задано в м/цикл; k – число циклів у розрахунковому інтервалі; n_{II} – показник степеня в рівняннях опису швидкості росту тріщини.

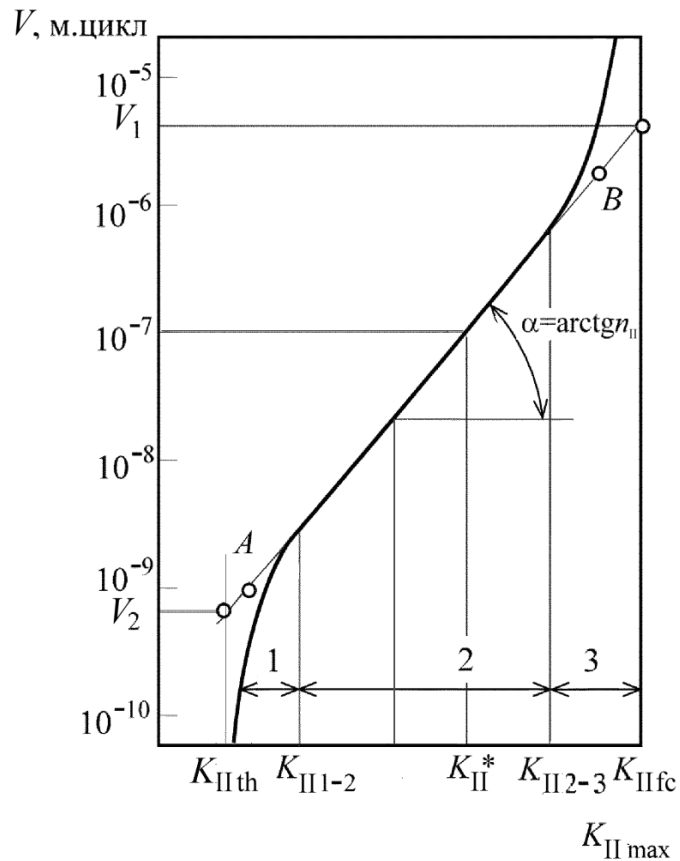


Рисунок 4.1 – Кінетична діаграма втомного руйнування матеріалів у подвійних логарифмічних координатах.

Спрощено формули (4.4) можна подати у вигляді

$$n_{\text{II}} = \frac{\log \left(\frac{V^{(A)}}{V^{(B)}} \right)}{\log \left(\frac{K_{\text{II max}}^{(A)}}{K_{\text{II max}}^{(B)}} \right)}. \quad (4.5)$$

Тут $V^{(A)}$ та $V^{(B)}$ – швидкості поширення втомної макротріщини, $K_{II\max}^{(A)}$ та $K_{II\max}^{(B)}$ – максимальні значення коефіцієнтів інтенсивності напружень в точках A та B відповідно.

Параметр K_{II}^* має фізичний зміст найбільшого КІН циклу за швидкості росту тріщини $V^* = 10^{-7}$ м/цикл і поряд з n_{II} є характеристикою матеріалу. При відсутній першій ділянці КДВР пороговий КІН $K_{II\text{th}}$ приймають рівним $K_{II\ 1-2}$. При слабо вираженій або відсутній третій ділянці КДВР критичний КІН $K_{II\text{fc}}$ приймають рівним $K_{II\ 2-3}$. Характеристики $K_{II\ 1-2}$, $K_{II\ 2-3}$ можна визначати графічною побудовою як абсциси точок кривої нижче і вище прямолінійної ділянки, в яких тангенс кута нахилу дотичної до кривої збільшується на 25 % у порівнянні з n_{II} . Якщо зазначені вимоги не виконуються, то отримані при цьому величини КІН не будуть характеристиками ЦТ матеріалу.

Попередньо наближено характеристики $K_{II\text{th}}$ і K_{II}^* визначають як значення $K_{II\max}$ за швидкості РВТ 10^{-10} і 10^{-7} м/цикл відповідно. $K_{II\text{fc}}$ наближено оцінюють як $K_{II\max}$ за швидкості РВТ 10^{-5} м/цикл. Для наближеної оцінки значень $K_{II\ 1-2}$, $K_{II\ 2-3}$ можна скористатися формулами

$$K_{II\ 1-2} \approx \frac{2K_{II\text{fc}} \cdot K_{II\text{th}}}{K_{II\text{fc}} + K_{II\text{th}}}; \quad K_{II\ 2-3} \approx 0,5(K_{II\text{fc}} + K_{II\text{th}}). \quad (4.6)$$

На кінцевому етапі обробки результатів випробувань основні та додаткові характеристики циклічної тріщиностійкості уточнюють, апроксимуючи середню ділянку діаграми втомного руйнування аналітичним виразом

$$V = V^* \left(\frac{K_{II\max}}{K_{II}^*} \right)^{n_{II}}, \quad (4.7)$$

Уточнені результати випробувань заносять у відповідний протокол.

4.2 Підготовка балкових зразків для втомних випробувань

4.2.1 Дослідження мікроструктури матеріалу зразків після термічної обробки

Зразки для втомних випробувань вирізали з гарячекатаної плити товщиною 10 мм зі сталі 65Г. Для отримання різних структур сталі серію зразків з розмірами $L_1 = 180,0$ мм; $H_1 = 32,0$ мм; $r = 20,0$ мм; $L = 110,2$ мм; $W = 27,0$ мм; $D = 6,0$ мм; $H = 27,8$ мм; $T = 9,6$ мм; $b_1 = 87,8$ мм; $b = 72,0$ мм; $2d = 15,9$ мм; $c = 1,4$ мм; $t = 3,2$ мм гартували з 820 °С в оливу з наступними відпусками за температур 600 °С, 500 °С, 400 °С та 300 °С протягом 1 год, після чого створювали боковий надріз довжиною $h = 25,2$ мм та V-подібні канавки до $t_0 = 1,1$ мм.

Для оцінки мікроструктури сталі в різних структурних станах зі стінки зі сторони вільного кінця балкового зразка вирізали фрагменти розміром 5×5 мм з яких виготовляли повздовжні мікрошліфи (рис. 4.2).



Рисунок 4.2 – Мікрошліфи для дослідження структури методами оптичної та електронної мікроскопії.

Мікрошліфи згідно методики [91] травили 4 % розчином азотної кислоти в ізоаміловому спирті за температури 20 °С протиранням поверхні ватним тампоном протягом 5...10 с з наступним промиванням етиловим спиртом.

Отриману мікроструктуру досліджували на оптичному металографічному мікроскопі Neophot 9, обладнаному цифровою фотокамерою Nikon D50 та на електронному скануючому мікроскопі EVO-40 XVP.

За різних температур відпуску гартованої сталі проходить дифузійний процес розпаду мартенситу та карбідне перетворення, в результаті чого формуються ферито-цементитні мікроструктури різної дисперсності та морфології (рис. 4.3).

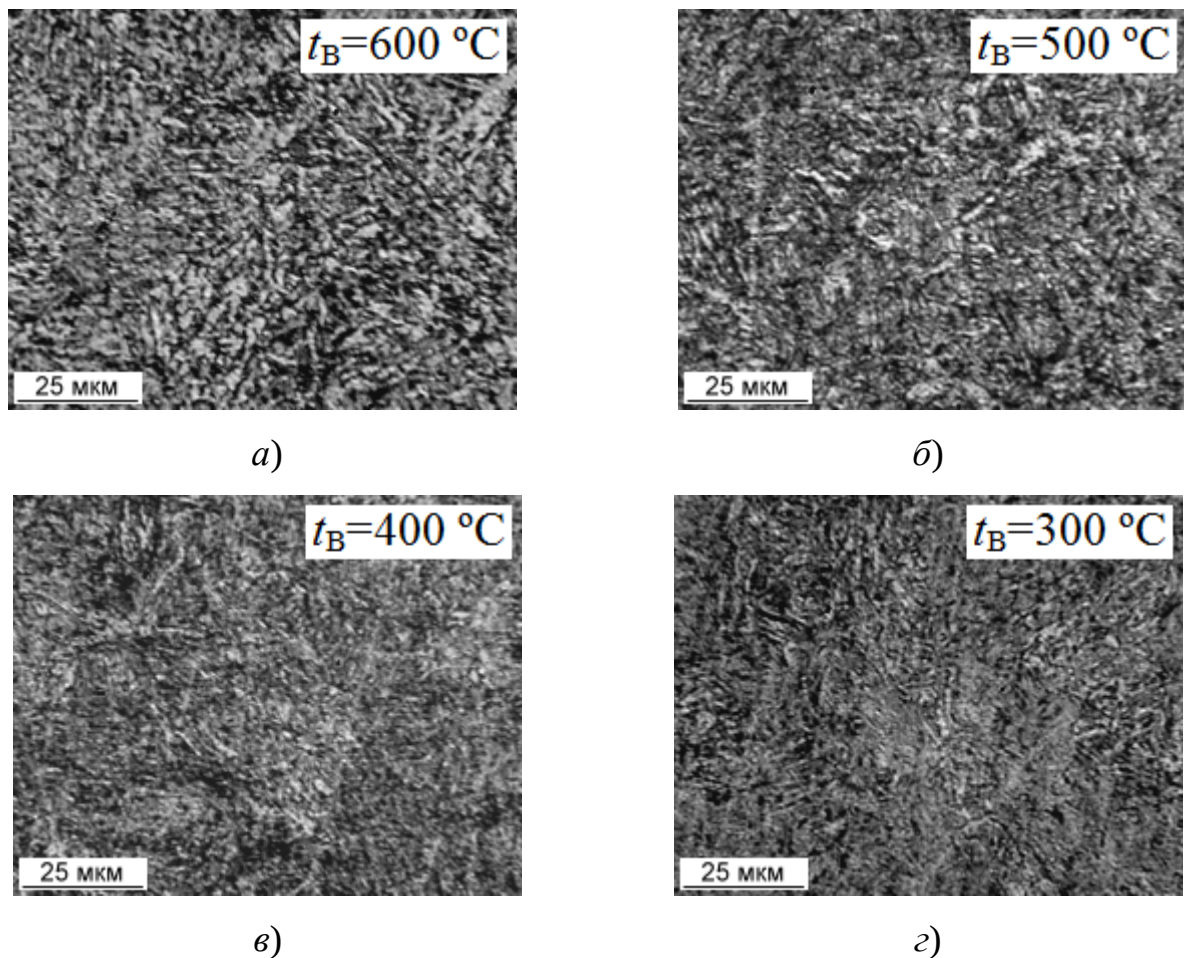
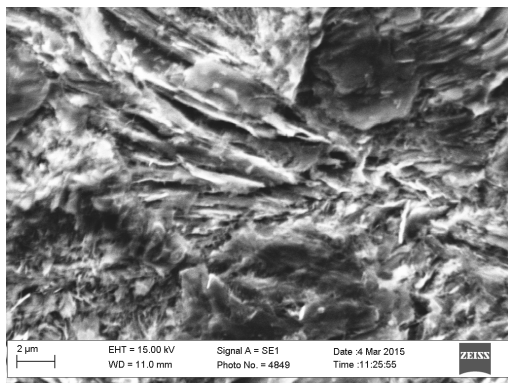


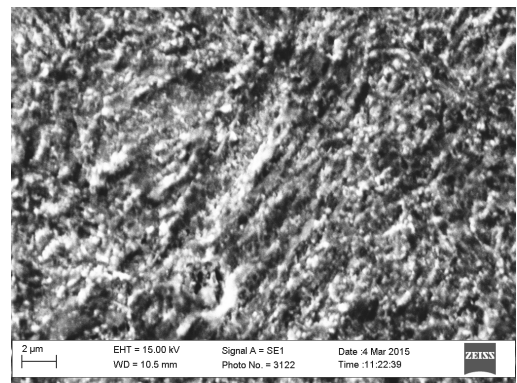
Рисунок 4.3 – Мікрофотографії структури сталі 65Г після гартування з 820 °C в оливу та відпуску за 600 °C (а), 500 °C (б), 400 °C (в) та 300 °C (г) отримані методом оптичної мікроскопії.

Так за відпуску при 600 °C формується сорбітна мікроструктура (рис. 4.3а) у вигляді пластинчастих, іноді глобулярних утворень цементиту неправильної форми, які утворюють в феритній матриці, колонії розміром

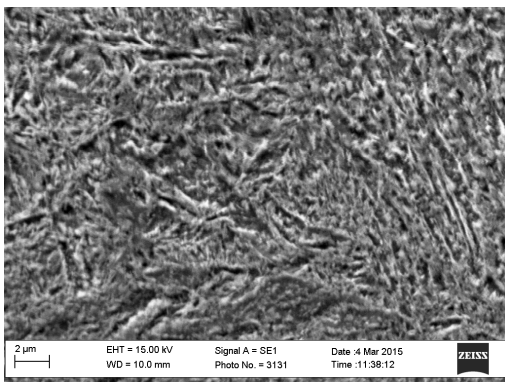
10...20 мкм. Внаслідок відпуску при 500 °С формується структура з сорбіту та трооститу (рис. 4.3б). В структурі переважають пластинчасті утворення неправильної форми, які утворюють в феритній матриці колонії розміром 6...12 мкм. При зменшенні температур відпуску до 400 та до 300 °С формуються трооститні дисперсні структури з розміром цементитних колоній 4...8 мкм та 2...5 мкм відповідно (рис. 4.3в, г). Ці утворення мають лише неправильну пластинчасту форму.



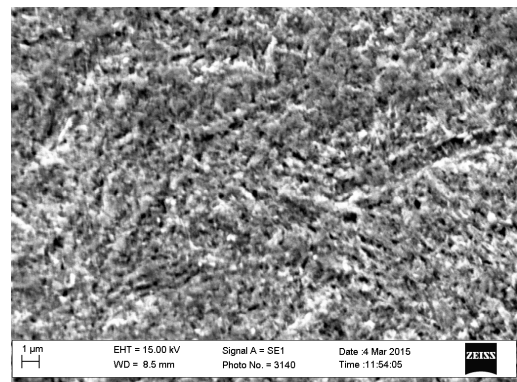
а)



б)



в)



г)

Рисунок 4.4 – Мікрофотографії структури сталі 65Г після гартування з 820 °С в оливу та відпуску за 600 °С (а), 500 °С (б), 400 °С (в) та 300 °С (г) отримані методом електронної мікроскопії.

Міжкарбідну віддадь в зазначених структурах зменшується від 0,35 до 0,03 мкм зі зниженням температури відпуску від 600 до 300 °С (рис. 4.4). Результати металографічного аналізу зведено в табл. 4.1.

Таблиця 4.1

Вплив режимів ТО на параметри мікроструктури сталі 65Г

Гартув. з 820° С в оливу та відп. за температури $t_{\text{відп}}, \text{ }^{\circ} \text{C}$	Розмір карбідних колоній $d_{\text{к}}$	Міжкарбідна віддаль d_0	Дисперсність структури $D = (d_{\text{к}} \cdot d_0)^{-0,5}$, мкм ⁻¹
	МКМ		
600	10...20	0,25...0,35	0,47
500	6...12	0,18...0,26	0,71
400	4...8	0,11...0,17	1,09
300	2...5	0,03...0,09	2,18

Отримані результати досліджень мікроструктури сталі 65Г після зазначених ТО не суперечать і повторюють тенденції результатів відомих у літературі [54].

4.2.2 Визначення механічних характеристик сталі 65Г різної мікроструктури

Механічні характеристики сталі за розтягу визначали на десятикратних циліндричних зразках діаметром 5 мм згідно із стандартом [92] та за зрізу на аналогічних зразках без захватних частин згідно рекомендацій [93]. Для отримання різних структур сталі серію зразків наступними відпусками за температур 600 °С, 500 °С, 400 °С та 300 °С протягом 1 год.

При визначенні характеристики міцності за зрізу скористалися спеціальним пристосуванням (рис. 4.5)

Пристосування представляє собою гілятину, що складається з корпусу 1, в який з обох сторін монтуються втулки 2 з центральними отворами, взаємна співвісність яких виставляється та фіксується гайками 3. У верхній частині корпусу є шахта, в якій у вертикальному напрямі вільно переміщується ніж 4,

що передає навантаження з машини на кільце 5, яке проковзуючи між втулками давить на зразок 6 і руйнує його за механізмом зсуву. Вгорі на лицевій частині корпусу гілятини і на верхній видимій частині ножа кріпили упори 7 для тензометричного датчика переміщень.

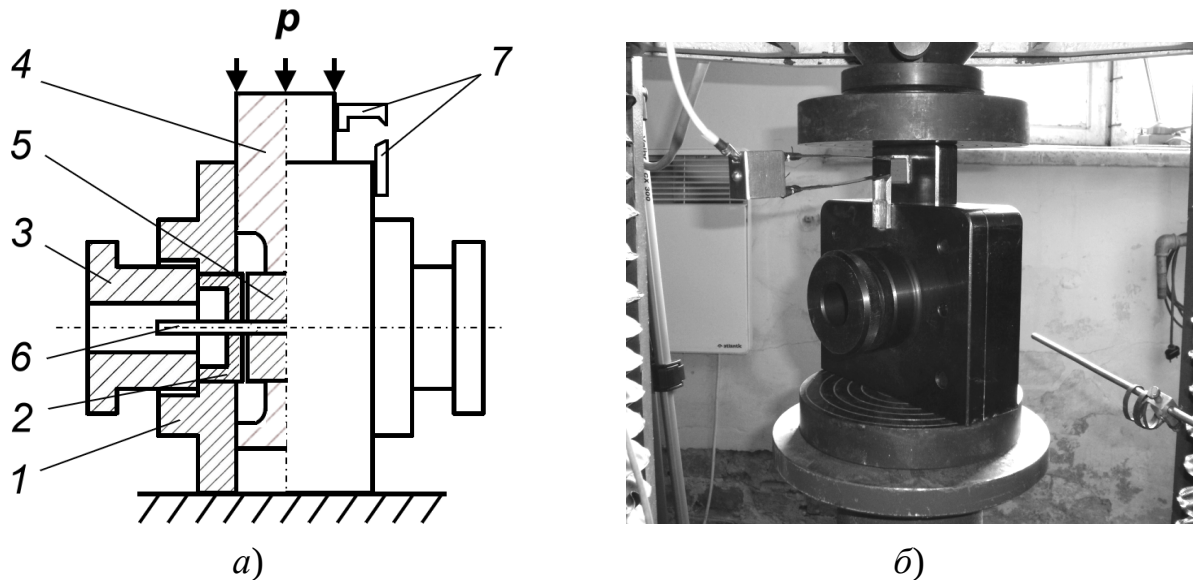


Рисунок 4.5 – Конструктивна схема (а) та загальний вигляд пристосування (б) для статичного деформування циліндричних зразків зрізом.

Сигнали сили, прикладеної до зразка та величини зміщень через АЦП Е-440 передаються на персональний комп'ютер, на якому в реальному часі будується діаграма “сила P – зміщення d ”.

Отримані таким чином діаграми статичного деформування термооброблених зразків за зрізу, на основі яких визначали характеристики $\tau_{0,3}$ та τ_b , зображено на рис. 4.6.

Твердість сталі різної мікроструктури визначали на стінці балкових зразків за Роквеллом, використовуючи твердомір ТК-2.

Результати механічних випробувань зведено в табл. 4.2. Аналізуючи результати випробувань встановлено, що зі збільшенням дисперсності структури характеристики міцності як за розтягу ($\sigma_{0,2}$, σ_b), так і за зрізу ($\tau_{0,3}$, τ_b) зростають, характеристики пластичності – спадають.

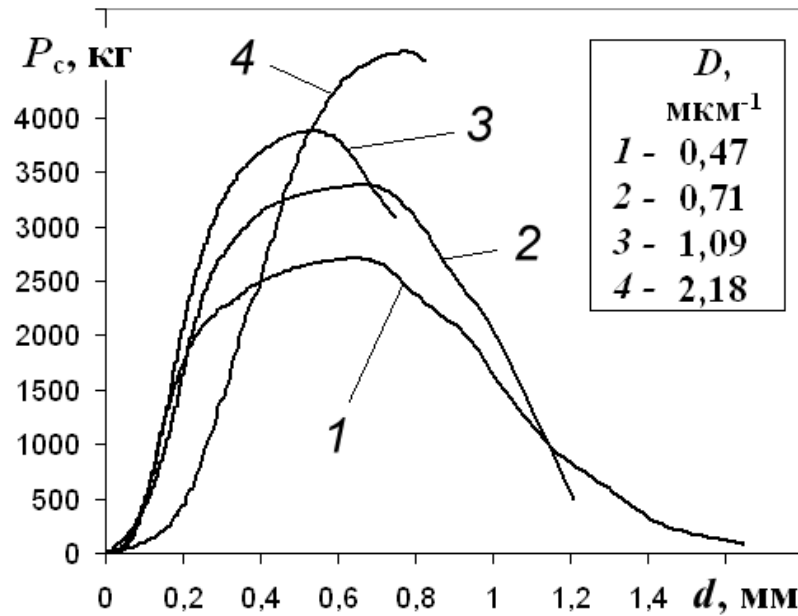


Рисунок 4.6 – Діаграми статичного зрізу циліндричних зразків.

Таблиця 4.2

Механічні властивості сталі 65Г різної мікроструктури

Дисперсність структури $D,$ мкм^{-1}	Механічні властивості				
	Характеристики міцності		Характеристики пластичності		Твердість HRC
	$\sigma_{0,2} / \tau_{0,3}$	σ_B / τ_B	δ_{10}	ψ	
	МПа		%		
0,47	910 / 490	1050 / 690	14	48	32
0,71	1160 / 650	1320 / 860	10	34	39
1,09	1530 / 780	1680 / 990	8	28	44
2,18	1810 / 950	2120 / 1170	6	27	54

4.2.3 Вплив мікроструктури та механічних характеристик на коефіцієнт тертя берегів тріщини

Результати випробувань з визначення коефіцієнта ТБТ f_c , згідно із запропонованим в розділі 2 способом, зведено в табл. 4.3.

Таблиця 4.3

Встановлення коефіцієнтів ТБТ сталі 65Г різної міцності

Умовна границя текучості $\tau_{0,3}$, МПа	Зусилля притиску P_N , кг	Зусилля зсуву F , кг	Співвідн. F / P_N	Коеф. ТБТ f_c
490	10	5,6	0,56	0,48
		4,7	0,47	
		4,0	0,40	
		4,8	0,48	
	15	7,1	0,47	
		6,9	0,46	
		6,8	0,45	
		7,3	0,49	
	30	15,8	0,53	
650	2	1,4	0,70	0,72
	6	4,3	0,72	
	10	7,8	0,78	
		6,7	0,67	
	15	11,2	0,75	
	20	14,2	0,69	
780	2	1,4	0,70	0,84
	6	5,5	0,92	
	10	8,6	0,86	
	20	18,0	0,90	
950	10	9,9	0,99	0,96
	20	18,6	0,93	

Для оцінки впливу параметрів мікроструктури та механічних характеристик сталі 65Г на коефіцієнт ТБТ f_c за поперечного зсуву будували деякі графічні залежності (рис. 4.7–4.10).

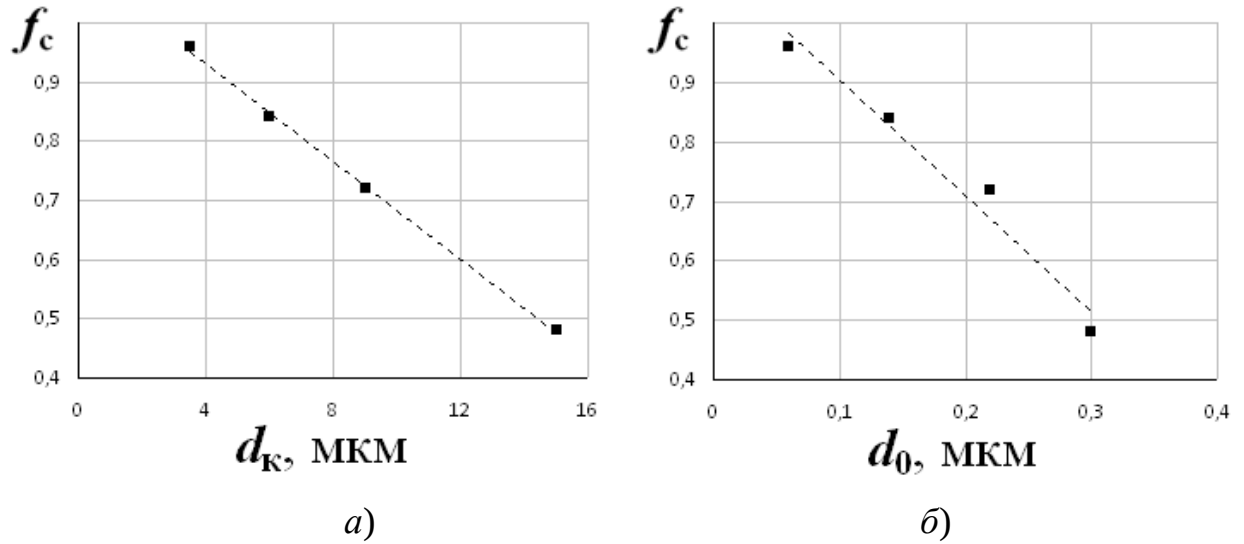


Рисунок 4.7 – Вплив розміру цементних колоній (а) та міжкарбідної віддалі (б) в мікроструктурі сталі 65Г на коефіцієнт ТБТ f_c .

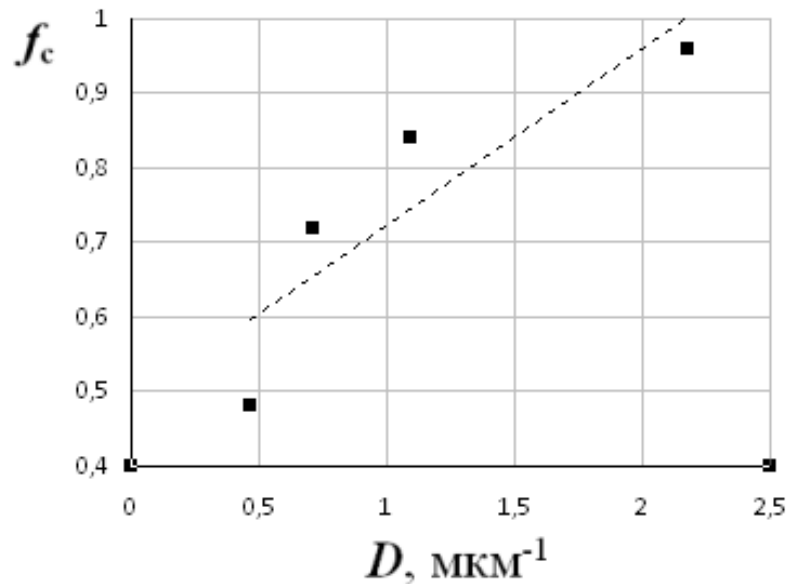
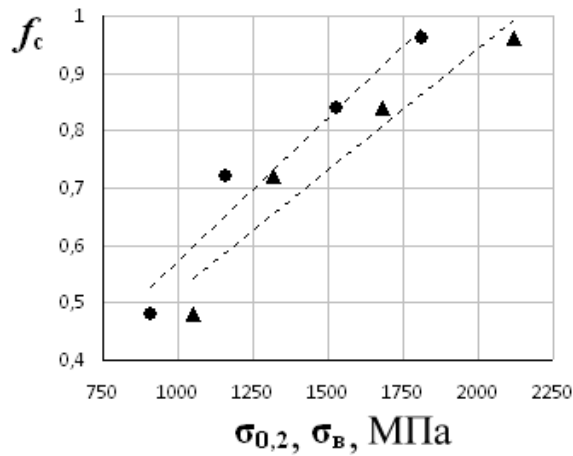
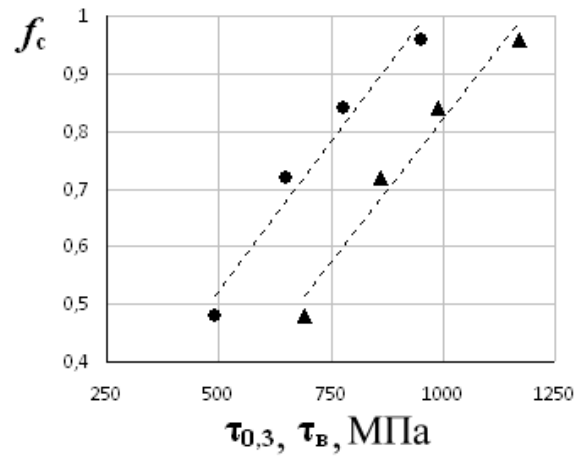


Рисунок 4.8 – Вплив дисперсності мікроструктури сталі 65Г на коефіцієнт ТБТ f_c .

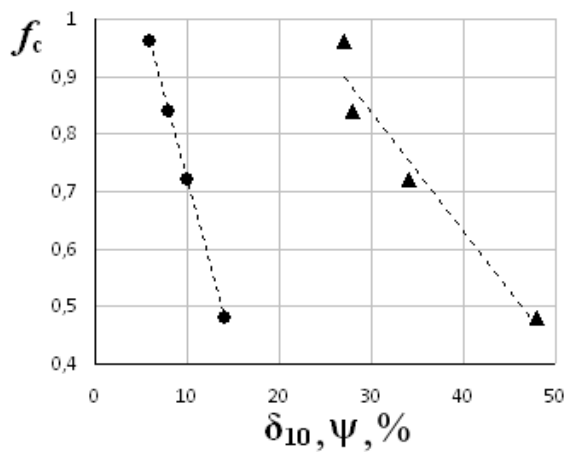


a)

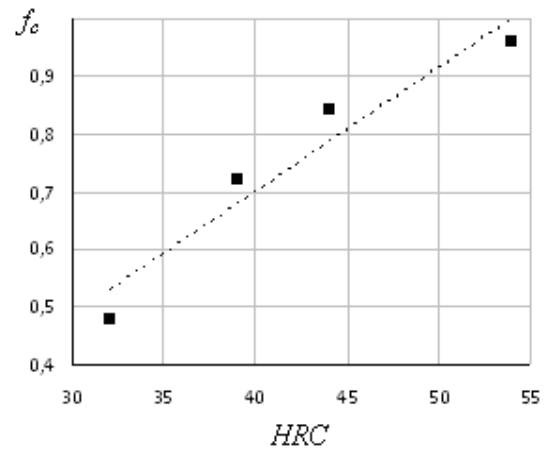


б)

Рисунок 4.9 – Залежність коефіцієнта ТБТ f_c від механічних характеристик за розтягу (а) та за зрізу (б).



a)



б)

Рисунок 4.10 – Залежність коефіцієнта ТБТ f_c від характеристик пластичності за розтягу (а) та твердості сталі 65Г (б).

Як видно з отриманих графічних залежностей, подрібнення структури сталі 65Г підвищує коефіцієнт ТБТ (рис. 4.7, 4.8). А оскільки дисперсність мікроструктури сталі визначає її механічні властивості, то закономірно, що підвищення характеристик міцності та твердості сталі спричиняє збільшення коефіцієнта ТБТ (рис. 4.9, 4.10б), а підвищення характеристик пластичності – навпаки (рис. 4.10а).

4.3 Кінетичні діаграми втомного руйнування сталі 65Г різної структури без та з врахуванням тертя берегів тріщини

Використовуючи розроблений підхід до дослідження циклічної тріщиностійкості побудували КДВР в різних структурних станах. На рис. 11 представлені побудовані КДВР з врахуванням ТБТ (рис. 11а) та без нього (рис. 11б).

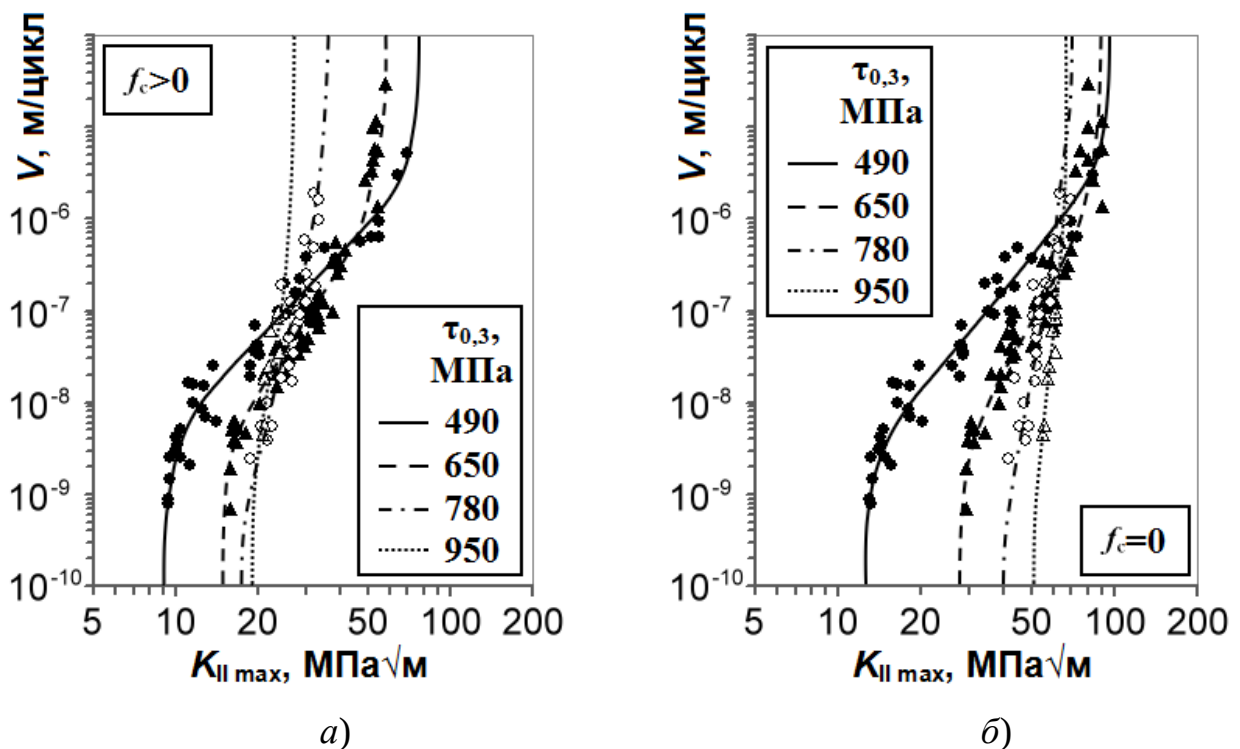


Рисунок 4.11 – КДВР сталі 65Г побудовані з врахуванням ТБТ (а) та без нього (б).

Як видно, діаграми мають похилу S-подібну форму, яка зі збільшенням міцності сталі (умовні границі текучості за зрізу $\tau_{0.3}$) проявляє тенденцію наближення до лінії, паралельної до осі ординат. Слід зауважити, що для $K_{II \max}$ близьких до 25 МПа $\sqrt{м}$, та швидкостей РВТ V близьких до 10^{-7} м/цикл (рис. 11а) є характерна ділянка, в якій діаграми для сталей різної міцності перетинаються, тобто відбувається інверсія опірності сталі 65Г росту втомної тріщини. Для низькоамплітудної ділянки діаграми характерними є те, що сталь,

яка володіє вищою міцністю чинить більший опір втомному руйнуванню, а ніж сталь з меншою міцністю. Для високоамплітудної ділянки, більшу опірність руйнуванню має сталь, яка володіє меншою міцністю. Аналогічні тенденції спостерігаються для випадку, коли при обчисленнях K_{II} ТБТ не враховувати (рис. 11б). Але необхідно зазначити, що характерна ділянка, де діаграми сталей різної міцності перетинаються, зміщена вправо – в сторону більших значень $K_{II \max}$. В цьому випадку КДВР перетинаються в ділянці, де $K_{II \max}$ набуває значень $60 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$, а $V \approx 10^{-6} \text{ м/цикл}$. Якщо групувати діаграми за подібністю, то це доцільно буде зробити послідовно в напрямку зростання границі міцності сталі $\tau_{0,3}$. Тобто, кінетика РВТ в сталі з $\tau_{0,3} = 490 \text{ МПа}$ близька до кінетики в сталі з $\tau_{0,3} = 650 \text{ МПа}$, а для сталі з $\tau_{0,3} = 780$ – до сталі з $\tau_{0,3} = 950 \text{ МПа}$. Із побудованих КДВР визначали основні та додаткові характеристики ЦТ. Результати представлено в табл. 4.4.

Таблиця 4.4

Характеристики ЦТ сталі 65Г різної міцності

Умовна границя текучості $\tau_{0,3}$, МПа	Коеф. ТБТ f_c	Характеристики ЦТ				Параметри рівняння середн. діл. КДВР	
		$K_{II \text{ th}}$	$K_{II \text{ 1-2}}$	$K_{II \text{ 2-3}}$	$K_{II \text{ fc}}$	C_{II}	n_{II}
		МПа $\sqrt{\text{м}}$				(МПа $\sqrt{\text{м}})^{-n_{II} \times \text{м/цикл}}$	
490	0,48	$\frac{9,0}{12,6}$	$\frac{14}{21}$	$\frac{50}{62}$	$\frac{76}{97}$	$\frac{3,935 \cdot 10^{-12}}{1,812 \cdot 10^{-13}}$	$\frac{3,154}{3,737}$
650	0,72	$\frac{14,8}{27,9}$	$\frac{18}{36}$	$\frac{43}{68}$	$\frac{58}{88}$	$\frac{9,764 \cdot 10^{-15}}{1,364 \cdot 10^{-17}}$	$\frac{4,691}{5,735}$
780	0,84	$\frac{17,3}{40,0}$	$\frac{20}{44}$	$\frac{29}{57}$	$\frac{36}{71}$	$\frac{1,499 \cdot 10^{-25}}{2,022 \cdot 10^{-38}}$	$\frac{12,394}{17,655}$
950	0,96	$\frac{19,2}{51,0}$	$\frac{21}{54}$	$\frac{24}{61}$	$\frac{27}{65}$	$\frac{1,209 \cdot 10^{-38}}{1,482 \cdot 10^{-62}}$	$\frac{22,441}{30,723}$

Примітка: в чисельнику подані значення обчислені з врахуванням ТБТ, в знаменнику – без врахування ТБТ (при обчисленнях K_{II} приймали $f_c = 0$).

Аналізуючи отримані при обчисленнях з врахуванням ТБТ числові значення встановлено, що з підвищення умовної границі текучості $\tau_{0,3}$ з 490 до 950 МПа $K_{II\text{th}}$ зростає з 9 до 19,2 МПа $\sqrt{\text{м}}$, а $K_{II\text{fc}}$ спадає з 76 до 27 МПа $\sqrt{\text{м}}$. Степеневий показник n_{II} зростає з 3,154 до 22,441.

4.4 Вплив механічних характеристик на характеристики циклічної тріщиностійкості сталі 65Г

На основі визначених характеристик ЦТ сталі 65Г після різних ТО побудовано діаграми конструкційної міцності (рис. 4.12, 4.13) в яких змінним параметром є умовна границя текучості за зрізу $\tau_{0,3}$. Показано, що встановлені тенденції зміни характеристик ЦТ від міцності зберігаються, навіть коли при обчисленнях K_{II} не враховувати ТБТ, приймаючи $f_c = 0$.

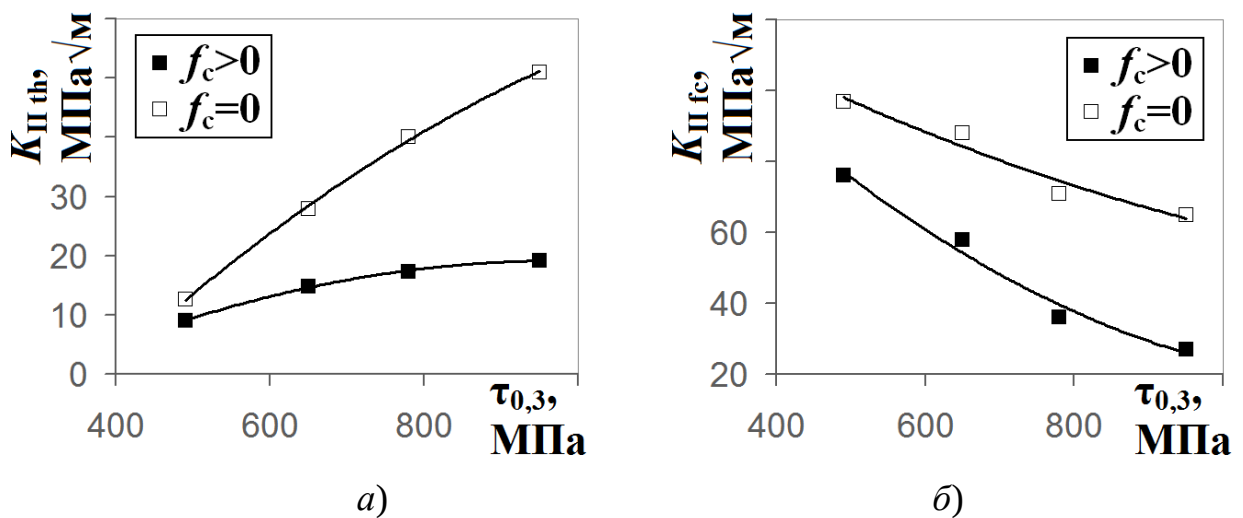


Рисунок 4.12 – Вплив умовної границі текучості на поріг втоми (а) та на циклічну в'язкість руйнування (б) сталі 65Г.

Отримані залежності зіставлено з аналогічними, відомими для руйнування сталей типу 65Г нормальним відривом (рис. 4.14). Залежності циклічної в'язкості руйнування $K_{II\text{fc}}$ та степеневого показника n від умовної границі текучості сталі подібні, а пороги втоми $K_{II\text{th}}$ – обернені.

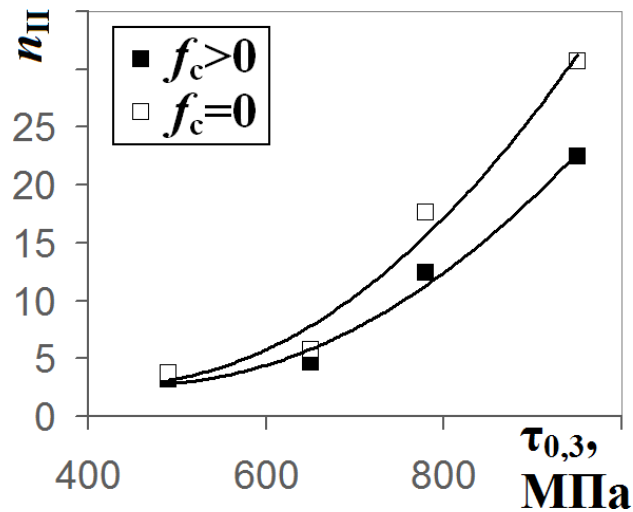


Рисунок 4.13 – Вплив умовної границі текучості сталі 65Г на степеневий показник рівняння середньої ділянки КДВР.

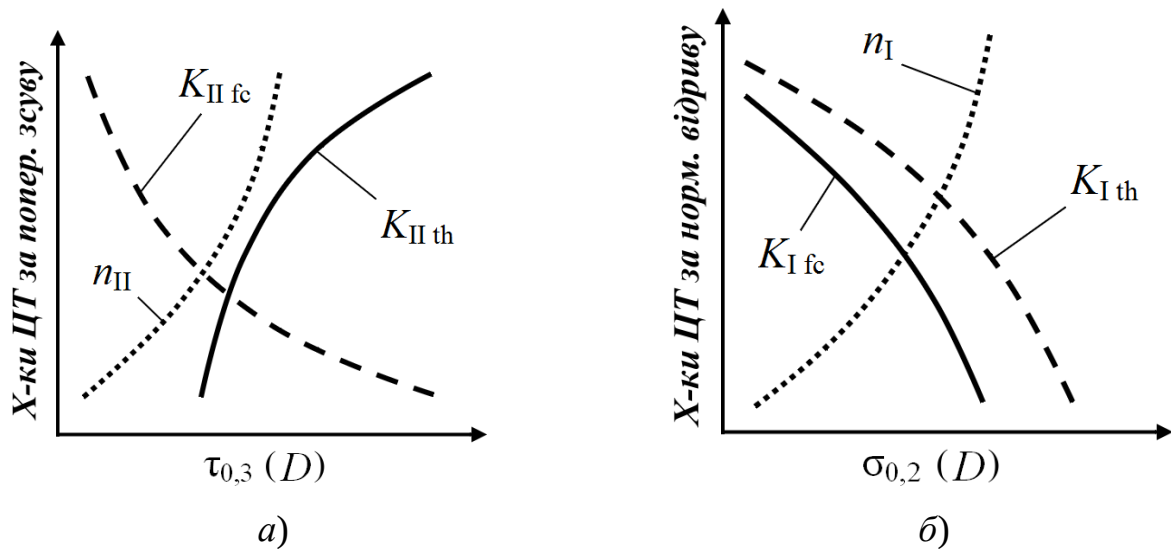


Рисунок 4.14 – Схематичні залежності характеристик ЦТ за поперечного зсуву (а) та нормального відриву (б) від характеристик міцності сталей типу 65Г.

З метою підтвердження достовірності отриманих результатів, числові значення порогів втоми сталі 65Г різної міцності співставляли зі значеннями для інших конструкційних сталей, відомих у літературі. Для цього будували діаграму в координатах “границя міцності σ_b – поріг втоми $K_{II\ th}$ ” (рис. 4.15). Необхідно зазначити, що для коректного співставлення $K_{II\ th}$ визначали з виразу $K_{II\ th} = \Delta K_{II\ th} / (1-R)$, де $\Delta K_{II\ th}$ – пороговий розмах максимального КІН в циклі

навантаження. З побудованих графічних залежностей (рис. 4.15) слідує, що отримані результати добре корелюють з результатами інших дослідників.

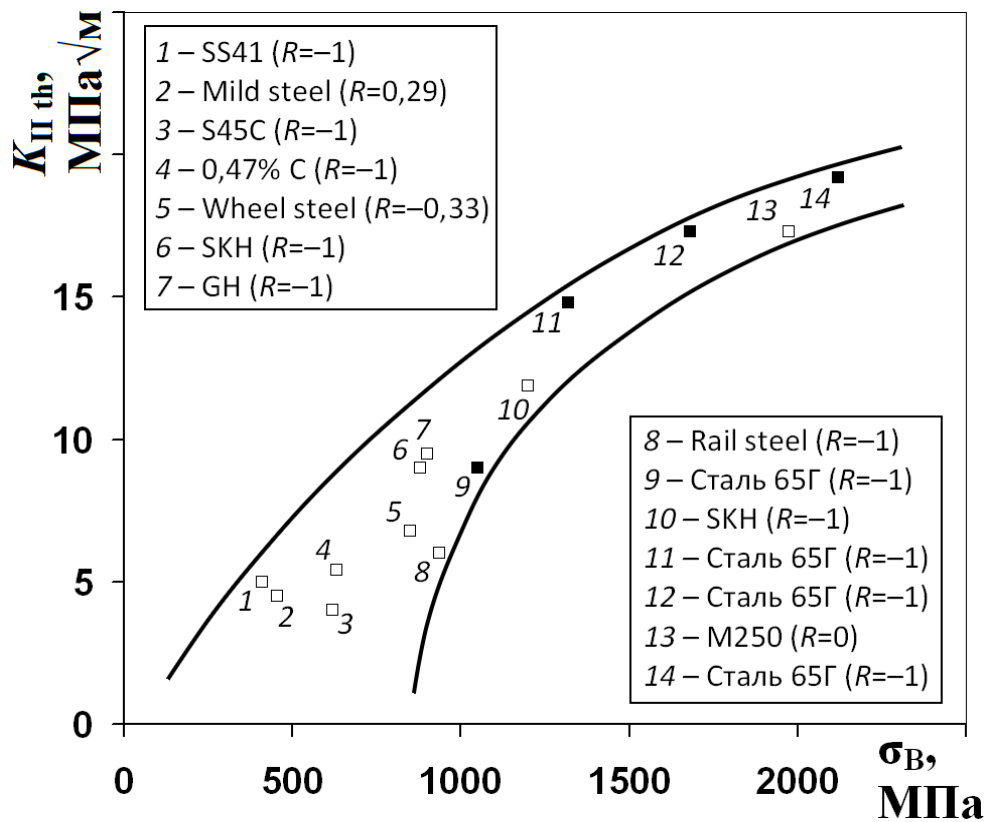


Рисунок 4.15 – Залежність порогів втоми за поперечного зсуву від границі міцності сталей за результатами автора (■)

та за літературними даними (□):

1, 6, 7, 8 – [31], 2 – [40], 3 – [33], 4 – [34], 5, 10 – [32], 13 – [35].

4.5 Зіставлення характеристик циклічної тріщиностійкості сталі 65Г за поперечного зсуву з аналогічними за нормального відриву

Щоби порівняти опірність сталі РВТ за поперечного зсуву та за нормального відриву співставляли відповідні КДВР (рис. 4.16). КДВР в логарифмічних координатах “максимальний КІН $K_{I \max}$ – швидкість РВТ V ” будували за розтягу стандартних компактних зразків з довжиною робочої частини $b = 45$ мм та товщиною $t = 10$ мм за асиметрії циклу навантаження

$R = 0,1$ згідно з методичними рекомендаціями [22] та визначали основні характеристики ЦТ за нормального відриву. Встановлено, що для сталі 65Г в низькоміцному стані ($\sigma_B = 1050$ МПа) поріг втоми $K_{I\text{th}} = 7,9$ МПа $\sqrt{\text{м}}$, умовний центр симетрії діаграми $K_I^* = 32$ МПа $\sqrt{\text{м}}$, циклічна в'язкість руйнування $K_{I\text{fc}} = 121$ МПа $\sqrt{\text{м}}$.

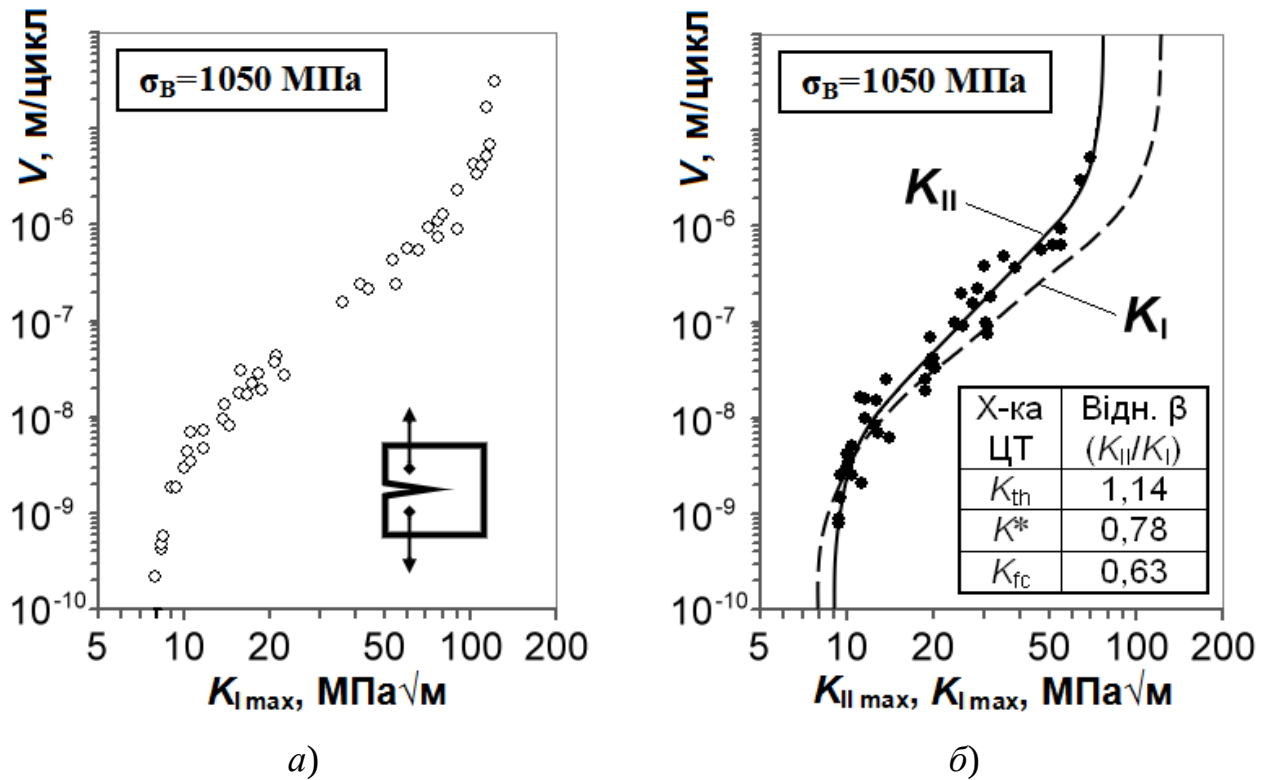


Рисунок 4.16 – КДВР сталі 65Г у низькоміцному стані за нормального відриву (а) співставлена з аналогічною за поперечного зсуву (б).

Для порівняння визначених числових значень характеристик ЦТ для обох макромеханізмів руйнування ввели параметр β , який характеризує відношення характеристик ЦТ за поперечного зсуву до аналогічних за нормального відриву. Встановлено, що для порогів втоми параметр $\beta_{\text{th}} = 1,14$, для умовного центру симетрії діаграми $\beta^* = 0,78$, а для циклічної в'язкості руйнування $\beta_{\text{fc}} = 0,63$. Як видно, $\beta^* < 1$ та $\beta_{\text{fc}} < 1$, що вказує на меншу опірність сталі РВТ за середньо- та високоамплітудних циклічних навантажень в напрямку максимальних зсувних напружень за поперечного зсуву, аніж в напрямку максимальних розтягальних напружень за нормального відриву.

Висновки до розділу 4

1. Розроблено методику побудови кінетичних діаграм втомного руйнування сталей за поперечного зсуву з врахування тертя берегів тріщини та визначення основних і додаткових характеристик циклічної тріщиностійкості.
2. Експериментальним способом визначено коефіцієнт тертя багерів тріщини за поперечного зсуву сталі 65Г в різних структурних станах та показано, що зі збільшенням характеристик міцності сталі він зростає від 0,48 до 0,96.
3. Побудовано кінетичні діаграми втомного руйнування сталі 65Г за поперечного зсуву різної міцності з врахуванням тертя берегів тріщини та без нього. На цій основі визначено характеристики циклічної тріщиностійкості та записано рівняння для середніх ділянок діаграм у вигляді степеневих залежностей.
4. Встановлено вплив механічних характеристик на характеристики циклічної тріщиностійкості сталі 65Г за поперечного зсуву. Показано, що із збільшення умовної границі текучості сталей за зрізу поріг втоми за поперечного зсуву зростає, а циклічна в'язкість руйнування – знижується. Така інверсія не відбувається за нормального відриву сталей типу 65Г, коли поріг втоми так само як циклічна в'язкість руйнування падають зі зростанням умовної границі текучості сталей.
5. На основі зіставлення кінетичних діаграм втомного руйнування за поперечного зсуву та нормального відриву встановлено, що на середньо- та високоамплітудній ділянці діаграми сталі 65Г у низькоміцному стані чинить менший опір руйнуванню, коли тріщина розвивається в напрямку максимальних зсувних напружень.

РОЗДІЛ 5

ЗАЛЕЖНІСТЬ ПОШКОДЖУВАНOSTІ ЗАЛІЗНИЧНИХ КОЛІС
ВІД ХАРАКТЕРИСТИК ЦИКЛІЧНОЇ ТРІЩИНОСТІЙКОСТІ СТАЛЕЙ

5.1 Вищербини на поверхні кочення залізничних коліс

Відомо, що залізничні колеса працюють за умов контактної втоми, а на їх поверхні кочення та у приповерхневих об'ємах матеріалу внаслідок знакозмінних навантажень накопичуються мікропошкодження (рис. 5.1), що призводять до зародження і росту тріщин [94–101]. В поодиноких випадках це призводять до повного катастрофічного руйнування виробів, а найчастіше – до утворення дефектів у вигляді вищербин (рис. 5.2) [98].

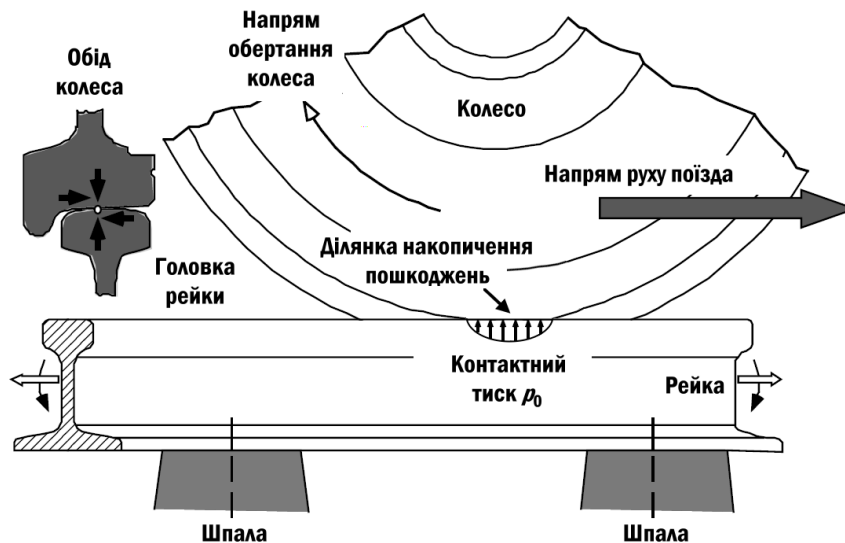


Рисунок 5.1 – Схема взаємодії залізничного колеса та рейки.

На основі аналізу поверхонь кочення реальних залізничних коліс в літературі запропоновано базові схеми утворення вищербин (рис. 5.3), коли розвиток цього процесу визначає довговічність (N) на різних стадіях розшарування (рис. 5.3а) та пітингоутворення (рис. 5.3б).



Рисунок 5.2 – Вищербини на поверхні
кочення залізничних коліс.

Згідно з цими схемами ріст втомної тріщини відбувається по чергово за різної комбінації розмахів КІН нормального відриву (ΔK_I) та поперечного зсуву (ΔK_{II}). Зародження втомної тріщини може відбуватися як з поверхні кочення, так і в підповерхневих шарах. Існує гіпотеза [101] про зародження тріщин від неметалевих включень сульфідів марганцю та інших.

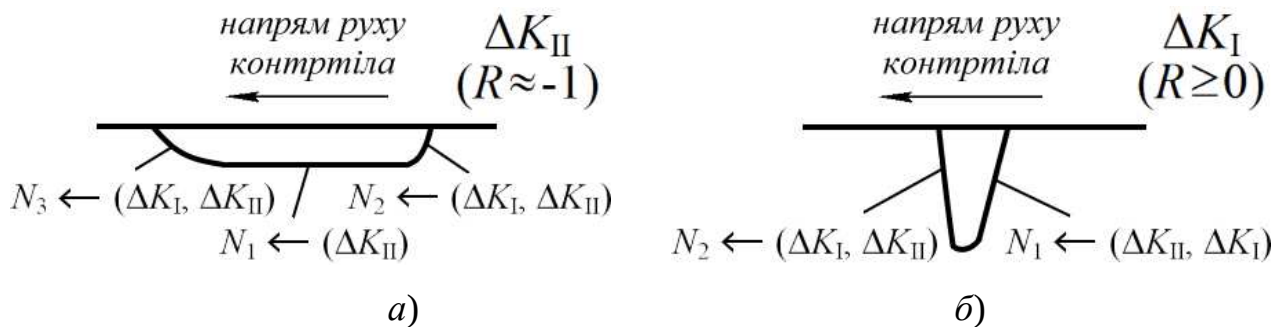


Рисунок 5.3 – Схеми утворення вищербин
через відшарування (а) та пітинг (б).

Згідно з схемою, яка пояснює пітингоутворення (рис. 5.3б), тріщина зароджена з поверхні кочення росте вглиб матеріалу колеса під певним кутом за одночасної дії обох макромеханізмів – поперечного зсуву і нормального відриву (N_I). Зі збільшенням її довжини змінюється механізм руйнування при її вершині: від сумісної дії поперечного зсуву і нормального відриву ($\Delta K_{II} + \Delta K_I$) до поширення її за нормальним відривом і поперечним зсувом ($K_I + K_{II}$) (N_2) при виході її на поверхню кочення. В свою чергу для вищербини через

відшарування (рис. 5.3а) характерним є значний період її формування від поширення тріщини переважно за поперечного зсуву (N_I), що контролюється через ΔK_{II} . При досягненні своєї деякої довжини тріщина повертає до поверхні кочення (N_2, N_3). На цьому етапі вона поширюється за змішаним механізмом ($\Delta K_I + \Delta K_{II}$).

Оскільки для відшарувань домінуючим і визначальним є розмах ΔK_{II} [102–106], оцінювання опірності залізничних коліс утворенню вищербин загалом необхідно здійснювати з урахуванням характеристик ЦТ сталей не тільки за нормального відриву, а й за поперечного зсуву.

5.2 Зміна характеристик циклічної тріщиностійкості з підвищенням міцності сталі

Оскільки сталь 65Г за своєю хімічною композицією (див. табл. 5.1) є аналогом колісних сталей та відповідає сталі марки “Т”, то на основі визначених для неї характеристик ЦТ за поперечного зсуву та нормального відриву зроблено спробу оцінити опірність утворення вищербин для її середньоміцного (СМ) та високоміцного (ВМ) структурного станів.

Таблиця 5.1

Хімічний склад сталей [107, 108]

Сталь	Масова частка хімічних елементів, %								
	C	Mn	Si	V	S	P	Cr	Ni	Cu
1	0,44- 0,52	0,80- 1,20	0,40- 0,65	0,08- 0,15	$\leq 0,025$	$\leq 0,030$	$\leq 0,30$		
2	0,55- 0,63	0,50- 0,90	0,22- 0,45	$\leq 0,10$					

Продовження табл. 5.1

Т	0,62- 0,70	0,50- 1,00	0,22- 0,65	$\leq 0,15$	0,005- 0,025	$\leq 0,030$	$\leq 0,40$	$\leq 0,30$
Л	0,48- 0,54	0,80- 1,20	0,45- 0,65	0,08- 0,15	$\leq 0,020$		$\leq 0,25$	
65Г	0,62- 0,70	0,90- 1,20	0,17- 0,37	—	$\leq 0,035$		$\leq 0,25$	$\leq 0,20$

З цією метою, на основі результатів власних експериментів (випробування за поперечного зсуву) викладених в розділі 4, а також спільних досліджень з відділом №17 ФМІ НАНУ (випробування за нормального відриву) апроксимовано КДВР термозміцненої сталі 65Г (рис. 5.4а, б), визначено відповідні характеристики ЦТ (табл. 5.2), а також побудовано гістограму (рис. 5.5), яка відображає зміну характеристик ЦТ за різних макромеханізмів руйнування при підвищенні границі міцності сталі 65Г від 1320 до 1680 МПа.

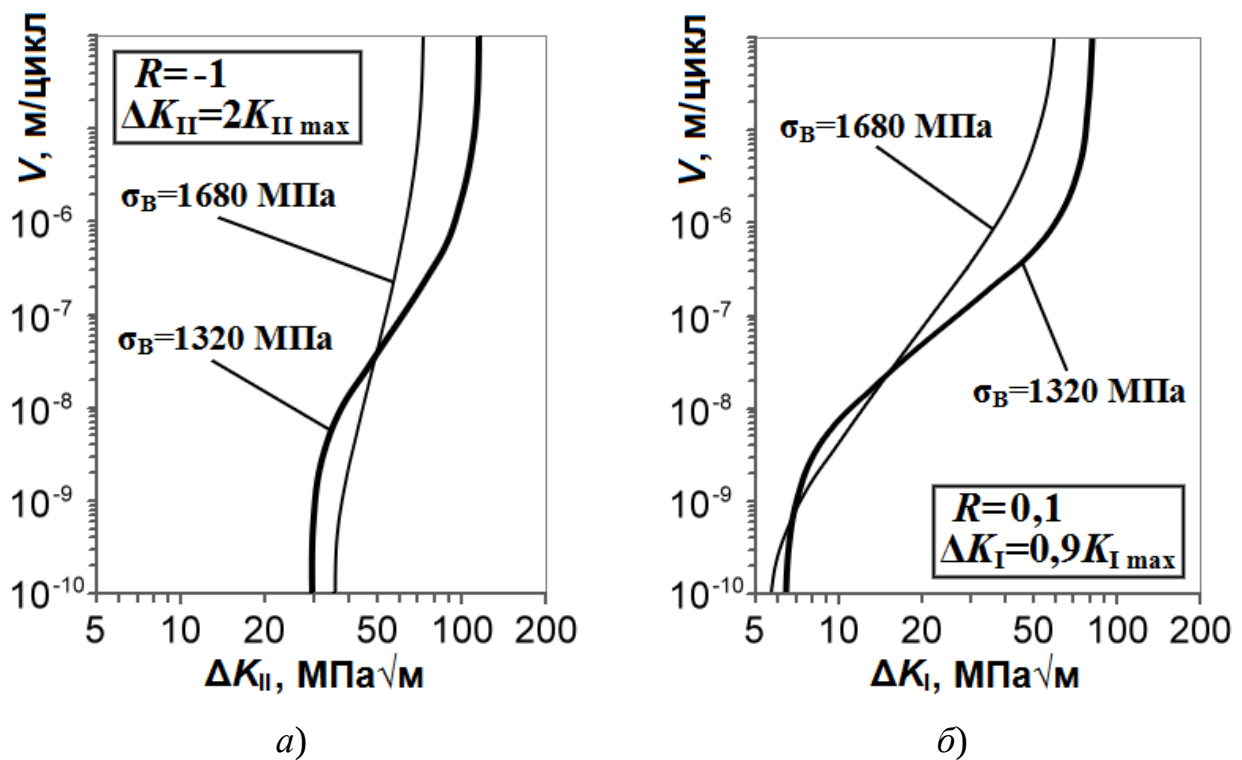


Рисунок 5.4 – Апроксимовані КДВР термозміцненої сталі 65Г за поперечного зсуву (а) та нормального відриву (б).

Як видно з результатів, найчутливішою та визначальною характеристикою ЦТ до зміни міцності сталі є циклічна в'язкість руйнування ΔK_{fc} як для руйнування поперечним зсувом, так і нормальним відривом. З підвищенням міцності ΔK_{fc} знижується на 38 % за поперечного зсуву та на 24 % за нормального відриву.

Таблиця 5.2

Характеристик ЦТ сталі 65Г за різних макромеханізмів РВТ

Границя міцності сталі 65Г σ_B , МПа	Характеристики ЦТ					Параметри степ. залежності	
	ΔK_{th}	ΔK_{1-2}	ΔK^*	ΔK_{2-3}	ΔK_{fc}	C	n
	МПа $\sqrt{м}$					(МПа $\sqrt{м}$) $^{-n} \times$ $\times м/цикл$	
1050 (СМ)	18,0	28	51	100	153	$4,062 \cdot 10^{-13}$	3,173
	7,1	14	29	67	109	$2,204 \cdot 10^{-11}$	2,503
1320 (ВМ)	29,6	36	63	86	116	$3,694 \cdot 10^{-16}$	4,701
	6,4	11	27	48	81	$2,058 \cdot 10^{-11}$	2,578

Примітка: в чисельнику вказані значення для поперечного зсуву (ΔK_{II}), а в знаменнику для нормального відриву (ΔK_I).

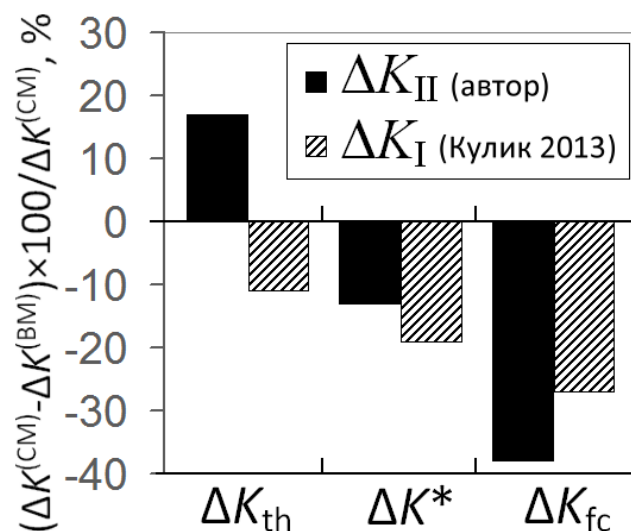


Рисунок 5.5 – Вплив підвищення границі міцності сталі 65Г від 1320 до 1680 МПа на зміну характеристик ЦТ.

5.3 Установка для випробувань модельних коліс на контактну втому

Для випробування сталей за умов контактної втоми науковцями відділу №17 Фізико-механічного інституту ім. Г.В. Карпенка НАН України під керівництвом О. Остаха сконструйовано та виготовлено установку [109] (рис. 5.6), яка імітує роботу пари “колесо-рейка”.

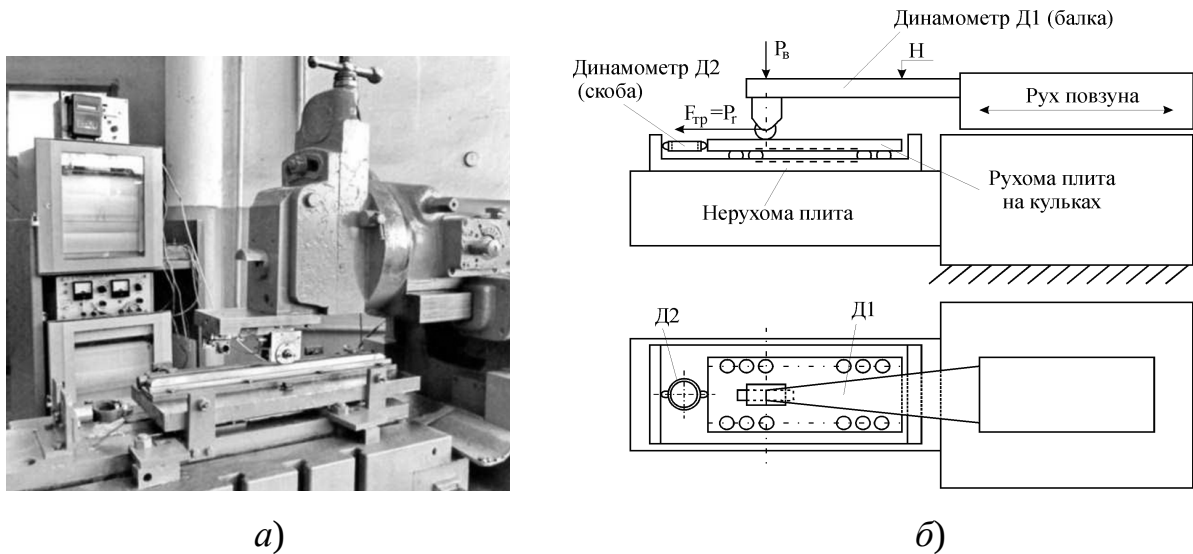


Рисунок 5.6 – Загальний вигляд установки для випробувань сталей на контактну втому (а) та схема розміщення її основних конструктивних елементів (б)

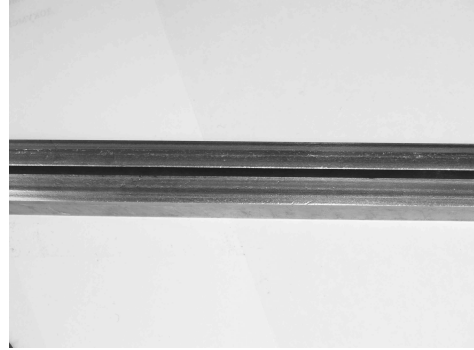
Установка, яка представляє собою випробувальний стенд (рис. 5.6б) з контроллером навантаження (динамометр Д1) та контроллером сили тертя (динамометр Д2) у вигляді тензометричних балки та скоби відповідно. Оригінальною опцією цього стенду, яка відрізняє його від аналогів відомих з літератури, наприклад [31], є поступально-зворотний хід повзуна, що забезпечує кочення колеса рейкою під навантаженням тільки в одному напрямку.

Використовуючи вищеписану установку, проводили випробування модельних зразків колеса та рейки (рис. 5.7а, б), з габаритними розмірами:

товщина 4 мм, діаметр 40 мм (рис. 5.7а) і довжина 220 мм, ширина 4 мм, висота 16 мм відповідно (рис. 5.7б).



а)



б)

Рисунок 5.7 – Модельні зразки колеса (а) та рейки (б).

Експериментальні дослідження проводили при навантаженні на колесо $P = 130$ кг, тоді напруження в зоні контакту пари колесо-рейка становили [110]:

$$p_0 = 0,5642 \sqrt{\frac{P}{\eta \cdot b \cdot R}} \quad (5.1)$$

$$p_0 = 0,5642 \sqrt{\frac{130 \text{ кг}}{0,91 \cdot 10^{-4} \frac{\text{мм}^2}{\text{кг}} \cdot 4 \text{ мм} \cdot 20 \text{ мм}}} = 75 \frac{\text{кг}}{\text{мм}^2}$$

5.4 Залежність кількості дефектів на поверхні кочення коліс від циклічної в'язкості руйнування сталей

Випробовуванням на контактну втому піддавали модельні колеса із зазначеної пари сталей (див. рис. 5.4). Після 200 тис. циклів кочення поверхню кочення коліс досліджували на оптичному мікроскопі та ідентифіковували контактено-втомні пошкодження. При обстеженні виявлено, що на поверхні кочення високоміцного колеса (рис. 5.8б) утворилося значно більше дефектів,

подібних за формою до відшарувань і до пітингів, у порівнянні з поверхнею середньоміцного колеса (рис. 5.8а). Такі тенденції (рис. 5.9) відповідають статистичним даним науково-дослідної лабораторії Укрзалізниці за 2005–2008 рр. [98].

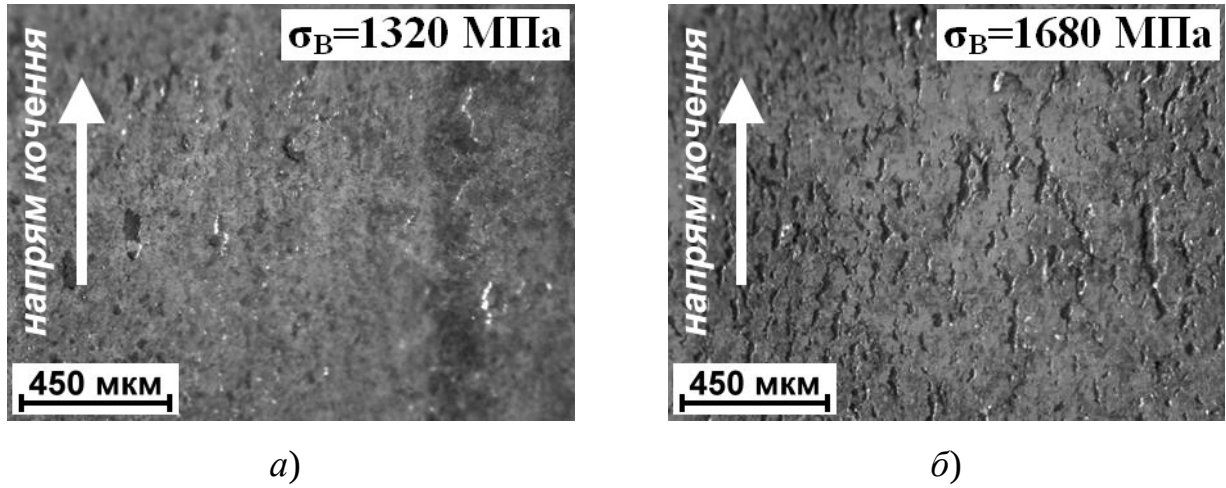


Рисунок 5.8 – Дефекти на поверхні кочення середньоміцного (а) та високоміцного (б) модельних коліс.

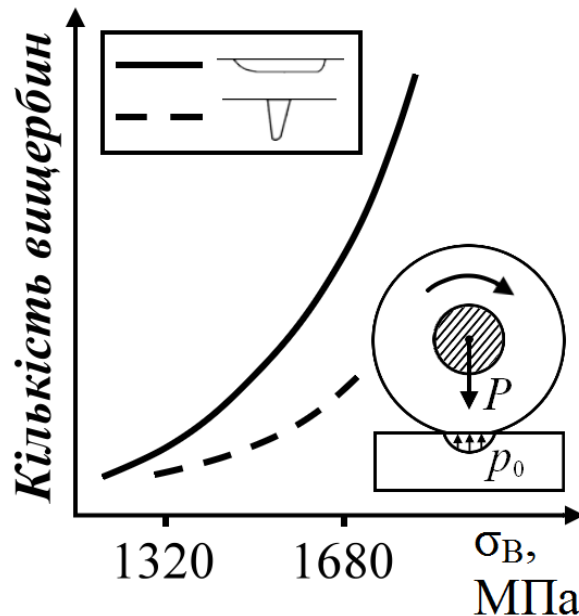


Рисунок 5.9 – Схематичні залежності кількості вищербин на поверхні кочення від міцності коліс.

Такі залежності пояснюються рівнем циклічної в'язкості руйнування ΔK_{fc} , яка для високоміцної сталі є меншою як за поперечного зсуву, так і за нормального відриву.

На підставі результатів проведених експериментів, для запобігання утворення вищербин через відшарування чи пітингоутворення на поверхні кочення залізничних коліс рекомендовано обирати сталі для їх виготовлення з високою циклічною в'язкістю руйнування ΔK_{fc} , не тільки за нормального відриву, але й за поперечного зсуву (рис. 5.12).

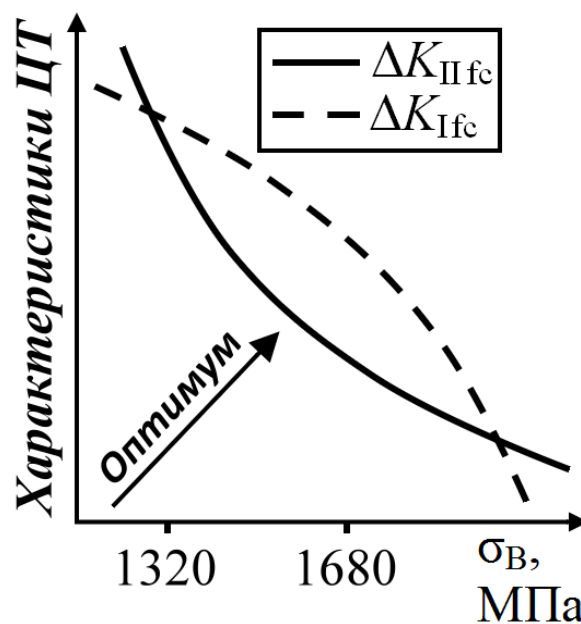


Рисунок 5.10 – Схема вибору оптимального матеріалу для підвищення ресурсу коліс.

Висновки до розділу 5

1. На основі кінетичних діаграм втомного руйнування сталі 65Г в середньо- та високоміцному структурних станах визначено характеристики циклічної тріщиностійкості за нормального відриву і поперечного зсуву.
2. На основі характеристик циклічної тріщиностійкості побудовано гістограму, за якою встановлено вплив підвищення міцності сталі на її

опірність росту втомних тріщин на різних ділянках кінетичної діаграми втомного руйнування.

3. Встановлено, що найчутливішою до зміни структури сталі, а отже і визначальною характеристикою циклічної тріщиностійкості, є циклічна в'язкість руйнування як за поперечного зсуву, так і за нормального відриву.

4. За результатами випробувань середньо- та високоміцних модельних коліс на контактну втому встановлено збільшення кількості пошкоджень на їх поверхні кочення подібних до відшарувань та пітингів відповідно до збільшенням міцності сталі, що пояснюється зменшенням її циклічної в'язкості руйнування.

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

1. Запропоновано новий зразок у формі двотаврової балки з краєвим надрізом і повздовжніми бічними канавками та K -тарувальну залежність для визначення характеристик циклічної тріщиностійкості конструкційних матеріалів за поперечного зсуву.

2. Розроблено методику побудови кінетичних діаграм втомного руйнування сталей з визначенням характеристик циклічної тріщиностійкості за поперечного зсуву та апробовано її на сталі 65Г різної міцності. Ця методика є основою проекту відповідного нормативного документа.

3. Вперше визначено коефіцієнт тертя берегів зсувної тріщини експериментальним способом та показано, що зі збільшенням характеристик міцності сталі 65Г у два рази він зростає з 0,48 до 0,96.

4. Вперше досліджено кінетику втомних тріщин за поперечного зсуву в діапазоні швидкостей $10^{-10} \dots 10^{-4}$ м / цикл. Встановлено тенденцію зростання порогів втоми з підвищенням умовної границі текучості сталі 65Г на відміну від тенденції їх спадання за нормального відриву, а для циклічної в'язкості руйнування – тенденції подібні.

5. Співставлено кінетичні діаграми втомного руйнування за поперечного зсуву та нормального відриву. Встановлено, що опірність сталі 65Г в низькоміцному стані росту втомної тріщини за середньо- та високоамплітудних циклічних навантажень в напрямку максимальних зсувних напружень є меншою, ніж в напрямку максимальних розтягальних напружень.

6. На основі аналізу характеристик циклічної тріщиностійкості за поперечного зсуву та нормального відриву показано, що сталь 65Г у високоміцному стані за високоамплітудних навантажень чинить значно менший опір втомному руйнуванню, ніж у середньоміцному. Так, її циклічна в'язкість руйнування менша на 38 та 27 % відповідно.

7. Запропоновано вибирати циклічну в'язкість руйнування за визначальну характеристику для оцінювання пошкоджуваності поверхні

кочення залізничних коліс за контактної втоми. Це узгоджено з результатами натурних експериментів, згідно яких у високоміцних модельних колесах утворюється значно більше дефектів, подібних до відшарувань та пітингів, ніж у середньоміцних.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Ленковський Т. М. Вплив тертя берегів тріщини на циклічну тріщиностійкість сталі 65Г за поперечного зсуву / Т. М. Ленковський // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2014. – №5. – С. 53–57.
2. Іваницький Я. Л. Методика побудови кінетичних діаграм втомного руйнування сталей за поперечного зсуву з врахуванням тертя берегів тріщини / Я. Л. Іваницький, Т. М. Ленковський, В. М. Бойко, С. Т. Штаюра // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2013. – №6. – С. 41–45.
3. Кунь П. С. Визначення коефіцієнта інтенсивності напружень для тріщини поперечного зсуву у балковому зразку / П. С. Кунь, С. Т. Штаюра, Т. М. Ленковський // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2014. – №2. – С. 50–53.
4. Ленковський Т. М. Визначення характеристик циклічної тріщиностійкості сталей за поперечного зсуву (огляд) / Т. М. Ленковський // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2014. – №3. – С. 29–37.
5. Іваницький Я. Л. Визначення характеристик тріщиностійкості сталі 09Г1С за поперечного зсуву / Я. Л. Іваницький, С. Т. Штаюра, Т. М. Ленковський, Ю. В. Мольков // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2013. – №5. – С. 73–78.
6. Патент на корисну модель № 74163. Зразок для визначення характеристик циклічної тріщиностійкості конструкційних матеріалів за поперечного зсуву / Іваницький Я. Л., Ленковський Т. М., Штаюра С. Т., Мольков Ю. В. – Опубл. 25.10.2012, Бюл. № 20.
7. Патент на корисну модель № 73715. Установка для утворення втомної тріщини поперечного зсуву в балковому зразку / Іваницький Я. Л., Штаюра С. Т., Ленковський Т. М., Мольков Ю. В., Квашнівський Ю. І. – Опубл. 10.10.2012, Бюл. № 19.
8. Панасюк В. В. Нормативи на сталі для запобігання експлуатаційних дефектів на поверхні кочення суцільнокатаних високоміцних залізничних коліс / В. В. Панасюк, О. П. Осташ, І. М. Андрейко та ін. // Проблеми ресурсу і

безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин. – Київ: Ін-т електрозварювання ім. Є. О. Патона НАНУ, 2012. – С. 594–598.

9. Штаюра С. Т. Методичні рекомендації для визначення характеристик циклічної тріщиностійкості матеріалів за поперечного зсуву / С. Т. Штаюра, Т. М. Ленковський // Праці 5-ї міжнар. конф. з Механіки руйнування матеріалів та міцності конструкцій (Львів, 2014) / Під заг. ред. В. В. Панасюка. – Львів: ФМІ НАНУ, 2014. – С. 187–194.

10. Осташ О. Зв'язок між пошкоджуваністю поверхні кочення залізничних коліс та циклічною тріщиностійкістю сталей / О. Осташ, В. Кулик, Т. Ленковський // 12-ий Міжнародний симпозіум інженерів-механіків у Львові. Тези доповідей – Львів: КІНПАТРИ ЛТД, 2015. – С. 6–7.

11. Ленковський Т. М. Методика побудови кінетичних діаграм втомного руйнування за поперечного зсуву / Т. М. Ленковський // Матеріали XXII Відкритої науково-технічної конференції молодих науковців і спеціалістів ФМІ НАН України КМН-2011 (Львів, 2011) “Проблеми корозійно-механічного руйнування, інженерія поверхні, діагностичні системи”. – Львів: ФМІ НАНУ, 2011. – С. 51–54.

12. Механика разрушения и прочность материалов: Справ. пос. в 4-х т. / Под общ. ред. В. В. Панасюка. – Т.1: Основы механики разрушения материалов / В. В. Панасюк, Е. О. Андрейків, В. З. Партон. – К.: Наук. думка, 1988. – 488 с.

13. Коцаньда С. Усталостное разрушение металлов / С. Коцаньда. – М.: Металлургия, 1976. – 456 с.

14. Форрест П. Усталость металлов / П. Форрест. – М.: Машиностроение, 1968. – 352 с.

15. Міллер К. Дж. Втома металів: минуле, сучасне та майбутнє / К. Дж. Міллер // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 1991. – №5. – С. 9–26.

16. Иванова В. С. Природа усталости металлов / В. С. Иванова, В. Ф. Терентьев – М.: Металлургия, 1975. – 456 с.

17. Ярема С. Я. Стадійність усталостного разрушения и ее следствия / С. Я. Ярема // Физ.-хим. механика материалов. – 1973. – №6. – С. 66–72.

18. Irwin G. R. Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate / G. R. Irwin. // Journal of Applied Mechanics (Transactions of the ASME). – 1957. – 24. – P. 361–364.
19. Хеллан К. Введение в механику разрушения / К. Хеллан [Пер. с англ.] – М.: Мир, 1988. – 364 с.
20. Нотт Дж.Ф. Основы механики разрушения / Дж.Ф. Нотт – М.: Металлургия, 1978. – 256 с.
21. Механика разрушения и прочность материалов: Справ. пос. в 4-х т. / Под общ. ред. В. В. Панасюка. – Т.2: Коэффициенты интенсивности напряжений в телах с трещинами / М. П. Саврук – К.: Наук. думка, 1988. – 620 с.
22. РД 50-345-82. Методические указания. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при циклическом нагружении [Введ. 01.01.83] – М.: Изд-во стандартов, 1983. – 95 с.
23. Ярема С. Я. Метод испытания металлов на циклическую трещиностойкость [Препринт №9] / С. Я. Ярема, В. В. Панасюк, В. В. Попович. – Львов: Физико-механический інститут им. Г. В. Карпенко НАН України, 1978. – 56 с.
24. ASTM Standart E 647-83. Standart Test Method for Constant-Load-Amplitude Fatigue Crack Growth Rates Above 10^{-8} m/Cycle / Annual Book of ASTM Standarts. – Philadelphia, ASTM, 1983. – Vol. 03.01. – P. 739–759.
25. Методы механических испытаний материалов. Определение характеристик трещиностойкости при циклическом нагружении. Методические указания. – Москва: Международный центр научной и технической информации, 1995. – 54 с.
26. Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates: ASTM Standard E 647-13a. [Approved 2013–10–15].– West Conshohocken (PA): American Society of Testing Materials, 2013. – 50 p. – (ASTM).
27. Wang M.O. Fatigue crack growth under mode II loading / M. O. Wang, R. H. Hu, C. F. Qian and J. C. M. Li // Fatigue Fract Engng Mater Struct – 1995. –

18, 12. – P. 1443–1454.

28. Song S. H. Mode II fatigue crack behavior in compact tension shear specimen / S. H. Song, J. M. Lee // Key Engineering Materials – 2005. – Vol. 297–300. – P. 1592–1597.

29. Bold P. E. Shear mode crack growth and rolling contact fatigue / P. E. Bold, M. W. Brown, R. J. Allen // Wear – 1991. – 144, 1–2. – P. 307–317.

30. Murakami Y. A new method for measurement of mode II fatigue threshold stress intensity factor range ΔK_{IIth} / Y. Murakami, S. Hamada // Fatigue Fract Engng Mater Struct – 1997. – 20, 6. – P. 863–870.

31. Murakami Y. Mechanism of rolling contact fatigue and measurement of ΔK_{IIth} for steels / Y. Murakami, C. Sakae, S. Hamada // Engineering Against Fatigue / Ed. Beynon J. H., Brown M. W., Lindley et al. – Rotterdam: A. A. Balkema Publ., 1999. – P. 473–485.

32. Murakami Y. Measurement of Mode II threshold stress intensity range ΔK_{IIth} / Y. Murakami, T. Fukuhara and S. Hamada // J Soc Mater Sci – 2002. – 51, 8. – P. 918–925.

33. Murakami Y. Threshold and growth mechanism of fatigue cracks under mode II and III loadings / Y. Murakami, K. Takahashi and R. Kusumoto // Fatigue Fract Engng Mater Struct – 2003. – 26, 6. – P. 523–531.

34. Murakami Y. Fatigue crack path and threshold in Mode II and Mode III loadings / Y. Murakami, Y. Fukushima, K. Toyama, S. Matsuoka. // Engng Fract Mech – 2008. – 75. – P. 306–318.

35. Pinna C. The preferred fatigue crack propagation mode in M250 maraging steel loaded in shear / C. Pinna, V. Doquet // Fatigue Fract Engng Mater Struct – 1999. – 22. – P. 173–183.

36. Otsuka A. A new testing method to obtain mode II fatigue crack growth characteristics of hard materials / A. Otsuka, Y. Fujii, K. Maeda // Fatigue Fract Engng Mater Struct – 2004. – 27, 3. – P. 203–212.

37. Otsuka A. Mode II fatigue crack growth characteristics and mechanism in aluminum alloy 7N01-T4 weldments under mode II loading / A. Otsuka, K. Tohgo,

T. Kiba and S. Yamada // In: Proc. ICF6, Advances in Fracture Research (Vol. 3). – Pergamon Press, 1984. – P. 1671–1678.

38. Otsuka A. A test method for mode II fatigue crack growth relating to a model for rolling contact fatigue / A. Otsuka, H. Sugawara and M. Shomura // Fatigue Fract Engng Mater Struct – 1996. – 19, 10. – P. 1265–1275.

39. Otsuka A. Mode II Fatigue Crack Growth as Influenced by a Compressive Stress Applied Parallel to the Crack Path / A. Otsuka, Y. Fujii, K. Maeda and T. Ogawa // In: Proc. International Conference on Fatigue Crack Paths (Parma, Italy). – 2003, P. 285–292.

40. Hellier A. K. On the mode II fatigue threshold for mild steel / A. K. Hellier, K. Zarrabi // Int J Fract – 2011. – 167, 2. – P. 267–272.

41. Pokluda J. Straightforward comparison of fatigue crack growth under modes II and III / J. Pokluda, B. Trattinig, C. Martinschitz, R. Pippan // Int J Fatigue – 2008. – 30. – P. 1498–1506.

42. Liu M. Measurement of effective stress intensity factor range of mode II fatigue crack propagation / M. Liu, S. Hamada // Procedia Engineering – 2011. – 10. – P. 1949–1954.

43. Buzzard R. J. Mode II fatigue crack growth specimen development / R. J. Buzzard, B. Gross, J. E. Srawley // Fracture mechanics: Seventeenth Volume, ASTM STP 905 / Ed. Underwood J. H., Chait R., Smith C. W. et al. – Philadelphia: American Society for Testing and Materials, 1986. – P. 329–324.

44. Цыбанев Г. В. Методика испытаний на трещиностойкость при циклическом нагружении сдвигом / Г. В. Цыбанев, П. Я. Кравец, А. О. Хоцяновский // Проблемы прочности. – 1992. – №1. – С.75–79.

45. Troshchenko V. T. Two-parameter model of fretting fatigue crack growth / V. T. Troshchenko, G. V. Tsybanev, and A. O. Khotsyanovsky // Fatigue Fract Eng Mater Struct – 1994. – 17, 1. – P. 15–23.

46. Хоцяновский А. О. Прогнозирование долговечности титановых и алюминиевых сплавов при фреттинг-усталости по различным критериям роста трещины. Сообщение 1. Экспериментальные и расчетные методики /

- А. О. Хоцяновский // Проблемы прочности. – 2010. – №6. – С. 76–104.
47. Панасюк В. В. Механика квазихрупкого разрушения материалов / В. В. Панасюк. – К.: Наук. думка, 1991. – 416 с.
48. Трощенко В. Т. Деформирование и разрушение металлов при многоцикловом нагружении / В. Т. Трощенко. – К.: Наук. думка, 1981. – 344 с.
49. Трощенко В. Т. Трещиностойкость металлов при циклическом нагружении / В. Т. Трощенко, В. В. Покровский, А. В. Прокопенко. – К.: Наук. думка, 1987. – 256 с.
50. Черепанов Г. П. Механика хрупкого разрушения / Г. П. Черепанов. – М.: Наука, 1974. – 640 с.
51. Романив О. Н. Структурный анализ кинетических диаграмм усталостного разрушения конструкционных сталей / О. Н. Романив, А. Н. Ткач. // Физ.-хим. механика материалов. – 1987. – №5. – С. 3–16.
52. Симонов Ю. Н. Основы физики и механики разрушения [учеб. пособие] / Ю. Н. Симонов, М. Н. Георгиев, М. Ю. Симонов. – Пермь : Изд-во Перм. нац. исслед. политехн. ун-та, 2012. – 203 с.
53. Koyama H. Fatigue crack propagation characteristics of spring steel / H. Koyama // Transactions of Japan Society for Spring Research. – 1984. – 29. – P. 30.
54. Ярема С. Я. Влияние структуры на сопротивление стали 65Г росту усталостной трещины / С. Я. Ярема, Вас. Вас. Попович, Ю. В. Зима // Физ.-хим. механика материалов. – 1982. – №1. – С. 16–30.
55. Георгиев М. Н. Трещиностойкость рельсовой стали при циклическом нагружении / М. Н. Георгиев, Н. Я. Межова, В. А. Рейхарт, Ю. Н. Симонов, Е. В. Углицких // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – 1998. – №11. – С. 55–58.
56. Ritchie R. O. Near-Threshold Fatigue Crack Propagation in Ultra-High Strength Steel: Influence of Load Ratio and Cyclic Strength / R. O. Ritchie. // J Eng Mater Technol – 1977. – 99, 3. – P. 195–204.
57. Erdogan F. On the crack extension in plates under plane loading and transverse

shear / F. Erdogan, G. C. Sih // Journal of Basic Engineering (Transactions of ASME). – 1963. – 85. – P. 519–525.

58. Александров А. В. Сопротивление материалов [Учебник для вузов, 3-е изд.] / А.В. Александров, В.Д. Потапов, Б.П. Державин. – М.: Высшая школа, 2003. – 560 с.

59. Беляев Н. М. Сопротивление материалов [14-е изд.] / Н. М. Беляев. – М.: Наука, 1965. – 846 с.

60. Романів О. М. Електронна фрактографія зміцнених сталей [Монографія] / О. М. Романів, Ю. В. Зима, Г. В. Карпенко – К.: Наукова думка, 1974. – 208 с.

61. О программе PowerGraph [Електронний ресурс]: [Веб-сайт]. PowerGraph Analog-Digital Systems. – Москва: DiSoft, 2003–2015. – Режим доступа: www.powergraph.ru (дата звернення 12.10.2014) – Назва з екрана.

62. Материалы конструкционные и смазочные. Методы экспериментальной оценки коэффициента трения. ГОСТ 27640-88. – [Чинний від 01.01.1989]. – Москва : Издательство стандартов, 1988. – 23 с. – (Государственный стандарт Союза ССР).

63. Крагельский И. В. Основы расчетов на трение и износ / И. В. Крагельский, М. Н. Добычин, В. С. Комбалов – М.: Машиностроение, 1977. – 526 с.

64. Бойко В. М. Розрахунок динамічних коефіцієнтів інтенсивності напружень для зразків з тріщинами: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук.: спец. 01.02.04 “Механіка деформівного твердого тіла” / В. М. Бойко. – Львів, 2009. – 20 с.

65. Ясній П. В. Прогнозування впливу попереднього термомеханічного навантаження на в'язкість руйнування теплостійкої сталі з використанням методу скінченних елементів / П. В. Ясній, Ю. І. Пиндус, В. Б. Гладько, І. Б. Окіпний, І. В. Шульган // Проблемы прочности. – 2011. – №2. – С. 5–16.

66. Шлепетинский А. Ю. Объемная модель для определения коэффициентов интенсивности напряжений в сварных соединениях грузоподъемных машин / А. Ю. Шлепетинский, К. П. Манжула // Современное машиностроение. Наука и

образование: Материалы 2-й Междунар. науч.-практ. конференции. – СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2012. – С. 823–830.

67. Николаев В. А. Анализ применимости малоразмерных образцов для прогнозирования температурной зависимости вязкости разрушения / В. А. Николаев, Б. З. Марголин, Л. Н. Рядков, В. Н. Фоменко // Проблемы прочности. – 2009. – №2. – С. 5–26.

68. Mueller-Hoepe D. S. Crack face contact for a hexahedral-based XFEM formulation / D. S. Mueller-Hoepe, P. Wriggers, S. Loehnert // Computational Mechanics. – 2012. – 49, 6. – P. 725–734.

69. Xu Xiangyuan. Evaluation of slant crack propagation under RCF in railway rail / Xiangyuan Xu, Doo-Ho Cho, Yoon-Suk Chang, Jae-Boong Choi, Young-Jin Kim, Hyun-Kyu Jun, Jung-Won Seo, Dae-Sang Kim // J Mech Sci Technol – 2011. – 25, 5. – P. 1215–1220.

70. Deng Song. Investigation of rolling contact fatigue cracks in ball bearings / Song Deng, Lin Hua, Inghui Han, Song Huang // Int J Fract – 2014. – 188, P. 71–78.

71. Barsoum R. S. Application of quadratic isoparametric finite elements in linear fracture mechanics / R. S. Barsoum // Int J Fract – 1974. – 10. – P. 603–605.

72. Henshell T. K. Crack tip finite elements are unnecessary / T. K. Henshell, K. G. Shaw // Int J Numer Meth Eng – 1975. – 9. – P. 495–507.

73. Murti V. The use of quarter point element in dynamic crack analysis / V. Murti, S. Valliapan // Eng Fract Mech – 1986. – 23. – P. 585–614.

74. Lo K. W. A proposed specimen for K_{IIC} testing / K. W. Lo, Y. B. Gong, T. Tamilselvan, M. O. Lai // Int J Fract – 2003. – 124, 3. – P. 127–137.

75. Hilton P. D. Application of finite element method to the calculations of stress intensity factors / P. D. Hilton, G. C. Sih // Methods of analysis and solution of crack problems (Ed. Sih G. C.) – Leyden: Nordhoff, 1973. – P. 426–489.

76. Guydish J. J. Optimization of the finite element mesh for the solution of fracture problems / J. J. Guydish, J. F. Fleming // Eng Fract Mech – 1978. – 10. – P. 31–42.

77. Matsunaga Hisao. Acceleration of fatigue crack growth due to occasional mode

- II loading in 7075 aluminum alloy / Hisao Matsunaga, Masahiko Makizaki, Darrell F. Socie, Keiji Yanase, Masahiro Endo // *Engng Fract Mech* – 2014. – 123 – P. 126–136.
- 78.** Линник Ю. В. Метод наименьших квадратов и основы математико-статистической теории обработки наблюдений / Ю. В. Линник – М.: ФИЗМАТЛИТ, 1958. – 336 с.
- 79.** Dorogoy Avraham. Effect of crack face contact and friction on Brazilian disk specimens—A finite difference solution / Avraham Dorogoy, Leslie Banks-Sills // *Engng Fract Mech* – 2005. – 72, 18. – P. 2758–2773.
- 80.** Механика разрушения и прочность материалов: Справ. пос. в 4-х т. / Под общ. ред. В. В. Панасюка. – Т.3: Характеристики кратковременной трещиностойкости материалов и методы их определения / С. Е. Ковчик, Е. М. Морозов. – К.: Наук. думка, 1988. – 436 с.
- 81.** Іваницький Я. Л. Коефіцієнт інтенсивності напружень за ротягу та закруту труби з двома симетричними тріщинами / Я. Л. Іваницький, А. О. Андрейків, В. Р. Король // *Фіз.-хім. механіка матеріалів*. – 2000. – №6. – С. 113–114.
- 82.** Штаюра С. Т. Вплив водню на міцність матеріалів за різних макромеханізмів поширення тріщини / С. Т. Штаюра, Р. Б. Костів, Т. М. Ленковський // *Проблеми корозії та протикорозійного захисту матеріалів: В 2-х т.* / Львів: ФМІ НАНУ, 2010, Т.1. – С. 129–133.
- 83.** Штаюра С. Т. Вплив водню на тріщиностійкість сталі 20 за поперечного зсуву / С. Т. Штаюра, Р. Б. Костів // *Праці 4-ї міжнар. конф. з Механіки руйнування матеріалів та міцності конструкцій (Львів, 2009)* / Під заг. ред. В. В. Панасюка. – Львів: ФМІ НАНУ, 2009. – С. 695–700.
- 84.** Abdel-Hamid I. Mourad. Pure shear stable crack growth through Compact-Tension-Shear specimen in plane state of stress / Mourad Abdel-Hamid I. // *Strength, Fracture and Complexity* – 2004. – 2 – P. 111–125.
- 85.** Tsangarakis N. Mode II fracture toughness of 4340 steel / N. Tsangarakis // *Engng Fract Mech* – 1985. – 22, 4. – P. 617–624.

86. Іваницький Я. Л. Оцінювання міцності конструкційних матеріалів з тріщинами за складного навантаження / Я. Л. Іваницький // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2011. – №2. – С. 33–41.
87. Панасюк В. В. Методика определения трещиностойкости материалов K_{Ic} при изгибе цилиндрического образца с трещиной / В. В. Панасюк, А. Е. Андрейкив, С. Е. Ковчик, И. Н. Панько, В. А. Зазуляк, – В кн.: Методы и средства оценки трещиностойкости конструкционных материалов. Сб. науч. Тр. – Киев: Наук. Думка, 1981. – С. 11–18.
88. Романив О. Н. Методика оценки вязкости разрушения на цилиндрических образцах с винтообразным концентратором при испытании кручением / О. Н. Романив, А. Е. Андрейкив, А. С. Крыськив, И. С. Сорокинский, И. Н. Панько, Н. Л. Кукляк. – В кн.: Методы и средства оценки трещиностойкости конструкционных материалов. Сб. науч. Тр. Киев: Наук. Думка, 1981. – С. 102–108.
89. Congleton J. K calibration for deep-side-grooved specimens / J. Congleton // Int J Fract – 1978. – 14, 2. – P. R65–R68.
90. Числа. Правила записи и округления. (Числа. Правила записування та округлення): СТ СЭВ 543-77. Делегация ВНР в ПКС СЭВ. [Дата введения: 01.12.1979]. – 1977. – 4 с. – (Госстандарт СССР).
91. Беккерт М. Способы металлографического травления / М. Беккерт, Х. Клемм // Справочное издание [2-е изд., перераб. и доп., пер. с нем.] – М.: Металлургия, 1988. – 400 с.
92. Металлы. Методы испытаний на растяжение. ГОСТ 1497-84. – [Чинний від 1986–01–01]. – Москва: Издательство стандартов, 1984. – 35 с. – (Государственный стандарт Союза ССР).
93. Металлы. Метод испытания на срез. ОСТ 1.90148-74. [Срок введения с 01.07.1975]. – МАП, 1974. – 5 с. – (Отраслевой стандарт).
94. Панасюк В. В. Експлуатаційна довговічність залізничних коліс із високоміцної сталі / В. В. Панасюк, О. П. Осташ, О. П. Дацишин та ін. // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин. – Київ:

- Інститут електрозварювання ім. Е.О. Патона НАН України. – 2009. – С. 659–663.
95. Zhao Y. X. Damage Modes and Strength Reliability Strategies of Railway Wheel Set / Y. X. Zhao, B. Zhang // *Advanced Materials Research*. – 2010. – Vol. 118–120, P. 80–89.
 96. Zerbst Uwe. Fracture mechanics in railway applications—an overview / Uwe Zerbst, Katrin Madler, Hartmut Hintze // *Engng Fract Mech* – 2005. – 72. – P. 163–194.
 97. Ekberg A. Fatigue of railway wheels / A. Ekberg // *Wheel – Rail interface Handbook* (Ed. R. Lewis, U. Olofsson). – Woodhead publishing limited, 2009. – P. 211–244.
 98. Осташ О. П. Про концепцію вибору сталей для високоміцних залізничних коліс / О. П. Осташ, В. Г. Анофрієв, І. М. Андрейко, Л. А. Мурадян, В. В. Кулик // *Фіз.-хім. механіка матеріалів*. – 2012. – №6. – С. 7–13.
 99. Datsyshyn O. P. Modeling of fatigue contact damages formation in rolling bodies and assessment of their lifetime / O. P. Datsyshyn, V. V. Panasyuk, A. Yu. Glazov // *Wear*. – 2011. – 271, 1. – P. 186–194.
 100. Cvetkovski K. Analysis of wear debris in rolling contact fatigue cracks of pearlitic railway wheels / K. Cvetkovski, J. Ahlstrom, M. Norell, C. Persson. // *Wear*. – 2014. – 314, 1–2. – P. 51–56.
 101. Dhiner M. Materials for heavy haul solid wheels: new experiences / M. Dhiner and A. Ghidini // *J. Rail and Rapid Transit (Proc. IMechE Part F)*. – 2010. – 224. – P. 421–428.
 102. Guagliano M. Prediction of the Propagation of an Internal Crack under Rolling Contact Loads by a Weight Function Approach / M. Guagliano, L. Vergani // *Key Engineering Materials* – 2003. – Vol. 251–252. – P. 473–484.
 103. Lunden R. Elastoplastic modelling of subsurface crack growth in rail/wheel contact problems / R. Lunden // *Fatigue Fract Engng Mater Struct* – 2007. – 30, 10. – P. 905–914.
 104. Mazzu A. A numerical approach to subsurface crack propagation assessment in

- rolling contact / A. Mazzu // *Fatigue Fract Engng Mater Struct* – 2013. – 36, 6. – P. 548–564.
- 105.** Ekberg A. Subsurface initiated rolling contact fatigue of railway wheels as generated by rail corrugation, International / Anders Ekberg, Elena Kabo, Jens C. O. Nielsen and Roger Lunden // *Int J Solids Struct* – 2007. – 44, 24. – P. 7975–7987.
- 106.** Liu Yongming. Fatigue crack initiation life prediction of railroad wheels / Yongming Liu, Brant Stratman, Sankaran Mahadevan // *Int J Fatigue* – 2006. – 28, 7. – P. 747–756.
- 107.** Колеса цельнокатаные. Технические условия. ГОСТ 10791-2011. – [Введ. 01.01.12]. – Москва: Стандартинформ – 2011. – 27 с. – (Межгосударственный стандарт).
- 108.** Прокат из рессорно-пружинной углеродистой и легированной стали. Технические условия. ГОСТ 14959-79. – [Чинний від 1981–01–01]. – Москва: Издательство стандартов, 1979. – 13 с. – (Межгосударственный стандарт).
- 109.** Андрейко І. Дослідження пошкоджуваності поверхні кочення залізничних коліс / І. Андрейко, В. Кулик, В. Прокопець // *Машинознавство*. – 2011. – №1–2. – С. 32–36.
- 110.** Справочник по триботехнике: Справ. пос.: в 3-х т. / Под. ред. М. Хебды, А. В. Чичинадзе. – М.: Машиностроение; Варшава: ВКЛ, 1989.

ДОДАТОК



ЗАТВЕРДЖУЮ

Г.В.О. генерального директора

ДШ «УкрНДНЦ»

Шевцов С.О.

2015 р.

ДОВІДКА

про використання результатів дисертаційної роботи

Ленковського Тараса Михайловича

«Метод оцінювання циклічної тріщиностійкості сталей

за поперечного зсуву»

Результати дисертаційної роботи Ленковського Тараса Михайловича покладено в основу проекту ДСТУ «Розрахунки і випробування на міцність. Методика визначення характеристик циклічної тріщиностійкості металів за поперечного зсуву та кімнатної температури», на який отримано позитивні відгуки від провідних наукових установ України (перелік установ додається).

В проєкті ДСТУ використано розроблену здобувачем методику побудови діаграм для визначення характеристик циклічної тріщиностійкості металів за поперечного зсуву, конструкцію зразка та формулу для обчислення коефіцієнта інтенсивності напружень, устаткування для проведення втомних випробувань, а також спосіб визначення коефіцієнта тертя берегів тріщини та пристрій для його реалізації.

Положення проєкту цього національного стандарту рекомендовано для використання підприємствами, організаціями, установами, науково-дослідними товариствами, які займаються визначенням характеристик циклічної тріщиностійкості металів для розрахунку залишкової міцності деталей транспортних машин та елементів конструкцій, руйнування яких відбувається за умов циклічного поперечного зсуву, а також ранжуванням та оптимальним вибором сталей за їх опірністю втомному руйнуванню.

Директор науково-дослідного інституту стандартизації

С.А. Королько

Начальник науково-організаційного відділу-
учений секретар

Ф.В. Грищенко

Начальник науково-дослідного сектору
наукових засад стандартизації

С.М. Волосатова

Перелік
установ, що надали позитивні відгуки на ТЗ і першу редакцію
ДСТУ «Розрахунки і випробування на міцність. Методика визначення характеристик циклічної
тріщиностійкості металів за поперечного зсуву та кімнатної температури».

№ з/п	Назва та адреса організацій	Вихідний номер листів
1	В.о. гендиректора НДІ стандартизації О.О. Нагорна, Пров. інж. С.М. Волдосатова, ДП «Український науково-дослідний і навчальний центр проблем стандартизації, сертифікації та якості» вул. Святошинська, 2, 03115, м. Київ	№ 1.10/2.3-11-5549 від 11.09.2014р.; № 4.10/2.3-11-6415 від 22.10.2014р.; № 4.10/2.3-11-6795 від 13.11.2014 р.
2	Директор інституту В.І. Большаков Інститут чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАНУ майд. акад. Стародубова, 149050, м. Дніпропетровськ	№ 432 від 14.11.2014 р.
3	Заступник голови ТК-81 Малиш О.Д. ТК-81 «Стандартизація методів контролю механічних, металографічних та корозійних властивостей металопродукції». В.о. директора інституту О.О. Степанян Державне підприємство «Науково-дослідний та конструкторсько-технологічний інститут трубної промисловості ім. Я.Ю. Осади» вул. Писаржевського 1-а, 49600, м. Дніпропетровськ-5	№ 24/808 від 06.11.2014 р.
4	Заступник директора департаменту промислової політики – начальник управління розвитку промисловості В. Павлюк Мінпромполітики України вул. Сурікова, 3, 03035, м. Київ	№ 3813-14/39444-07 від 12.11.2014р
5	Заст. директора інституту Л.М. Лобанов, Зав. відділом міцності зварних конструкцій В.В. Книш Інститут електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України вул. Боженка, 1103680, м. Київ 150	№ 3/2476 від 01.12.2014 р.
6	Голова ТК В.І. Похмурський Технічний комітет стандартизації ТК 85 «Корозія металів і сплавів» Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка НАНУ вул Наукова, 5, 79060, м. Львів,	№ ТК 15-11/1 від 22.11.2014 р.
7	Директор інституту Пилипенко О.В., Заст. зав. відділом МЗіС Л.І. Скіпочка Інституту технічної механіки НАН України вул. Лешко-Попеля, 15, 49600, м. Дніпропетровськ, 5	№ 57/121-20 від 29.01.2015 р.

Директор науково-дослідного інституту стандартизації



С.А. Королько

Начальник науково-дослідного сектору
наукових засад стандартизації



С.М. Волосатова