

Міністерство освіти і науки України  
Тернопільський національний технічний університет  
імені Івана Пулюя

На правах рукопису

Сорочак Андрій Петрович

УДК 620.178.3:539.43

**ТРІЩИНОСТІЙКІСТЬ І ЗАЛИШКОВИЙ  
РЕСУРС ОСЕЙ КОЛІСНИХ ПАР З  
УРАХУВАННЯМ СТРУКТУРНО-  
МЕХАНІЧНОЇ НЕОДНОРІДНОСТІ**

Спеціальність 01.02.04 – Механіка деформівного твердого тіла

Дисертація на здобуття наукового ступеня  
кандидата технічних наук

Науковий керівник:

Ясній Петро Володимирович

доктор технічних наук, професор,

Заслужений діяч науки і техніки

України

## ЗМІСТ

<b>ВСТУП .....</b>	<b>4</b>
<b>РОЗДІЛ 1. МОДЕЛІ І МЕХАНІЗМИ ЗАРОДЖЕННЯ ТА РОСТУ ВТОМНИХ ТРІЩИН.....</b>	<b>10</b>
1.1 Напружено-деформований та граничний стан тіл з тріщинами .....	10
1.2 Моделі росту втомних тріщин за від’ємних асиметрій циклу навантажування.....	13
1.3 Мікромеханізми росту втомних тріщин .....	19
1.4 Силкові, енергетичні та деформаційні критерії статичної і циклічної тріщиностійкості .....	23
1.5 Механізми зародження та поширення втомних тріщин в осях колісних пар та методи оцінювання їх залишкового ресурсу.....	28
1.6 Висновки до розділу .....	34
<b>РОЗДІЛ 2. МЕТОДИКИ ДОСЛІДЖЕННЯ РОСТУ ВТОМНИХ ТРІЩИН І ГРАНИЧНОГО СТАНУ МАТЕРІАЛІВ ОСЕЙ КОЛІСНИХ ПАР .....</b>	<b>35</b>
2.1 Дослідження росту наскрізних тріщин в призматичних зразках.....	35
2.2 Дослідження впливу температури на ударну в’язкість і статичну тріщиностійкість .....	38
2.3 Мікроструктурні та фрактографічні дослідження експлуатаційного пошкодження, зародження і росту втомних тріщин .....	42
2.4 Стереоскопічний аналіз ділянок старту тріщини .....	45
2.5 Висновки до розділу .....	49
<b>РОЗДІЛ 3. ВПЛИВ ЕКСПЛУАТАЦІЙНИХ ЧИННИКІВ ТА СТРУКТУРНО-МЕХАНІЧНОЇ НЕОДНОРІДНОСТІ НА ЗАРОДЖЕННЯ ВТОМНИХ ТРІЩИН В МАТЕРІАЛІ ОСЕЙ КОЛІСНИХ ПАР .....</b>	<b>50</b>
3.1 Мікроструктурна неоднорідність матеріалу осі колісної пари.....	50

3.2 Вплив температури на ударну в'язкість і статичну тріщиностійкість.....	55
3.3 Структурно-механічні рівні статичного та динамічного руйнування сталі ОСЛ.....	63
3.4 Статична в'язкість руйнування та стереоскопічний аналіз зони витягування зразків.....	70
3.5 Висновки до розділу .....	76
<b>РОЗДІЛ 4. ВПЛИВ ЕКСПЛУАТАЦІЙНИХ ЧИННИКІВ ТА СТРУКТУРНО-МЕХАНІЧНОЇ НЕОДНОРІДНОСТІ НА КІНЕТИКУ РОСТУ ВТОМНИХ ТРІЩИН В МАТЕРІАЛІ ОСЕЙ КОЛІСНИХ ПАР ....</b>	<b>78</b>
4.1 Вплив місця вирізки зразків на швидкість росту втомних тріщин.....	78
4.2 Вплив асиметрії навантажування на мікромеханізми руйнування сталі ОСЛ. ....	81
4.3 Кінетика поширення втомних тріщин в осі колісної пари з урахуванням структурно-механічної неоднорідності матеріалу .....	88
4.4 Макро- та мікромеханізми поширення втомних тріщин .....	93
4.5 Висновки до розділу .....	96
<b>РОЗДІЛ 5. МЕТОДИКА ОЦІНКИ ЗАЛИШКОВОГО РЕСУРСУ ОСЕЙ КОЛІСНИХ ПАР З УРАХУВАННЯМ СТРУКТУРНО-МЕХАНІЧНОЇ НЕОДНОРІДНОСТІ МАТЕРІАЛУ .....</b>	<b>97</b>
5.1 Експлуатаційно-силові умови навантаження осі.....	97
5.2 Оцінювання росту втомної тріщини в осі колісної пари з урахуванням структурно-механічної неоднорідності .....	102
5.3 Висновки до розділу .....	109
<b>ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ .....</b>	<b>111</b>
<b>СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ.....</b>	<b>113</b>
<b>ДОДАТКИ .....</b>	<b>132</b>

## ВСТУП

**Актуальність теми.** Під час експлуатації конструкційні елементи багатьох типів машин і механізмів працюють за циклічного навантаження, що призводить до їх втомного руйнування. Тому для них важливе значення має як оцінка довговічності на етапі проектування, так і визначення залишкового ресурсу елементів конструкцій з наявними пошкодженнями у вигляді втомних тріщин. Особливо актуальною дана проблема є для важливих елементів конструкцій, які є критичними з точки зору забезпечення їх надійної експлуатації, зокрема осей колісних пар залізничного транспорту.

Осі колісних пар залізничного транспорту розраховуються на довготривалий термін експлуатації. Проте відомі випадки їх руйнування, зумовлені дефектами, що з'являються під час експлуатації і є джерелом зародження та розвитку втомних тріщин.

Впливу асиметрії циклу навантаження на швидкість росту втомних тріщин і мікромеханізми руйнування присвячено багато праць, зокрема авторів F. S. Silva, C. Benz, F. F. J. Romeiro, A. H. Noroozi, B. T. Трощенко, A. A. Шанявського, M. Г. Чаусова, B. П. Силованюка та ін.

Дослідженнями впливу експлуатаційних факторів на тріщиностійкість осей колісних пар і прогнозуванням їх залишкової довговічності займалися U. Zerbst, S. Beretta, K. Maedler, N. Gravier, M. Luke, M. Carboni, R. A. Smith, V. Gerdun, R. Hirakawa, W. Chen, I. B. Варфоломєєв, O. П. Ясній, I. O. Вакуленко та ін. Ними запропоновано підходи до проектування осей колісних пар за умов багатоциклової втоми, виявлено основні фактори, що впливають на їх довговічність. Важливу роль відіграють дослідження впливу форми експлуатаційних дефектів на залишкову довговічність осей колісних пар і статистичний опис підростання втомної тріщини, врахування впливу геометрії осей на зародження та ріст втомних тріщин (РВТ), визначення коефіцієнтів інтенсивності напружень у вершині тріщини.

В працях Г. В. Левченко, О. Г. Дьоміної, О. Є. Нефедьєвої встановлено відмінності мікроструктури матеріалу осі колісної пари по товщині та проаналізовано вплив технологічних факторів на формування однорідної і дрібнозернистої мікроструктури осі, зокрема режимів обтиску заготовки на блюмінгу та температури нормалізації.

Наведені дослідження потребують подальшого продовження з метою урахування впливу експлуатаційних та технологічних факторів на циклічну тріщиностійкість і мікромеханізми поширення втомних тріщин в матеріалі осей колісних пар. Таким чином, актуальною задачею є підвищення достовірності методів оцінювання пошкодженості осей в процесі експлуатації та прогнозування їх залишкового ресурсу з урахуванням структурно-механічної неоднорідності матеріалу.

**Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами.** Наукові результати, що складають основу дисертації, отримані здобувачем, як виконавцем держбюджетної теми «Методологія оцінки поширення втомних пошкоджень у відповідальних елементах конструкцій» (№ державної реєстрації 0109U002297), яка виконувалась у Тернопільському національному технічному університеті імені Івана Пулюя у 2009-2011 рр. за тематичними планами НДР Міністерства освіти і науки України. Тематика наукових досліджень відповідає пріоритетним напрямкам розвитку науки і техніки України.

**Мета і завдання дослідження.** Метою роботи є виявлення основних закономірностей впливу експлуатаційних чинників (температури, асиметрії циклу навантажування) на циклічну тріщиностійкість сталі ОСЛ і уточнення методики оцінювання залишкового ресурсу осі з урахуванням структурно-механічної неоднорідності матеріалу. Для досягнення вказаної мети вирішували наступні задачі:

- вдосконалити методи стереоскопічного аналізу зламів зразків за статичного та ударного навантаження;
- виявити основні закономірності впливу асиметрії циклу навантажування на кінетику росту втомних тріщин у сталі ОСЛ;
- ґрунтуючись на енергетичних та деформаційних підходах механіки руйнування виявити основні закономірності впливу низьких температур на ударну в'язкість та статичну тріщиностійкість сталі ОСЛ;
- дослідити взаємозв'язок між мікромеханізмами руйнування сталі ОСЛ та енергетичними, деформаційними і силовими критеріями руйнування за циклічного, статичного та ударного навантаження;
- вдосконалити методику оцінювання залишкової довговічності осі колісної пари з тріщиноподібним дефектом із урахуванням структурної неоднорідності матеріалу.

**Об'єкт дослідження** – циклічна тріщиностійкість матеріалу осі залізничної колісної пари – сталі ОСЛ.

**Предмет дослідження** – залишковий ресурс осі колісної пари з врахуванням структурної неоднорідності матеріалу.

**Методи дослідження.** Теоретичні дослідження і розрахунки швидкості РВТ проводили на основі положень лінійної механіки руйнування деформівного твердого тіла. Експериментальні дослідження РВТ виконувалися на сервогідравлічній машині СТМ-100 з комп'ютерною системою керування та збору інформації з використанням силових та деформаційних критеріїв механіки руйнування. Для мікроструктурних та фрактографічних досліджень використано електронний мікроскоп РЕМ-106И та методи растрової електронної мікроскопії, в т. ч. псевдостереометричний аналіз зображень.

**Наукова новизна одержаних результатів:**

- виявлено основні закономірності впливу температур 20°C та -40°C на ударну в'язкість, енергію зародження та поширення тріщини в сталі ОСЛ з урахуванням структурно-механічної неоднорідності;
- встановлено взаємозв'язок висоти губ зрізу та ударної в'язкості матеріалу осі. Виявлено, що за кімнатної і низької температур залежність енергії поширення тріщини від висоти губ зрізу є інваріантною до зміни фізико-механічних властивостей сталі ОСЛ по радіусу вирізання з осі;
- виконано оцінку пошкодженості приповерхневих шарів осі колісної пари;
- досліджено основні закономірності впливу градієнту фізико-механічних властивостей на циклічну тріщиностійкість сталі ОСЛ за асиметрії циклу навантажування  $R = 0$  і  $R = -1$ ;
- визначено і систематизовано мікромеханізми поширення втомної тріщини в сталі ОСЛ та взаємозв'язок ширини втомних борозенок з розмахом коефіцієнту інтенсивності напружень (КІН), запропоновано фізико-механічну модель поширення втомних тріщин за досліджених асиметрій циклу навантажування;
- вдосконалено методику оцінювання залишкової довговічності осі колісної пари з поверхневою півеліптичною тріщиною, яка враховує вплив градієнту циклічної тріщиностійкості матеріалу на кінетику підростання втомної тріщини;
- уточнено залишкову довговічність осі колісної пари з врахуванням структурної неоднорідності матеріалу, що може бути враховано при визначенні міжінспекційних періодів контролю колісних пар.

**Практичне значення одержаних результатів.** Отримані результати дають змогу:

- оцінити ресурс безпечної експлуатації осей із урахуванням очікуваних дефектів та умов навантажування;

- обґрунтувати допустимий рівень пошкодженості матеріалу осей колісних пар за експлуатаційного спектру навантажень;
- обґрунтувати вибір матеріалу із заданим комплексом характеристик циклічної тріщиностійкості із урахування градієнту структури осі;
- обґрунтовувати черговість та обсяг оглядів та контролю і своєчасного виявлення дефектів;
- обґрунтовувати можливість подальшої експлуатації осі колісної пари із виявленими тріщинами.

Результати дисертаційної роботи в частині методів оцінювання впливу асиметрії циклу навантажування на довговічність осей колісних пар використовуються у відокремленому підрозділі «Локомотивне депо Тернопіль» Державного територіально-галузевого об'єднання «Львівська залізниця» при розрахунку залишкового ресурсу елементів колісних пар (акт №57 від 08.07.2015).

**Особистий внесок здобувача.** Усі наукові результати дисертаційної роботи отримані автором самостійно. У друкованих працях, опублікованих у співавторстві, автору належать: оцінка пошкодженості матеріалу осей колісних пар після експлуатації [1, 2]; закономірності впливу температури на ударну в'язкість і статичну тріщиностійкість сталі ОСЛ [1, 3]; виявлені структурно-механічні рівні статичного та динамічного руйнування матеріалу осей [4, 5]; вплив асиметрії циклу навантажування та місця вирізки зразків на мікромеханізми руйнування сталі ОСЛ та швидкість росту втомних тріщин [6-8]; оцінювання залишкового ресурсу та тріщиностійкості осей колісних пар з урахуванням структурно-механічної неоднорідності [9, 10].

Формулювання задач, аналіз і трактування одержаних результатів та можливостей їх практичного застосування проведено спільно з науковим керівником.

**Апробація результатів дисертації.** Основні результати наукових досліджень доповідалися на міжнародних та всеукраїнських наукових



конференціях, зокрема: 4-ій Міжнародній конференції «Механіка руйнування матеріалів і міцність конструкцій» (Львів, 2009), I та II Міжнародній науково-технічній конференції «Пошкодження матеріалів під час експлуатації, методи його діагностування і прогнозування» (Тернопіль, 2009, 2011), 18-ій Європейській конференції з механіки руйнування ECF18 (Дрезден, 2010), Міжнародній науково-технічній конференції «Фундаментальні та прикладні проблеми сучасних технологій» (Тернопіль, 2010), XIV-XVI наукових конференціях Тернопільського національного технічного університету ім. Івана Пулюя (Тернопіль, 2010-2012).

В повному обсязі робота доповідалась і обговорювалась на розширеному тематичному семінарі Тернопільського національного технічного університету імені Івана Пулюя «Механіка, міцність матеріалів і конструкцій» (Тернопіль, 2015), семінарі відділу діагностики корозійно-водневої деградації матеріалів Фізико-механічного інституту ім. Г. В. Карпенка НАН України (Львів, 2015).

**Публікації.** Результати дисертаційної роботи опубліковано в 17 друкованих працях, з них 3 – статті у фахових наукових журналах і збірниках, 5 – статті у закордонних виданнях внесених до науково-метричної бази Scopus, 9 – тез та праць у збірниках наукових конференцій.

**Структура та обсяг дисертації.** Дисертаційна робота складається із вступу, п'яти розділів, загальних висновків, списку використаних літературних джерел та додатків. Загальний обсяг роботи становить 133 сторінки, в т. ч. 50 рисунків, 17 таблиць та список використаних літературних джерел із 157 найменувань.

# РОЗДІЛ 1

## МОДЕЛІ І МЕХАНІЗМИ ЗАРОДЖЕННЯ ТА РОСТУ ВТОМНИХ ТРІЩИН

### 1.1 Напружено-деформований та граничний стан тіл з тріщинами

Визначення напружено-деформованого стану тіл з тріщинами є надзвичайно важливою та актуальною задачею, оскільки дозволяє правильно оцінити рівень пошкодженості та розрахувати залишковий ресурс роботи відповідальних елементів конструкцій, що піддаються циклічним навантаженням в процесі їх експлуатації. Це в свою чергу дає можливість підвищити надійність роботи обладнання, машин та механізмів, оптимізувати процеси їх технічного обслуговування та ремонту, знизити вартість експлуатації. Для вирішення даної проблеми починаючи з 1960-х років проведено багато досліджень, зокрема такими науковцями, як Періс, Елбер, Ньюман, Сі, Ердоган, Карпінтері, Беретта, Панасюк, Трощенко, Ясній, Варфоломеев та ін.

Модель непружних дискретних нерівностей [11] розглядає загальний КІН у вершині тріщини залежним від локальної сили  $P$  та від глобального або зовнішнього навантаження (рис. 1.1). КІН, спричинений зосередженим навантаженням на протилежні береги центральної тріщини довжиною  $2a$  для плоского напруженого стану, в термінах локальної сили на берегах тріщини може бути визначений як

$$K_{I,local} = \left( \frac{1}{\pi C} \right)^{1/2} \left( 2 - \frac{C}{a} \right)^{1/2} \frac{P}{t} \quad (1.1)$$

Дане рівняння також справедливе для бокової тріщини довжиною  $a$ .

Вклад зовнішнього навантаження буде представлений КІН  $K_{I,global}$ . За рахунок суперпозиції загальний КІН

$$K_I = K_{I,local} + K_{I,global} \quad (1.2)$$

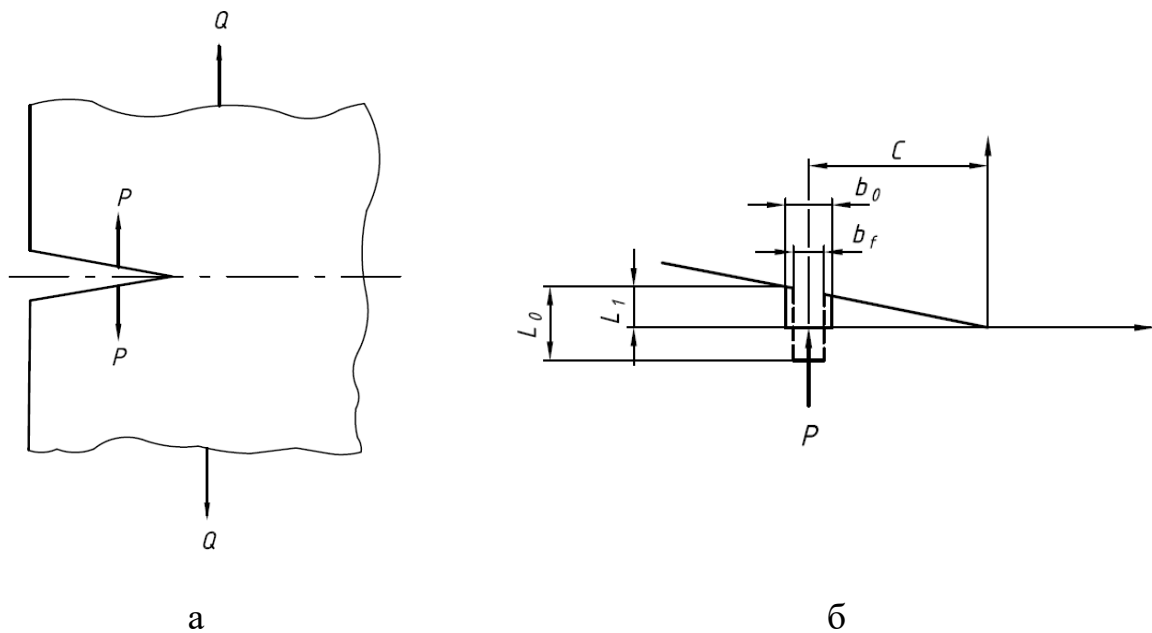


Рис. 1.1. Конфігурація тіла з тріщиною:

зовнішнє навантаження (глобальне) та навантаження у вершині тріщини (локальне) – а; одинична нерівність на верхній поверхні тріщини – б

Для опису поширення втомної тріщини дуже часто використовується рівняння Періса [12]

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (1.3)$$

де коефіцієнт  $C$  та показник степеню  $m$  залежать від матеріалу та коефіцієнту асиметрії циклу навантаження [13].

Для врахування впливу асиметрії циклу навантаження  $R$  часто використовується емпіричне рівняння Уолкера [14]

$$\frac{da}{dN} = C_0(\overline{\Delta K})^m \quad (1.4)$$

де  $C_0$  та  $m$  – коефіцієнт та показник степеню рівняння Періса (1.3),  $\overline{\Delta K}$  – ефективний розмах КІН

$$\overline{\Delta K} = Y\sigma_{max}(1-R)^w\sqrt{\pi a} \quad (1.5)$$

де  $Y$  – поправочний коефіцієнт,  $\sigma_{max}$  – максимальні напруження циклу навантаження,  $w$  – показник степеню Уолкера,  $a$  – довжина тріщини.

На основі (1.15) та  $\Delta K$  можна отримати

$$\overline{\Delta K} = (1-R)^{-(1-w)} \Delta K \quad (1.6)$$

Якщо визначені параметри рівняння Уолкера, з (1.4) та (1.6) можна отримати рівняння для розрахунку швидкості росту втомної тріщини [15]

$$\frac{da}{dn} = C_0 [(1-R)^{-(1-w)} \Delta K]^m = \bar{C} \Delta K^m \quad (1.7)$$

де  $\bar{C}$  – ефективний коефіцієнт:

$$\bar{C} = C_0 (1-R)^{-(1-w)m} \quad (1.8)$$

Для більш повного врахування дії таких факторів, як закриття тріщини при від'ємному коефіцієнті асиметрії навантаження  $R$ , впливу коефіцієнту асиметрії на швидкість росту втомних тріщин (РВТ), можливих перевантажень, значного поширення набула модель Елбера [16, 17]:

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K_{eff})^n \quad (1.9)$$

де  $\Delta K_{eff}$  – ефективний розмах КІН:

$$\Delta K_{eff} = U \Delta K \quad (1.10)$$

Тут  $U$  – параметр закриття тріщини, залежний від коефіцієнта асиметрії циклу навантаження  $R$ :

$$U = \frac{K_{max} - K_{op}(K_{cl})}{K_{max} - K_{min}} \quad (1.11)$$

де  $K_{op}$ ,  $K_{cl}$  – відповідно КІН, за яких здійснюється розкриття і закриття тріщини.

Приведені моделі дозволяють описати швидкість росту тріщини для середньо амплітудної ділянки діаграми втомного руйнування (ДВР). Для опису

всієї ДВР одним рівнянням використовуються багато моделей, побудованих на основі S-подібних кривих, зокрема Ердогана-Ратвані [18]:

$$\frac{da}{dN} = A \frac{(K_{I_{max}} - K_{th})^n}{K_{fc} - K_{I_{max}}} \quad (1.12)$$

де  $A$ ,  $n$  – сталі матеріалу, що визначаються експериментально.

## 1.2 Моделі росту втомних тріщин за від'ємних асиметрій циклу навантажування

Якщо аналізувати вплив асиметрії циклу навантажування на тріщиностійкість матеріалів, то для додатних асиметрій збільшення асиметрії циклу навантажування спричиняє зниження амплітуди напружень необхідних для забезпечення певної швидкості поширення тріщини [19, 20]. Проте для від'ємних асиметрій механізм поширення тріщини є складнішим і результати останніх років свідчать, що необхідне урахування впливу напружень стиску на механізми поширення втомної тріщини [21].

Відомо, що вплив асиметрії циклу навантажування пов'язаний із закриттям вершини втомної тріщини протягом підростання [22-24]. При цьому, при побудові кінетичних діаграм втомного руйнування, як правило, від'ємною частиною циклу навантажування нехтують [25]. Хоча, якщо аналізувати процес підростання втомної тріщини на макро- та мезорівнях, то процес змикання берегів тріщини може впливати на напружено-деформований стан у вершині тріщини та змінювати мікромеханізми її поширення [26, 27]. Крім того, встановлено, що за значних від'ємних асиметрій навантажування тріщина може пришвидшуватись.

Також є певна неоднозначність впливу від'ємних асиметрій циклу навантажування на ріст втомної тріщини та фрактографічні параметри поверхні руйнування. З одного боку, стискаючі деформації спричиняють змінання елементів рельєфу, проте рельєфні утворення зумовлюють неможливість

повного закриття вершини тріщини, що мало б спричинити збільшення швидкості росту. Уточнення механізмів поширення втомних тріщин дозволить використати напрацьовані методи для оцінювання кінетики поширення втомної тріщини у матеріалу залізничної осі на різних відстанях від поверхні, тобто урахувати технологічний та експлуатаційний вплив на тріщиностійкість експлуатованої сталі [28].

В дослідженнях [29, 30] розглядається питання порівняння результатів швидкості росту втомних тріщин, одержаних для від'ємних коефіцієнтів асиметрії циклу навантаження. Наголошується, що для різних типів зразків при  $R < 0$  напруження стиску у вершині тріщини  $\sigma_{ip}$  відрізняються при рівних значеннях  $K_{max}$  і залежать від довжини тріщини. Для випадку рівномірного навантаження на зразок з тріщиною при розтягу напруження у вершині тріщини мають сингулярність і зростають при збільшенні довжини тріщини (рис. 1.2, а). Розподіл напружень при навантаженні стиском (рис. 1.2, в) не залежить від довжини тріщини, оскільки береги тріщини при закритті зазнають таких же напружень, що і зразок без тріщини. Напруження мають мінімальні значення у вершині тріщини і зростають зі збільшенням відстані від неї. Відповідно, при розтягу КІН зростає зі збільшенням довжини тріщини (рис. 1.2, б). При стиску напруження у вершині тріщини знижуються зі зростанням її довжини (рис. 1.2, г) і відповідають розподілу напружень у зразку без тріщини.

У випадку зосередженого навантаження на зразок спостерігається подібна ситуація за розтягу (рис. 1.3, а, б). Випадок стиску є більш складним, оскільки для зразка без тріщини розподіл напружень змінюється подібним чином (рис. 1.3, в), але при цьому змінює свій знак. За рахунок цього потрібно розглядати два випадки: якщо вершина тріщини знаходиться в межах стиснутої зони, то  $\sigma_{ip}$  може бути отримано з розподілу напружень для зразка без тріщини як у випадку рівномірного навантаження (рис. 1.3, г); якщо вершина тріщини знаходиться в розтягнутій зоні, то виникає ситуація часткового закриття

тріщини, при якій напруження у вершині тріщини мають сингулярність (рис. 1.3, д, е) і повинні враховуватися за допомогою КІН  $K_{compr}$  [31].

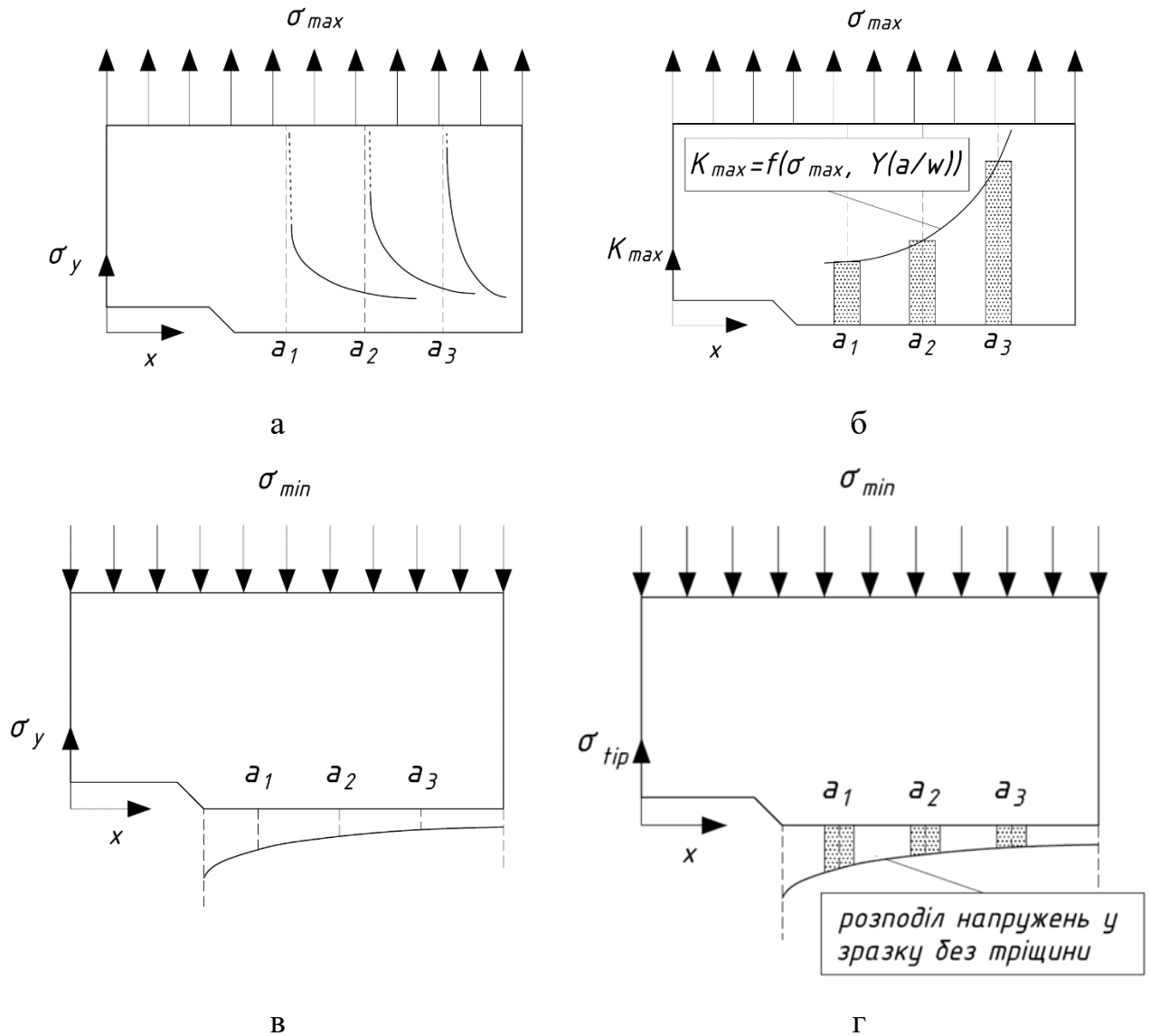


Рис. 1.2. Якісне представлення розподілу напружень у вершині тріщини: а – розподіл напружень за розтягу; б – максимальний КІН у вершині тріщини за розтягу; в – розподіл напружень при стиску; г – напруження у вершині тріщини при стиску

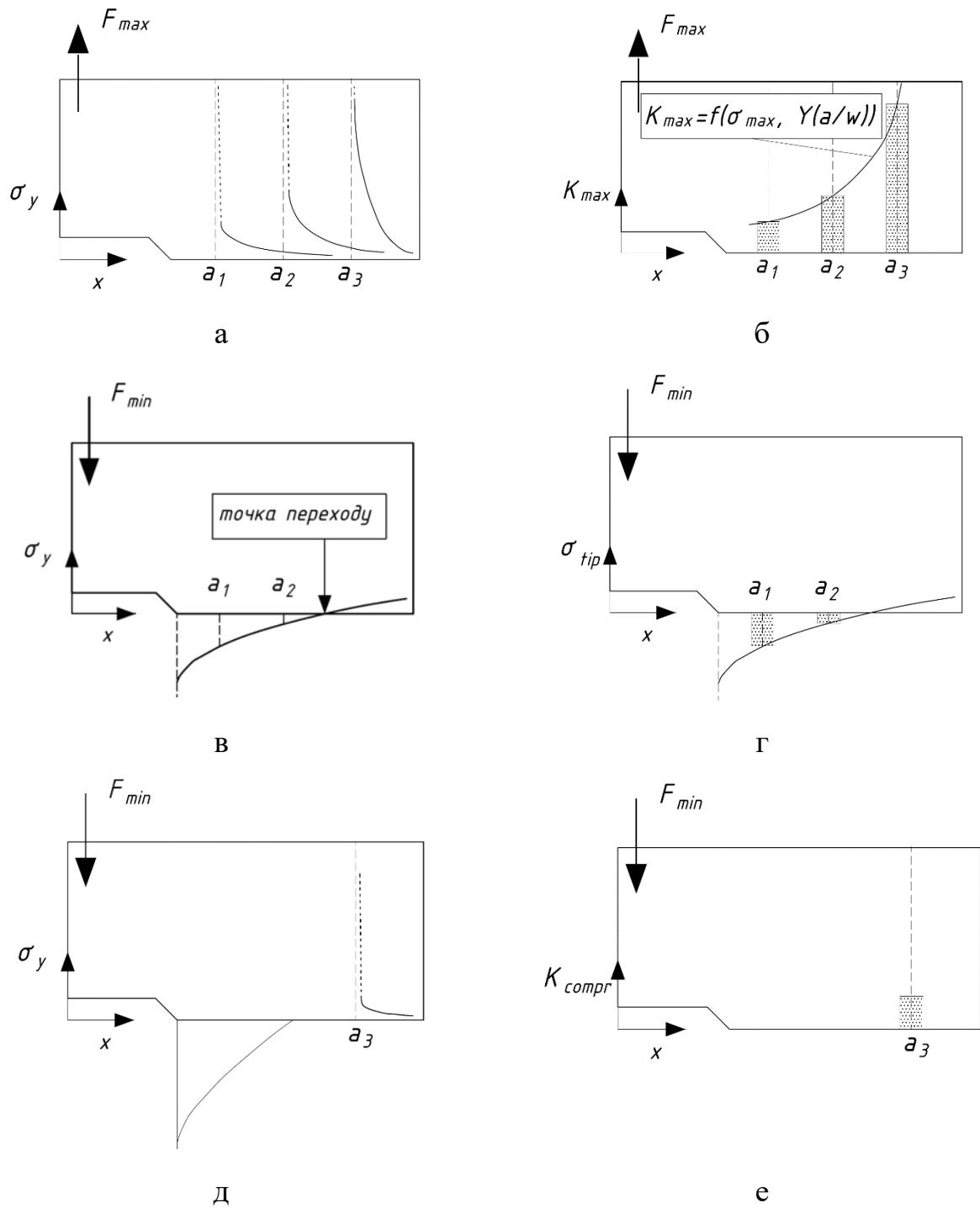


Рис. 1.3. Якісне представлення розподілу напружень у вершині тріщини:  
а – розподіл напружень за розтягу; б – максимальний КІН у вершині тріщини за розтягу; в – розподіл напружень при стиску, вершина тріщини в стиснутій зоні; г – напруження у вершині тріщини при стиску; д – розподіл напружень при стиску, вершина тріщини в розтягнутій зоні; е – КІН у вершині тріщини при стиску



Відома концепція закриття тріщини [30]

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op} \quad (1.13)$$

де  $K_{op}$  – КІН розкриття тріщини, проте в дослідженнях [32-35] показано, що вона не враховує деяких ефектів, які виникають при від’ємних значеннях коефіцієнту асиметрії циклу навантаження  $R$ , зокрема відсутність кореляції між рівнем закриття тріщини і її швидкістю росту.

На відміну від попередньої, енергетичні моделі в основному залежать від пластичних властивостей матеріалу і форми петлі гістерезису, на яку значний вплив мають циклічна пластичність та ефект Баушінгера [30]. Rice [36] показав, що у вершині тріщини існує дві пластичні зони – монотонна пластична зона і в межах неї циклічна пластична зона. Розміри цих пластичних зон відповідно

$$r_p^m = \frac{1}{\pi} \left( \frac{K_{max}}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (1.14)$$

$$r_p^c = \frac{1}{\pi} \left( \frac{\Delta K_{max}}{2\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (1.15)$$

Як видно, при зниженні коефіцієнту асиметрії  $R$  для постійного рівня  $K_{max}$  циклічна пластична зона  $r_p^c$  збільшується. Вона досягає розмірів монотонної пластичної зони  $r_p^m$  при  $\Delta K_{max} = 2K_{max}$ , що відповідає  $R = -1$ .

McClung [37] визначив, що  $\sigma_{ys}$  в рівнянні (1.15) повинно бути замінено циклічною межею плинності  $\sigma_{ys}^c$ , оскільки на розмір циклічної пластичної зони впливає циклічне зміцнення.

Noroosi та ін. [38, 39] розробили двопараметричну модель, що пов’язує розмах КІН та його максимальне значення із напруженнями та деформаціями у вершині тріщини за пружно-пластичної постановки. Вони показали, що на півциклі розвантаження (рис. 1.4) напруження в циклічній пластичній зоні не допускають повного закриття біля вершини тріщини.

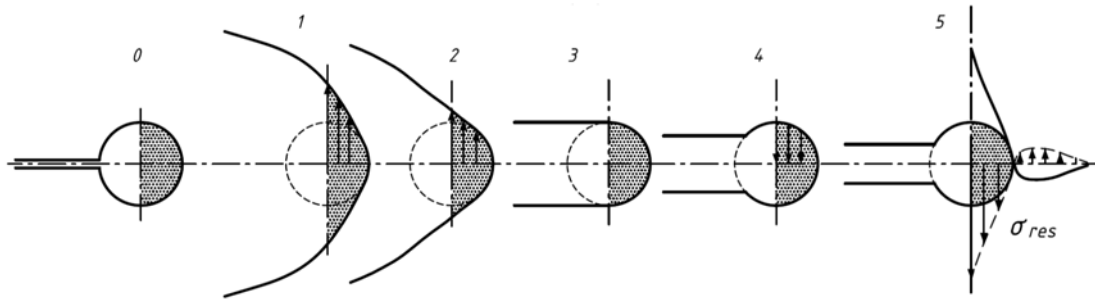


Рис. 1.4. Розподіл залишкових напружень та розкриття тріщини впродовж циклу навантаження

Таким чином, розглядаючи циклічне навантаження з  $R < 0$ , потрібно враховувати певні особливості, зокрема те, що при номінально постійному коефіцієнті асиметрії циклу  $R$ , реальне значення  $R$  зростає зі збільшенням довжини тріщини [30]. Даний ефект схематично показаний на рис. 1.5 і пояснюється тим, що при додатному півциклі навантаження площа, яка сприймає напруження розтягу, з ростом тріщини поступово зменшується.

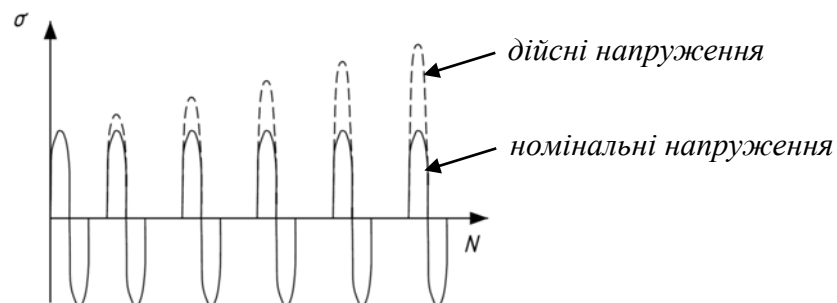


Рис. 1.5. Ілюстрація зміни реальних та номінальних напружень для від'ємного коефіцієнту асиметрії циклу навантаження

Ефект Баушінгера відіграє важливу роль в процесі росту втомної тріщини [40]. Він проявляється в двох ефектах: збільшенні амплітуди циклічних пластичних деформацій в пластичній зоні біля вершини тріщини, що призводить до зростання пошкодженості матеріалу, та послабленні стискаючих залишкових напружень у вершині тріщини.

### 1.3 Мікромеханізми росту втомних тріщин

В дослідженнях Шанявського [41-43] приведено синергетичний опис процесу росту втомних тріщин, в рамках якого виділено мезоскопічний масштабний рівень еволюції відкритої системи метал – втомна тріщина. Показано, що з моменту виникнення втомної тріщини в елементі конструкції і до моменту його остаточного руйнування в районі вершини тріщини при будь-якому виді циклічного навантаження реалізуються два процеси поглинання енергії – пластична деформація матеріалу перед вершиною тріщини і руйнування матеріалу безпосередньо в її вершині.

Формування вільної поверхні пов'язано з попереднім створенням в матеріалі певної фрагментованої структури, яка відображає динаміку процесів пластичної деформації. вони локалізовані у вершині тріщини в межах зони пластичної деформації, що виникає при навантаженні.

Процеси пластичного деформування відіграють основний вплив на механізми руйнування матеріалу. Два типи дефектів – дислокації та дисклинації – забезпечують два різномасштабних способи поглинання енергії при пластичному деформуванні – трансляції (плоскі переміщення або зсуви) і ротації (обертання об'ємів матеріалу) [44]. При цьому процес еволюції в зв'язку зі збільшенням степені деформації відбувається в строго впорядкованій послідовності переходів від менш складних до більш складних типів дефектних структур [45].

Поширення втомних тріщин в широкому діапазоні умов навантаження в металах супроводжується формуванням зони пластичного деформування в дві стадії [43]. На висхідній вітці навантаження біля вершини тріщини має місце пластичне деформування матеріалу в межах деякого об'єму. На низхідній вітці навантаження всередині цієї зони біля вершини тріщини відбувається додатковий наклеп матеріалу в межах області меншого розміру.

При циклічному навантаженні в процесі формування зони пластичної деформації виникають дефектні структури в смугах ковзання на висхідній вітці

навантаження в одному напрямку, які релаксують навантаження в інших напрямках на низхідній вітці навантаження [46]. В результаті цього при змінному навантаженні працює не одна, а дві системи ковзання, що діють в різних півциклах прикладання навантаження. В результаті такої поведінки матеріалу відбувається перехід до ротаційних ефектів біля вершини тріщини на мезоскопічному масштабному рівні (рис. 1.6). Так, в докритичний момент утворюються дві смуги ковзання по границях розтягнутого елемента матеріалу у вершині тріщини. Одночасно з цим має місце незначне пластичне затуплення тріщини. Утворення тріщини по одній із смуг ковзання відбувається в результаті втрати стійкості елемента всередині смуг ковзання в результаті повороту його об'єму.

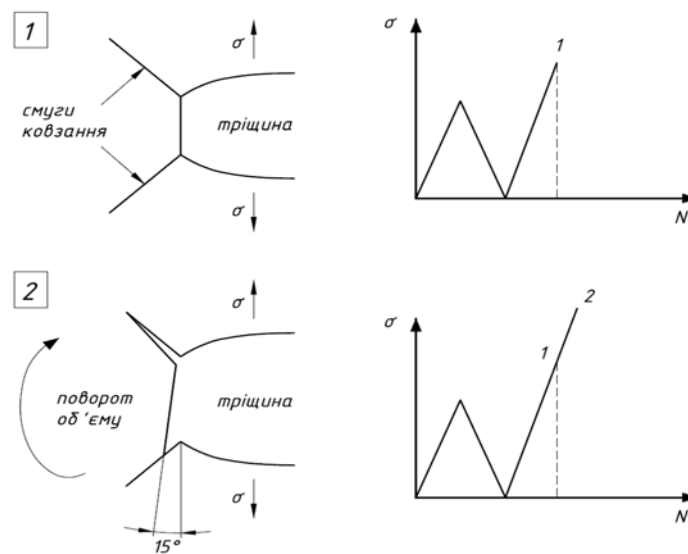


Рис. 1.6. Формування двох смуг ковзання в докритичний момент (1) і поворот об'єму матеріалу між смугами ковзання в момент утворення тріщини по одній із смуг (2)

На мікроскопічному масштабному рівні, коли протікання процесів деформування обмежено розмірами пластичної зони в межах окремих зерен, реалізуються колективні процеси руху дислокацій з переважанням ковзання. Перехід на наступний, мезоскопічний, масштабний рівень відповідає початку

переважання ротаційних механізмів деформування зі зростанням розорієнтованості фрагментованої структури.

Розглядаючи механізми руйнування металів при циклічному навантаженні, в праці [47] вказується, що пластична деформація у вершині тріщини призводить до виникнення залишкових стискаючих напружень перед її вершиною. Тріщина знаходиться в розкритому стані тільки після того, як були перевищені напруження, що протидіють її розкриттю [17]. При навантаженні матеріалу тільки верхня частина циклу, що складає близько половини від рівня максимального напруження, бере участь в розкритті берегів тріщини. Однак, процес поширення втомної тріщини в середніх шарах матеріалу є більш складним і пов'язаний з різними ефектами, в т.ч. з ефектом зміни траєкторії тріщини, гілкуванням і мезотунелюванням [48]. В результаті цього реальна поверхня руйнування є шорсткою, що створює передумови для виникнення різних ефектів контактної взаємодії берегів тріщини при її поширенні.

З переходом в зоні пластичної деформації біля вершини тріщини до колективних процесів ротаційної нестійкості деформації і руйнування відбувається формування втомних борозенок. Це явище лягло в основу багатьох моделей формування втомних борозенок [49, 50]. Вони розглядають обидва півцикли навантаження матеріалу, в яких реалізуються два різних процеси – пластичне затуплення вершини тріщини і руйнування матеріалу. В найбільш поширеній моделі Лейєрда [50] обидва процеси відповідають висхідній вітці навантаження і призводять до формування втомної борозенки в кожному циклі навантаження. В півциклі розвантаження відбувається підготовка матеріалу перед вершиною тріщини до наступної реалізації вказаних процесів деформації і руйнування.

Процес формування втомних борозенок може бути представлений двома послідовними етапами: квазікрихкого і пружно-пластичного руйнування. При цьому розглядається тільки та частина циклу навантаження матеріалу, яка відповідає періоду циклу навантаження, коли тріщина розкрита (рис. 1.7):

- 1) на етапі I-II прикладене навантаження витрачається на подолання залишкових стискаючих напружень;
- 2) в точці II відбувається розрив перемички  $h$ ;
- 3) на етапі II-III відбувається пружне розкриття з наступним пластичним деформуванням матеріалу;

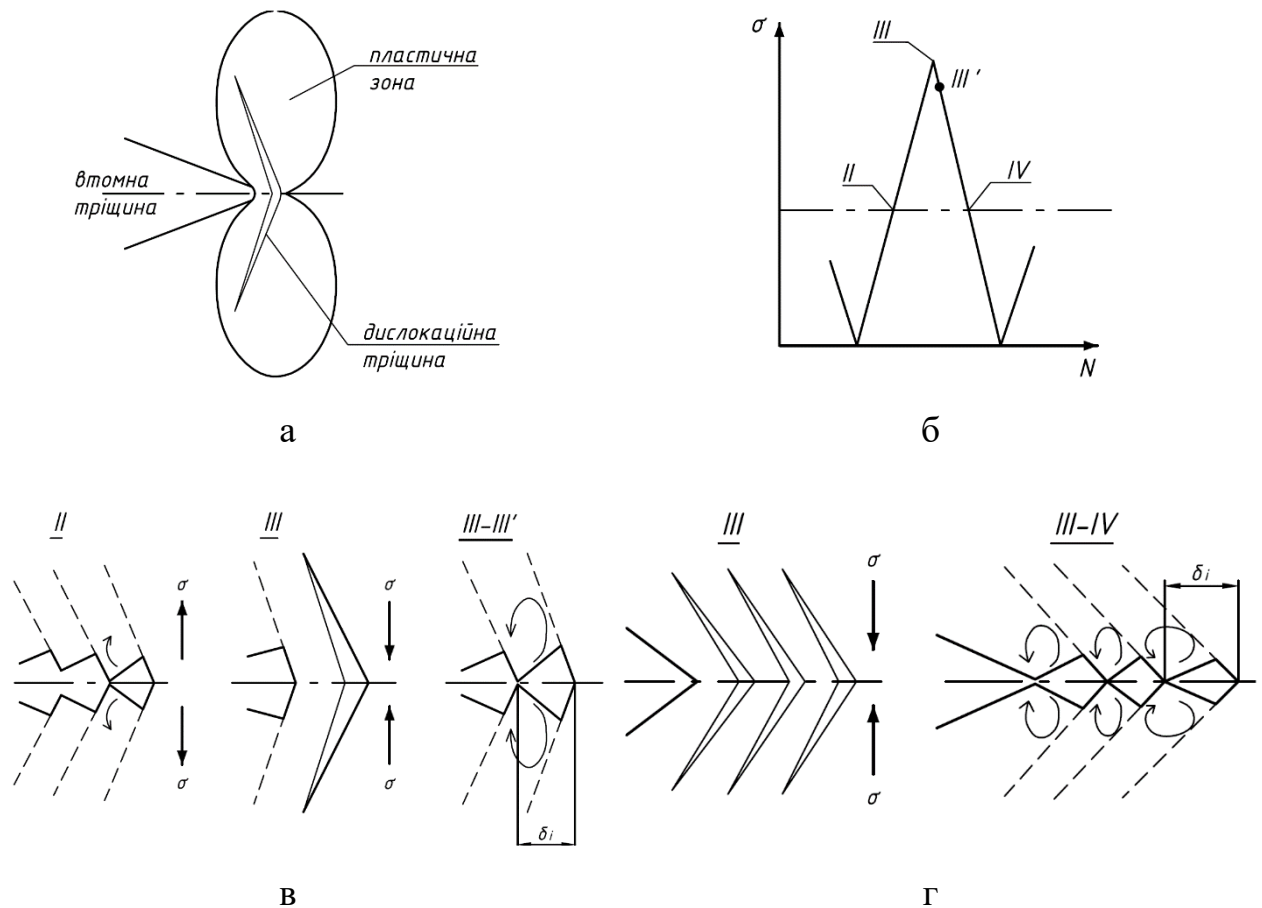


Рис. 1.7. Послідовність процесів у вершині втомної тріщини, пов'язана з ротаціями об'ємів матеріалу в момент формування профілю втомної борозенки:  
 а – зона пластичної деформації перед вершиною тріщини; б – схема навантаження зразка впродовж циклу; в – послідовність формування профілю втомної борозенки при квазікрихкому руйнуванні; г – формування профіля втомної борозенки при пружно-пластичному руйнуванні.

4) на етапі III-III' виникає дислокаційна тріщина (чи кілька тріщин) в результаті пластичної деформації стиску-розтягу;

5) на етапі IV-V реалізується процес формування поверхні квазікрихкого руйнування матеріалу за рахунок ротаційної деформації і руйнування під дією стискаючих напружень з одночасним формуванням зони пластичної деформації стиску у вершині дислокаційної тріщини;

б) в районі точки IV припиняється переміщення берегів втомної тріщини в зв'язку з формуванням у вершині втомної тріщини зони пластичної деформації.

#### 1.4 Силві, енергетичні та деформаційні критерії статичної і циклічної тріщиностійкості

Параметри навантаження вершини тріщини можуть бути виражені через силві, деформаційні та енергетичні критерії.

Загальне навантаження на тіло з тріщиною може бути розділене на основні типи навантаження: тип I (режим розтягу), тип II (режим зсуву) та тип III (режим зрізу), проілюстровані на рис. 1.8.

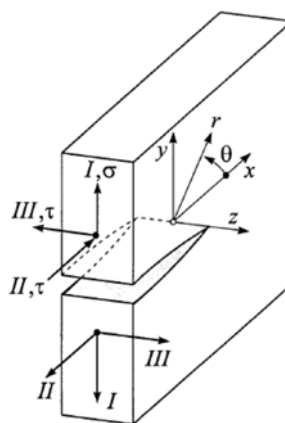


Рис. 1.8. Основні типи навантаження тіла з тріщиною

В техніці основну роль відіграє навантаження типу I, для якого компоненти напруження у вершині тріщини визначаються рівняннями Ірвіна-Вільямса [51]:

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \begin{bmatrix} 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3}{2}\theta \\ 1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3}{2}\theta \\ \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3}{2}\theta \end{bmatrix} \quad (1.16)$$

Дані рівняння описують випадок плоского напруженого стану, при якому напруження існують в одній площині, а деформація тіла відбувається відносно трьох координатних осей. Окремо виділяють випадок плоскої деформації, коли деформація тіла відбувається в одній площині, а напруження діють вздовж всіх трьох координатних осей.

Параметр  $K$  відомий як коефіцієнт інтенсивності напружень (КІН), який визначає значення поля напружень у вершині тріщини. Для нескінченної пластини при типі навантаження I він визначається рівнянням [52]

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \quad (1.17)$$

де  $2a$  – довжина тріщини.

Звідси випливає висновок, що незалежно від дійсних значень  $a$  і  $\sigma$  локальні напруження в різних тілах з тріщиною однакові, коли комбінація  $a$  і  $\sigma$  для кожного з тіл дає одне значення  $K$ .

В більш загальному випадку для скінченних тіл параметр  $K_I$  визначається як [52, 53]

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} Y(a/W) \quad (1.18)$$

де  $Y(a/W)$  – поправочна функція, яка включає ефект зростання коефіцієнту напружень при конфігурації тіла, відмінній від нескінченної пластини. Вона може бути визначена експериментально, чисельними методами чи за допомогою спеціальних довідників, наприклад [54, 55]. Якщо функція  $Y(a/W)$  відома, то вся множина конструктивних параметрів, таких як розміри і форма структурного



компонента, розміри і геометрія тріщини, прикладене навантаження, може бути описана з допомогою одного параметра – коефіцієнта інтенсивності напружень  $K$ .

За допомогою КІН можна сформулювати силовий критерій поширення тріщини [52]

$$K_I \geq K_{Ic} \quad (1.19)$$

де  $K_{Ic}$  – критичний КІН, що є характеристикою матеріалу.

Внаслідок прикладення навантаження тріщина розкривається і її профіль при цьому описується параболою [51]

$$v = \frac{8K}{E'} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \quad (1.20)$$

де  $E' = E$  для випадку плоского напруженого стану і  $E' = E/(1-\nu^2)$  для плоскої деформації.

При прикладенні навантаження тіло з тріщиною накопичує енергію пружної деформації  $U_e$ , частина якої йде на збільшення довжини тріщини на величину  $da$ . Її похідна по площі новоутвореної поверхні руйнування  $A$  називається швидкістю вивільнення енергії  $G$  [56]:

$$G = -\frac{\partial U_e}{\partial A} = -\frac{1}{B} \frac{\partial U_e}{\partial a} \quad (1.21)$$

де  $B$  – товщина тіла.

Швидкість вивільнення енергії  $G$  та коефіцієнт інтенсивності напружень  $K$  пов'язані між собою співвідношенням:

$$G = \frac{K^2}{E'} = \frac{\sigma^2 \pi a}{E'} Y^2(a/W) \quad (1.22)$$

Подібно до (1.19) можна сформулювати енергетичний критерій руйнування [56]:

$$G_I \geq G_{Ic} \quad (1.23)$$

де  $G_{Ic}$  – критична інтенсивність вивільнення питомої енергії пружної деформації.

При великих ступенях пластифікації умови у вершині тріщини добре описуються методами пружно-пластичної механіки руйнування. Для цього використовуються два параметри:  $J$ -інтеграл та розкриття вершини тріщини  $\delta$ .

$J$ -інтеграл, запропонований Райсом [57], характеризує потік енергії біля вершини тріщини для нелінійно пружного матеріалу:

$$J = \int_S \left[ W dy - T \frac{\partial U}{\partial x} ds \right] \quad (1.24)$$

де  $S$  – замкнутий контур, який оточує область вершини тріщини;

$W$  – енергія деформації на одиницю об'єму;

$T$  – вектор напружень, перпендикулярний контуру  $S$ , напрямком якого визначається нормальним вектором ( $T_i = \sigma_{ij} \cdot n_j$ );

$t$  – вектор зміщення вздовж контуру  $S$  (рис. 1.9).

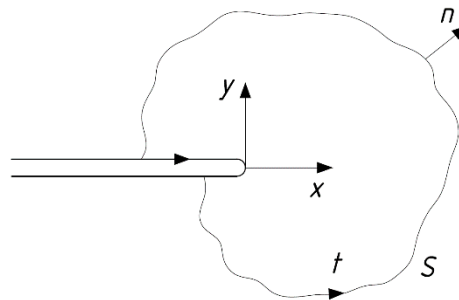


Рис. 1.9. Визначення  $J$ -інтегралу

Зміна енергії деформації  $U$  по довжині тріщини дає більш поширений спосіб обчислення значення  $J$ -інтегралу [58]:

$$J = -\frac{1}{B} \frac{\partial U}{\partial a} \quad (1.25)$$

Таким чином,  $J$ -інтеграл описує різницю в енергіях деформації двох ідентичних тіл, довжини тріщин в яких відрізняються на величину  $da$ .

При лінійній пружній постановці  $J$ -інтеграл ідентичний швидкості вивільнення енергії  $G$  [59]. Критерій руйнування на основі  $J$ -інтегралу можна записати у вигляді [58]

$$J_I \geq J_{Ic} \quad (1.26)$$

Розкриття у вершині тріщини  $\delta$  є найбільш поширеним деформаційним параметром [60, 61], який визначається за схемою, наведеною на рис. 1.10.

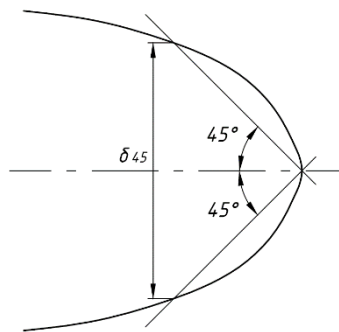


Рис. 1.10. Визначення розкриття у вершині тріщини

Розкриття у вершині тріщини може бути визначено [60]

$$\delta = d_N \frac{K^2}{E\sigma_Y} = d_N \frac{J}{\sigma_Y} \quad (1.27)$$

де  $d_N$  – коефіцієнт, що враховує ефект зміцнення матеріалу.

На основі розкриття у вершині тріщини розроблено деформаційний критерій Панасюка-Леонова-Дагдейла [61, 62]:

$$\delta \geq \delta_c \quad (1.28)$$

Кут розкриття тріщини  $\psi$  є відносно новим параметром для опису її поширення. Він визначається як кут між поверхнями тріщини, що поширюється (рис. 1.11). Його значна перевага полягає в можливості опису поширення великої кількості тріщин в тонкостінних конструкціях.

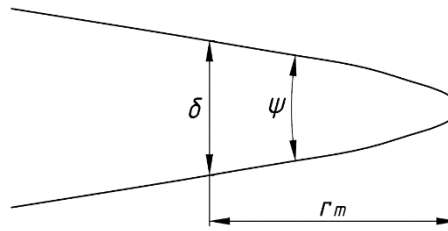


Рис. 1.11. Визначення кута розкриття тріщини

Дуже важливим є те, що після початкового періоду кут розкриття тріщини залишається постійним впродовж її росту. Це постійне значення називається критичним кутом розкриття тріщини  $\psi_c$  і може бути використане для оцінки структурної цілісності конструкцій [53, 63].

Відповідно до результатів чисельного аналізу, визначення кута розкриття тріщини  $\psi$  базується на тому факті, що поверхні тріщини залишаються прямолінійними під час її росту. Таким чином, даний кут може бути визначений наступним співвідношенням [64]:

$$\psi = \frac{\delta}{r_m} \quad (1.29)$$

де  $r_m$  – відстань від вершини тріщини.

### 1.5 Механізми зародження та поширення втомних тріщин в осях колісних пар та методи оцінювання їх залишкового ресурсу

Залізничні осі – вузли, що проектуються для нескінченного терміну служби і від яких значною мірою залежить безпека перевезень залізничним транспортом. Проте, в процесі експлуатації не можна уникнути виникнення пошкоджень через дію корозії, удари баласту залізничного полотна, пошкодження підшипникових вузлів, дефекти виготовлення [65-70]. Загальною є практика зняття з експлуатації осей, в яких методами неруйнівного контролю (ультразвуковим чи магнітним) або візуального огляду виявлено дефект або

тріщину [71-73]. У такому випадку можуть бути застосовані методи механіки руйнування з метою оцінки міжінспекційних інтервалів.

Перший інцидент, викликаний втомним руйнуванням залізничної осі локомотиву, стався 8 травня 1842 року на лінії між Парижем і Версалем [66], внаслідок чого загинуло більше 60 чоловік. Він поклав початок детальному вивченню процесів втоми і накопичення пошкоджень в матеріалах при циклічному навантаженні.

Незважаючи на значний прогрес, навіть в наш час все ще відбуваються руйнування залізничних осей, викликані розвитком втомних пошкоджень (рис. 1.12). Так, у [74] повідомляється про зняття з експлуатації в Росії в 1993 році 6800 осей через виявлені дефекти, що склало близько 0,3% від всієї кількості осей в експлуатації. На протязі останніх років також повідомлялося про аварії на залізниці, спричинені руйнуванням осей колісних пар, наприклад у Рікерскоті (Великобританія, 1996) [75], Флудсі (Канада, 2004) [76], Моррісбургу (Канада, 2010) [77], Петровеньках (Луганська обл., Україна, 2003) [78], Городищі (Черкаська обл., Україна, 2014) [79].



Рис. 1.12. Приклад втомного руйнування залізничної осі (перегон Петровеньки-Комендантська, Луганська обл., 15 серпня 2003 року) [78]

Багато елементів споруд і конструкцій, зокрема, залізничного транспорту, під час експлуатації піддаються навантаженню змінної амплітуди, що має стохастичний характер [65, 66, 69]. Довговічність таких конструкцій, підрахована за сталої амплітуди навантаження, істотно відрізняється від реальної довговічності, обчисленої з урахуванням послідовностей навантажування за змінюваної амплітуди.

На граничний стан і довговічність деталей також істотно впливає невизначеність експлуатаційного навантаження, характеристик механічних властивостей аналізованого матеріалу та локальної геометрії елемента конструкції.

При кожному оберті матеріал на поверхні осі переходить зі стиснутого стану в розтягнутий. Різні причини, такі як наприклад геометрія навантаження, якість поверхні матеріалу, ефекти корозії та втоми матеріалу, неоднорідність мікроструктури, ведуть до локального накопичення пошкоджень у компонентах колісних пар [80, 81]. На ділянках з накопиченими мікроструктурними пошкодженнями поступово зароджується втомна тріщина, яка з часом просувається під дією прикладеного навантаження та може призвести до руйнування.

Під час експлуатації на осі додатково діють динамічні навантаження, викликані взаємодією залізничного полотна та колісних пар. Крім того, за рахунок кривизни залізничного полотна виникає несиметричне навантаження на осі, оскільки сторона осі, яка розміщена ближче до зовнішнього радіусу повороту, піддається більшому навантаженню [82].

Вплив різних параметрів на величину напруження в залізничній осі значно відрізняється і може бути розділений на три категорії [83]:

- 1) Вхідні параметри, що мають істотний вплив і тому беруться до уваги при будь-якому розрахунку та прогнозуванні ресурсу осі. Сюди включаються тип залізничного візка, величина навантаження на вісь та його спектр, характеристики матеріалу осі.

- 2) Параметри, що мають другорядне значення і можуть бути включені в розрахунок, наприклад довгострокові зміни в елементах залізничного візка (зношення бандажів коліс по колу кочення).
- 3) Параметри, які не треба включати, тому що їх ефект незначний. Вони включають, наприклад, погодні умови і допустимий дисбаланс коліс.

Згідно вимог нормативних документів [84] при проектуванні використовуються наступні критерії оцінки міцності та довговічності осей колісних пар:

- межа витривалості  $\sigma_{-1}$ ;
- коефіцієнт запасу статичної міцності

$$n = \frac{\sigma_T}{\sigma_{max}^{cm}} \geq [n], \quad (1.30)$$

де  $\sigma_{max}^{cm}$  – максимальні статичні напруження, що діють на вісь під час експлуатації;

$[n] = 1,0 \dots 1,1$  – допустимий коефіцієнт запасу статичної міцності.

- коефіцієнт запасу по опору втомі

$$n_{вт} = \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_a} \geq [n_{вт}], \quad (1.31)$$

де  $\sigma_a$  – максимальна амплітуда напруження;

$[n_{вт}] = 1,2 \dots 2,0$  – допустимий коефіцієнт запасу опору втомі.

При цьому всі перелічені критерії визначаються для конструкції з відсутніми дефектами і не беруть до уваги можливість виникнення та розвитку дефектів в процесі експлуатації осей колісних пар.

Даний підхід до оцінки втомної міцності та довговічності осей колісних пар ґрунтується на наперед заданому розрахунковому ресурсі і не враховує процесів накопичення пошкоджуваності матеріалу та реального стану конструкції з дефектами. Для більш точного прогнозування втомної довговічності елементів конструкцій необхідно проводити моделювання

поширення тріщин за змінної амплітуди навантаження та обов'язково враховувати статистичні характеристики механічних властивостей матеріалу, геометрії та розміру початкових дефектів.

Останніми роками інтерес до визначення та оптимізації міжінспекційних періодів для залізничних осей, як критично важливих механічних вузлів з точки зору безпеки і ремонтпридатності, постійно зростає.

Так, Hirakawa [68] детально проаналізував причини відмови в залізничних осях, щоб показати можливі шляхи покращення технології їх виробництва та контролю стану в процесі експлуатації. Також було виконано порівняння осей, що використовуються в Європі і Японії з точки зору опору втомі. Dedmon [85] представив результати аналізу напружень в типових осях, що експлуатуються в США для вантажних вагонів. Varetta і інші роблять наголос на тому, що незважаючи на відповідальний характер осей, сучасні підходи не були використані для критичного перегляду традиційної методики їх проектування [86]. Вони проводили вивчення впливу масштабного ефекту на втому та швидкість росту тріщин у високоміцних сталях, що використовуються в Європі для швидкісних залізниць.

Stichel і Knothe [87] розробили метод прогнозування терміну служби для залізничних осей, що ґрунтується на комп'ютерному моделюванні. Вони оцінили напруження в певних поперечних перерізах візка і передбачили термін служби, використавши теорію накопичення пошкодження. Chen і Xiong [88] удосконалили даний підхід, поєднавши дані натурних випробувань з результатами комп'ютерного моделювання.

Розглядаючи застосування концепції допустимого пошкодження до залізничних осей, Zerbst та інші [89] виявили ключові фактори, які необхідно брати до уваги при проектуванні. Важливу роль в цьому підході відіграють дані про швидкість росту втомних тріщин в різних сталях [90] і їх статистичний опис [91, 92], визначення коефіцієнтів інтенсивності напружень у вершині тріщини на ділянках зміни діаметру осей [93], мікроструктурні дослідження матеріалу [94-



96] і вплив кривих ймовірності виявлення дефектів методами неруйнівного контролю [97].

Слід також відзначити значний вклад технологічних факторів, що діють на матеріал осі в процесі виготовлення (температурний режим, деформівний стан заготовок, схема механічної обробки) та значною мірою впливають на процес формування мікроструктури, що відбивається на його механічних характеристиках [98-104].

На даний час в практиці проектування відповідальних високонавантажених елементів конструкцій сформувалися кілька концепцій, які по різному розглядають явище втоми матеріалів [65, 105]:

1. Концепція безпечної експлуатації (Safe-life) – компоненти залізничних візків проектуються на нескінченний термін експлуатації, при якому не допускаються жодні ефекти втоми. Зважаючи на значну кількість циклів навантаження осей, його складний стохастичний характер та можливі відхилення механічних та геометричних параметрів дана концепція має обмежене застосування.

2. Відмово стійка концепція (Fail-safe) – на відміну від попередньої, допускає можливість локалізованого втомного пошкодження відповідальних елементів конструкції, але виключає можливість розвитку магістральної втомної тріщини. Реалізується конструктивними методами надлишкового проектування (запасні елементи) чи гальмування росту тріщини.

3. Концепція допустимого пошкодження (Damage tolerance) – допускає можливість появи магістральної втомної тріщини і ставить за мету запобігання її росту до критичного розміру впродовж терміну експлуатації конструкції. Використовує підходи періодичного неруйнівного контролю елементів, випробування перевантаженням чи усунення тріщин. Основним параметром є залишкова довговічність, виражена часом або кількістю циклів навантаження, за які початкова тріщина досягне критичної довжини. В цьому випадку початкова

довжина тріщини визначається обмеженнями обраних методів неруйнівного контролю. Проектування за цією концепцією включає в себе 5 типових кроків:

- 1) оцінка початкового розміру та форми тріщини;
- 2) прогнозування докритичного росту тріщини;
- 3) визначення критичного розміру тріщини, при якому настає руйнування конструкції;
- 4) визначення залишкового ресурсу конструкції з виявленою тріщиною;
- 5) оцінка міжінспекційних періодів або формування вимог до неруйнівного контролю.

## **1.6 Висновки до розділу**

1. Дослідженню циклічної тріщиностійкості осей колісних пар присвячена значна кількість праць, проте в них відсутні узагальнені підходи щодо оцінки пошкодженості матеріалу на різних ієрархічних рівнях.

2. Відсутні праці, у яких досліджено вплив мікроструктури матеріалу осей колісних пар на характер їх втомного руйнування та особливості накопичення пошкоджень на мікроструктурному рівні.

3. Незначна частина досліджень приймає до уваги вплив температури експлуатації на особливості накопичення пошкоджень та характеристики матеріалу осей колісних пар.

4. Недостатньо дослідженим є питання впливу асиметрії циклу навантаження на кінетику РВТ в матеріалі осей, що потребує подальших експериментальних досліджень та розробки методики його кількісної оцінки.

5. Розробка та удосконалення існуючих моделей росту втомної тріщини за багатоциклової втоми і визначення основних факторів, що впливають на неї, складають основу для створення методики оцінки залишкового ресурсу осей колісних пар.

## РОЗДІЛ 2

### МЕТОДИКИ ДОСЛІДЖЕННЯ РОСТУ ВТОМНИХ ТРІЩИН І ГРАНИЧНОГО СТАНУ МАТЕРІАЛІВ ОСЕЙ КОЛІСНИХ ПАР

#### 2.1 Дослідження росту наскрізних тріщин в призматичних зразках

Циклічну тріщиностійкість матеріалу осей залізничних колісних пар – сталі ОСЛ – визначали на призматичних зразках з центральною тріщиною розмірами 155x25x5 мм (рис. 2.1) за одновісного розтягу. Зразки вирізали із осі колісної пари на ділянці діаметром 194 мм на відстані 20, 50 і 81 мм від її центру, схема вирізки приведена на рис. 2.2.

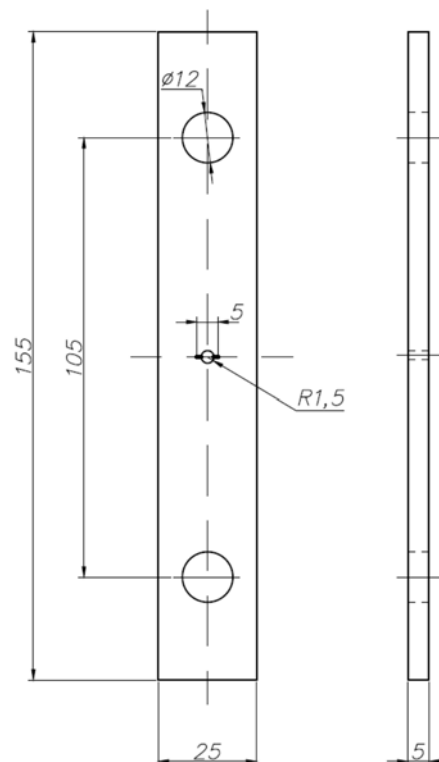


Рис. 2.1. Зразок з центральною тріщиною для випробування на циклічну тріщиностійкість матеріалу осі колісної пари

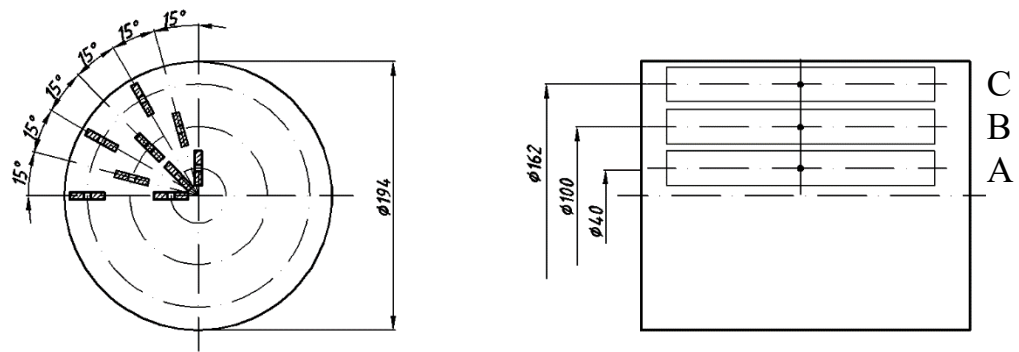


Рис. 2.2. Схеми вирізання зразків з центральним отвором з осі колісної пари на різних відстанях від її центру

Умовно позначимо зразки за відстанню до центру осі, рис. 2.2:

- вирізані за відстані 20 мм (А);
- вирізані за відстані 50 мм (В);
- вирізані за відстані 81 мм (С).

Дослідження проводили за одновісного розтягу з коефіцієнтом асиметрії циклу навантаження  $R = -1$  та  $R = 0$ . Частота навантаження складала  $f = 10$  Гц, форма циклу – синусоїдальна. Дослідження проводили при кімнатній температурі на сервогідролічній випробувальній установці СТМ-100 з комп'ютерною системою керування та реєстрації інформації BISS 2370. Дана установка дозволяє керувати процесом навантажування досліджуваних зразків за одним з каналів та одночасно проводити запис за шести каналами вимірювань за допомогою спеціального програмного забезпечення BISS (рис. 2.3). Для вимірювання довжини тріщини використовували оптичну систему на базі металографічного мікроскопу МБС-10.

Тріщина в досліджуваних плоских зразках зароджувалася на концентраторі – центральному отворі – при постійноамплітудному навантаженні з  $R = 0$  відповідно з вимогами [25]. Тріщина пророщувалася до довжини  $l_0 \approx 5$  мм в обидві сторони від концентратора, щоб уникнути впливу концентратора на її швидкість росту.

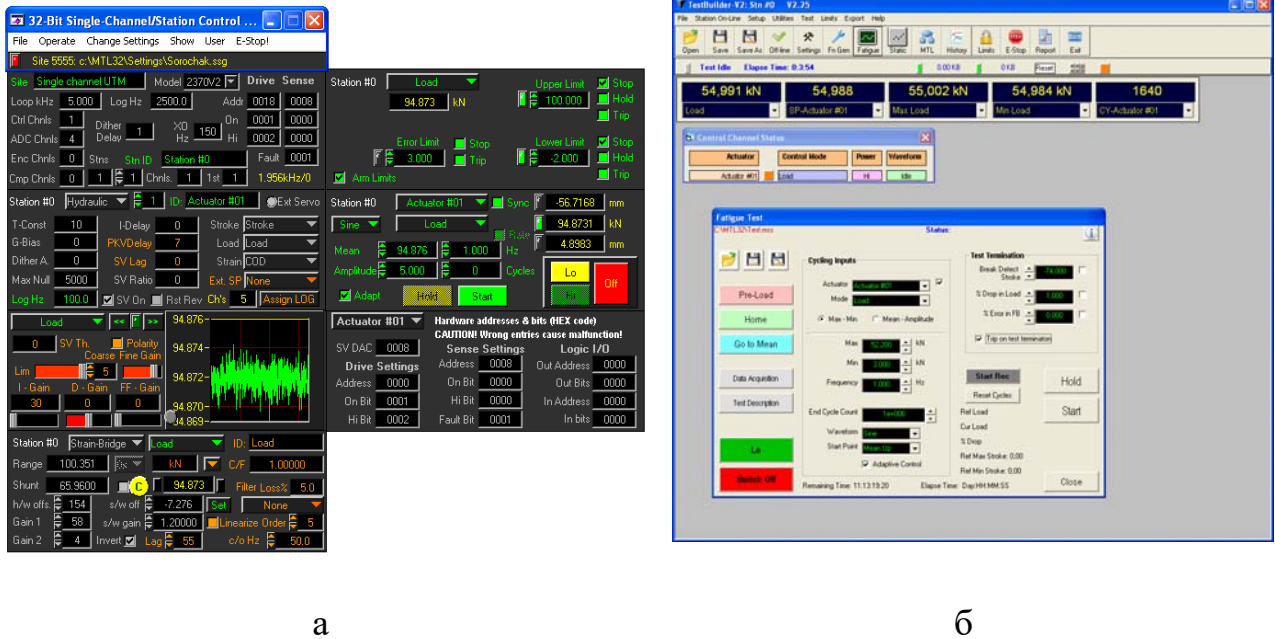


Рис. 2.3. Інтерфейс програмного забезпечення BISS для випробувальної установки STM-100: базовий модуль налаштування – а; модуль керування навантаженням TestBuilder – б

Коефіцієнт інтенсивності напружень (КІН) циклу навантаження  $K$  для плоских зразків з центральною тріщиною визначали за формулою [106]

$$\Delta K = \Delta \sigma \sqrt{\pi a} \cdot Y, \quad (2.1)$$

де  $Y$  – поправочна функція [55]:

$$Y = \left[ 1 - 0,025 \left( \frac{a}{W/2} \right)^2 + 0,06 \left( \frac{a}{W/2} \right)^4 \right] \sqrt{\sec \frac{\pi a}{W}} \quad (2.2)$$

$a$  – половина довжини тріщини;  $W$  – ширина зразка;  $\Delta \sigma = \Delta P/F$  – розмах напружень (брутто) циклу навантаження, тут  $\Delta P$  – розмах зусилля циклу навантаження,  $F$  – площа поперечного перерізу зразка. При цьому, обчислення розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень проводили за рекомендацією стандарту [25]

$$\Delta K = \begin{cases} (1 - R) K_{\max} & \text{для } R \geq 0 \\ K_{\max} & \text{для } R < 0 \end{cases} \quad (2.3)$$

де  $K_{max}$  – максимальне значення коефіцієнта інтенсивності напружень в циклі навантажування.

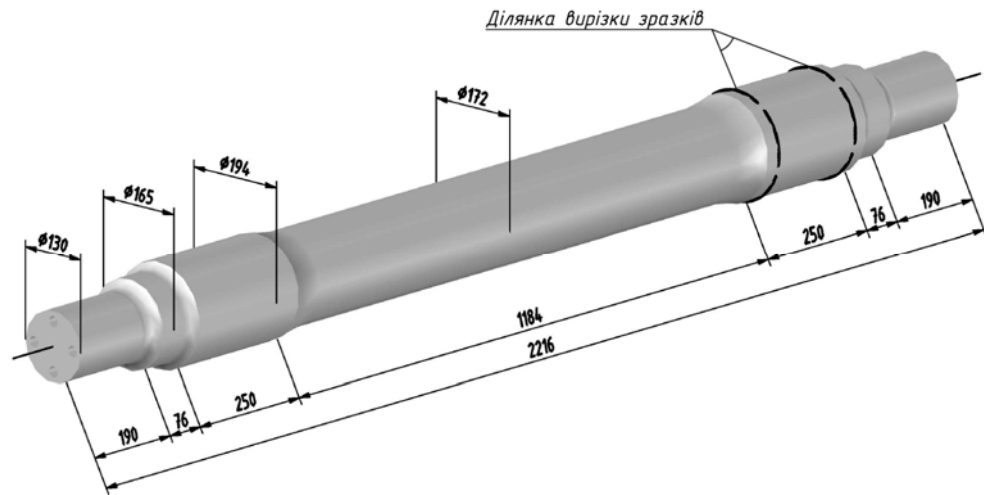
Половину довжини тріщини обчислювали як середнє арифметичне половин довжин тріщин, виміряних на обох поверхнях зразка

$$a = \frac{a_{A1} + a_{A2} + a_{B1} + a_{B2}}{4} . \quad (2.4)$$

## **2.2 Дослідження впливу температури на ударну в'язкість і статичну тріщиностійкість**

Досліджували матеріал осі колісної пари локомотиву – сталь ОСЛ – після 20 років експлуатації. Оскільки в процесі роботи осі колісної пари втомні тріщини зароджуються на її поверхні та ростуть в радіальному напрямку, вирізку зразків проводили в осьовому напрямку. Зразки для визначення ударної в'язкості вирізали з ділянки осі діаметром 194 мм на різній відстані від її центру. Схема вирізки зразків приведена на рис. 2.4. Дослідження виконували на партії з 10 зразків при температурі +20°C та -40°C.

Ударну в'язкість визначали навантаженням зразків типу Шарпі розмірами 10x10x55 мм із V-подібним надрізом радіусом  $0,25 \pm 0,025$  мм на копрі РКР-300 з енергією удару 300 кДж із реєстрацією діаграми навантаження в координатах „зусилля – час” та „зусилля – прогин зразка”. Проводили дві серії випробувань при температурі +20°C та -40°C. На основі даних діаграм визначали зусилля, при якому починалась пластична деформація, повну енергію руйнування, енергію зародження та енергію поширення тріщини. За результатами фактографічних досліджень зламу зразка визначали частку в'язкого руйнування.



а



б

Рис. 2.4. Схема вирізки зразків Шарпі

Ударну в'язкість визначали за формулою:

$$KCV = A / F \quad (2.5)$$

де  $A$  - повна робота руйнування зразка;  $F$  - площа поперечного перерізу зразка в місці надрізу.

Програма керування випробувальною установкою РКР-300 та запису інформації випробувань «VUNI-CHARPY» дозволяє визначати величину складових енергії руйнування зразка з допомогою перетворення залежності

“зусилля-час” ( $P-t$ ) в залежність “зусилля-переміщення” ( $P-s$ ) [107]. Для цього за відомою масою ударника  $m$ , початковою швидкістю удару  $v_0$  та залежністю  $P(t)$  з допомогою подвійного послідовного інтегрування обчислювали зміну швидкості ударника  $v(t)$  при навантаженні зразка Шарпі згідно рекомендацій [108, 109]:

$$v(t) = v_0 - \frac{1}{m} \int_{t_0}^t P(t) dt \quad (2.6)$$

після чого залежність переміщення ударника  $s$  від часу  $t$

$$s(t) = \int_{t_0}^t v(t) dt. \quad (2.7)$$

За одержаними залежностями визначали  $P(s)$  та складові енергетичних витрат на руйнування зразка на окремих етапах.

За площею під отриманими діаграмами  $P(s)$  визначали складові енерговитрат  $E$  на руйнування зразків на окремих етапах. При цьому загальну роботу руйнування зразків  $A$  за випроб ударом розглядали як суму роботи зародження  $A_i$  та поширення тріщини  $A_p$  [110]:

$$A = A_i + A_p \quad (2.8)$$

Динамічну тріщиностійкість зразків  $J_{Id}$  обчислювали за формулою [111]:

$$J_{Id} = \frac{2A_i}{B(W-a)}, \quad (2.9)$$

де  $A_i$  – робота зародження тріщини;  $B$ ,  $W$  – ширина та висота зразка;  $a$  – глибина надрізу.

Після руйнування зразків Шарпі проводили фрактографічні дослідження поверхні руйнування за методикою, викладеною в розділі 2.3. Для оцінки взаємозв'язку параметрів зламу зразків Шарпі та енергії руйнування використовували висоту губ зсуву, запропоновану I. Yamamoto et al. [112]



Статичну тріщиностійкість визначали за позacentрового розтягу призматичних зразків з тріщиною шириною  $W = 50$  мм і товщиною  $t = 25$  мм (рис. 2.5) на сервогидравлічній випробувальній машині СТМ-100 з комп'ютерною системою керування та запису результатів. Коефіцієнт інтенсивності напружень обчислювали за формулою [113]

$$K = \frac{P}{t\sqrt{W}} \cdot Y, \quad (2.10)$$

$$Y = \sqrt{l/W} \cdot (29,6 - 185(l/W) + 655(l/W)^2 - 1017(l/W)^3 + 639(l/W)^4);$$

де  $P$  – зусилля,  $W$  – ширина зразка,  $t$  – його товщина.

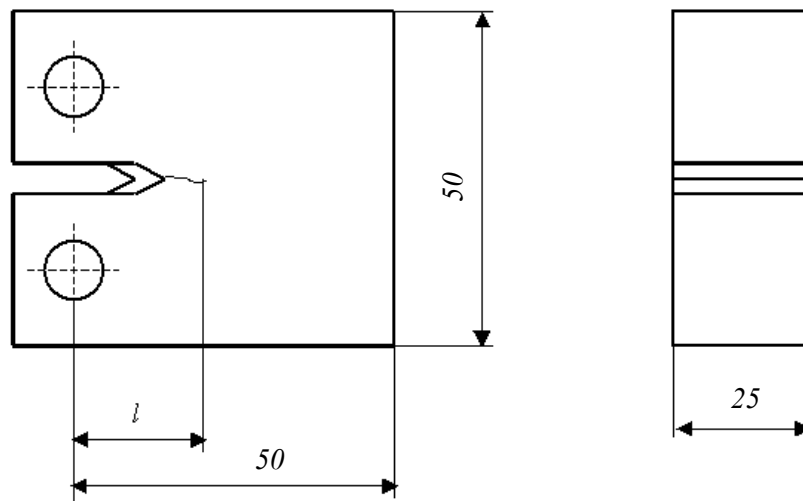


Рис. 2.5. Зразок для випробування на статичну тріщиностійкість

Попередньо на всіх зразках вирощували первинні втомні тріщини при коефіцієнті асиметрії циклу навантажування  $R = K_{min}/K_{max} = 0,1$  та частоті навантажування 20 Гц згідно з рекомендаціями [113, 114]. Відносна довжина первинної тріщини становила  $(0,45 \dots 0,55)W$ .

### 2.3 Мікроструктурні та фрактографічні дослідження експлуатаційного пошкодження, зародження і росту втомних тріщин

Фрактографічні дослідження поверхні руйнування зразків проводили на скануючому електронному мікроскопі Selmi РЭМ-106И в режимі вторинних електронів з наступними параметрами: напруга на катоді – 20...30 кВ, струм – 160...200 мкА, фокусна відстань – 9...15 мм.

Даний прилад призначений для вимірювання лінійних розмірів елементів топології і параметрів мікрорельєфу поверхні різних об'єктів в твердій фазі і вимірювання масової долі елементів у складі об'єктів методом рентгенівського мікроаналізу, а також для дослідження поверхні непровідних об'єктів без спеціальної підготовки в режимі низького вакууму. Його технічні характеристики наведено в табл. 2.1.

Таблиця 2.1.

Технічні дані растрового електронного мікроскопа Selmi РЭМ-106И

Параметр мікроскопа	Значення
Роздільна здатність мікроскопа у вторинних електронах в режимі високого вакууму, не більше, нм	4
Роздільна здатність мікроскопа у відбитих електронах в режимі низького вакууму, не більше, нм	6
Діапазон зміни збільшення, крат	15... 300000
Діапазон регулювання прискорюючої напруги, кВ	0,5...30,0
Діапазон регулювання струму зонду, А	$10^{-12}$ ... $10^{-6}$
Граничний залишковий тиск в колоні мікроскопа, не більше, Па (мм рт. ст.)	$6,7 \cdot 10^{-4}$ ( $5 \cdot 10^{-6}$ )
Діапазон регулювання тиску в камері в низьковакуумному режимі, Па (мм рт. ст.)	1...270 ( $7,5 \cdot 10^{-3}$ ...2)
Максимальні розміри досліджуваного зразка, мм	50x50x80
Переміщення зразка по координатах X, Y, мм	$\pm 25$
Точність позиціонування по координатах X, Y, мкм	1
Переміщення по координаті Z, тах, мм	60

Продовження табл. 2.1.

Параметр мікроскопа	Значення
Кут обертання зразка	0...360°
Нахил платформи	-20°...60°
Діапазон виміру лінійних розмірів від 0,2 мкм до 5 000 мкм.	
Межі основної похибки вимірювання лінійних розмірів, не більші:	
а) в діапазоні від 0,2 мкм 0,8 мкм, нм	40
б) в діапазоні від 0,8 мкм до 5000 мкм, %	±4

Растровий електронний мікроскоп РЕМ-106И передбачає роботу в режимі спостереження зображення у вторинних електронах або у відбитих електронах. У режимі високого вакууму в камері можливі два види зображення, у режимі низького регульованого вакууму реєструється зображення, що створюється тільки відбитими електронами.

Електронний зонд, прискорений і сформований електронно-оптичною системою, що складається з джерела електронів, двохлінзового конденсорного блоку і формувальної об'єктивної лінзи, на поверхні об'єкту розгортається в растр прямокутної форми. При цьому високоенергетичні електрони первинною пучка зазнають пружного і непружного розсіяння, утворюючи область взаємодії.

Якщо має місце непружне розсіяння між слабозв'язаними зовнішніми електронами атома і електронами падаючого пучка, електрони пучка втрачають енергію, а слабозв'язані зовнішні електрони емітуються. Ці електрони мають енергію меншу або рівну 50 еВ і називаються вторинними електронами.

Відбиті електрони виникають при актах одноразового пружного розсіяння під великими кутами і актах багатократного малокутового пружного розсіяння.

Електрони, що вийшли з об'єкту, вловлюються відповідними детекторами. Зареєстровані детектором електрони, перетворені в електричний сигнал, посилюються попереднім підсилювачем, потім поступають у відеосигнальний тракт, де знову підсилюються до потрібного рівня, обробляються,

оцифровуються і записуються. Потім накопичений сигнал модулює яскравість дисплея монітора, створюючи зображення досліджуваної ділянки поверхні.

Для виявлення мікроструктури матеріалу поверхня плоских полірованих зразків протравлювалася сумішшю  $\text{HNO}_3$  і  $\text{HCl}$  у співвідношенні 1:5, після чого промивалася в ацетоні та висушувалася.

Для кількісного аналізу отриманих зображень використовували спеціалізоване програмне забезпечення KARPA ImageBase.

### **Оцінка пошкодженості матеріалу осі колісної пари локомотива після експлуатації**

Для оцінки пошкодженості матеріалу часто використовують густину об'ємних чи поверхневих дефектів, проте її визначення пов'язано з необхідністю дослідження мікродифракції з допомогою електронного мікроскопу та трудомістким процесом підготовки зразків. В роботах А. О. Лебедєва та співавторів [115, 116] запропоновано метод оцінки стану структури матеріалу на основі розкиду його механічних характеристик, зокрема твердості та мікротвердості.

Суть даного методу полягає в застосуванні до розкиду характеристик матеріалу методів математичної статистики, а саме використанні розподілу Вейбула:

$$P(x) = 1 - e^{-(x/k)^m} \quad (2.11)$$

де  $m$ ,  $k$  – параметри розподілу. Параметр  $m$  – коефіцієнт гомогенності, який відображає ступінь розкиду характеристик і може бути визначений за формулою Гумбеля, котра для випробувань на мікротвердість має вигляд [116]:

$$m = \frac{d(n)}{2,30259 S(\lg H_\mu)} \quad (2.12)$$

Величину  $d(n)$  визначають в залежності від кількості вимірювань  $n$ , а величину  $S(\lg H_\mu)$  – за результатами  $n$  вимірювань мікротвердості

$$S(\lg H_{\mu}) = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (\lg H_{\mu i} - \overline{\lg H_{\mu}})^2} \quad (2.13)$$

де  $\overline{\lg H_{\mu}} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \lg H_{\mu i}$  – середнє значення логарифмів мiкротвердостi.

Таким чином, бiльшим значенням коефiцiєнту  $m$  вiдповiдає нижчий рiвень розкиду характеристик мiкротвердостi  $i$ , вiдповiдно, нижчий рiвень пошкодженостi, а меншим значенням навпаки – вищий рiвень пошкодженостi.

Мiкротвердiсть визначали за допомогою мiкротвердомiра ПМТ-3 з алмазною пiрамiдкою з кутом при вершинi  $136^{\circ}$  при навантаженнi на iндентор 100 г з витримкою 15 с за стандартною методикою [117]. Мiкротвердiсть вимiрювали в 20 точках на вiдстанi до поверхнi осi  $h = 1 \dots 20$  мм, при цьому  $d(20) = 1,05$  [115].

## 2.4 Стереоскопiчний аналіз дiлянок старту трiщини

Незважаючи на наявнiсть значної кiлькостi методiв обробки цифрових зображень поверхнi i формування висновкiв про її стан, в даний час створення унiверсального i ефективного пiдходу вторинної обробки iнформацiї даних фрактографiчного аналізу залишається актуальним завданням.

Використання псевдостереометричного аналізу дозволяє, проаналiзувавши кiлька послiдовно зроблених фотозображень, вiдтворити висоту поверхневого рельєфу, тобто отримати додатковi данi про досліджуваний об'єкт [118]. Однак, в цiлому, для оцiнки параметрiв поверхнi руйнування зразкiв матерiалiв ця проблема вивчена недостатньо.

**Формалiзацiя задач автоматизованого розрахунку висоти рельєфу.** Оскiльки фотографiчне зображення було отримане з допомогою растрового електронного мiкроскопу РЕМ-106И в цифровiй формi, в роботi використанi пiдходи цифрової фотограмметрiї [118]. Тому однiєю з найважливиших задач є

автоматизована обробка топологічних даних для відтворення висоти локальних участків поверхні.

Для обчислення висоти рельєфних утворень досліджуваний зразок розміщували таким чином, щоб ділянка поверхні, що аналізується, була перпендикулярна оптичній осі жорстко зафіксованої цифрової фотокамери, і отримували первинне зображення І1.

Систему координат вибирали з врахуванням того, що осі X і Y орієнтовані в площині поверхні, що аналізується, а вісь Z співпадала з оптичною віссю фотокамери. Після цього зразок повертали навколо координатної осі Y на кут  $\alpha$  ( $2 \dots 20^\circ$ ) і при фіксованих параметрах зйомки отримували друге зображення І2 ділянки, що аналізується. Первинне і вторинне зображення (І1 та І2) складають стереопару, на основі котрої можна отримати інформацію про висоту (глибину) проаналізованої поверхні.

На зображеннях І1 та І2 ідентифікували положення базової точки А і фіксували її координату  $X_{A1}$  (на першому зображенні) і  $X_{A2}$  (на другому). Далі на обох зображеннях вибирали точку В, для якої необхідно визначити висоту відносно базової точки А, при цьому фіксували її координати  $X_{B1}$  (на першому зображенні) і  $X_{B2}$  (на другому).

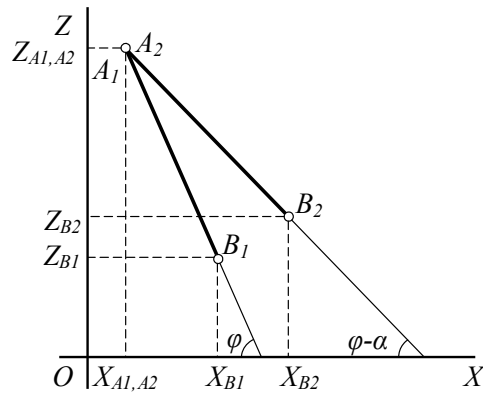
Висоту між точками А і В уздовж координатної осі Z визначали по формулі [118]:

$$\delta Z_{ABN} = \delta X_{A1B1} \left( \operatorname{ctg} \alpha - \frac{\delta X_{A2B2}}{\delta X_{A1B1} \sin \alpha} \right), \quad (2.14)$$

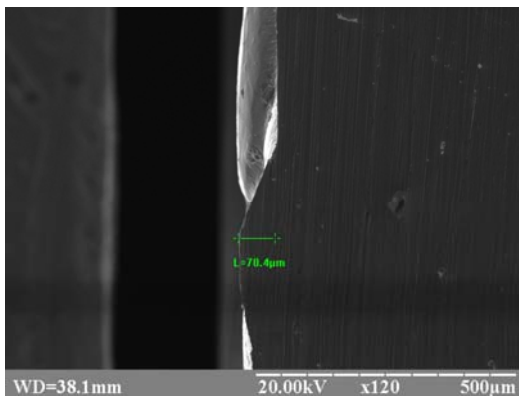
тут  $\delta X_{A1B1} = X_{A1} - X_{B1}$ ,  $\delta X_{A2B2} = X_{A2} - X_{B2}$ ,  $\delta Z_{A1B1} = Z_{A1} - Z_{B1}$ .

Схема, що ілюструє описаний спосіб визначення висоти, показана на рис. 2.6, а.

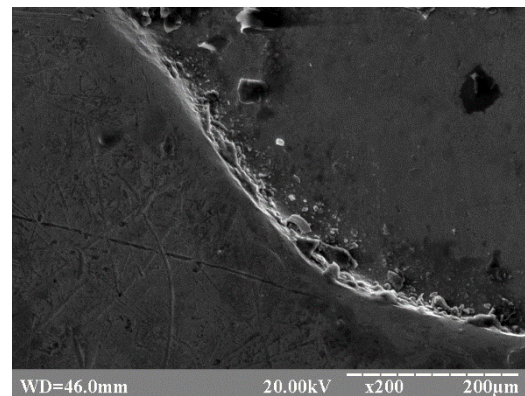
**Методика визначення висоти елементів мікрорельєфу.** Стереопари отримували на скануючому електронному мікроскопі РЕМ-106И при дотриманні наступних рекомендацій [119, 120]:



а



б



в

Рис. 2.6. Схема стереоскопічного повороту (а) [118] та зображення еталонної поверхні: вид збоку (б) і зверху (в)

- тотожності збільшення на обох зображеннях;
- однаковому рівні яскравості і контрастності;
- однаковій фокусній відстані для обох фотографій.

Таким чином, отримання стереопари полягало в отриманні фотозображень об'єкту до і після повороту на заздалегідь визначений кут. Така стереопара дістала назву псевдостереопари, оскільки зображення отримували з однієї точки простору, а для класичного випадку – з двох [118].

Зміну кута повороту даної поверхні здійснювали за допомогою гоніометричного пристрою мікроскопа, тобто отримання псевдостереопари засноване на зміні нахилу предметного столика обертанням його навколо своєї

осі. З певними допущеннями такий вид зйомки можна назвати «псевдоконвергентним» [118].

Експериментальна перевірка стереоскопічного методу на еталонних зразках з відомою висотою мікронерівностей (рис. 2.6, б, в) дозволила встановити, що відхилення вимірної висоти рельєфу від істинних значень не перевищувало 4,0%. Це доводить можливість застосування даного методу для аналізу геометричних нерівностей поверхні руйнування. Метод був використаний для дослідження морфології квазістатичного зламу і вимірювання висоти зони витягування зразків матеріалу залізничної осі – сталі ОСЛ.

З метою визначення висоти нерівностей поверхні локальної ділянки зразка, виконували серію дискретних поворотів зразка навколо координатної осі  $Y$  з кроком  $\alpha = 5^\circ$ . Після кожного повороту, при незмінних параметрах оптичної системи отримували повторне зображення аналізованої області (див. рис. 3.15).

Базове зображення  $I_1$  і повторне зображення, отримані при поворотах зразка ( $I_2, I_3...$ ) вводять в ЕОМ, зберігають в окремих графічних файлах і передають в спеціалізовану програму для обробки по алгоритму визначення мікронерівностей поверхні.

Алгоритм складався з наступних операцій:

1. На базовому зображенні вибирали пару характерних точок  $A$  і  $B$  та заносили в пам'ять їх координати в пікселях  $X_{A1}$  і  $X_{B1}$  (рис. 3.15, а).
2. Для кожного з вторинних зображень:
  - 2.1. На вторинному зображенні ідентифікували положення точок  $A$  і  $B$  і запам'ятовували їх координати в пікселях  $X_{A2}$  і  $X_{B2}$  (рис. 3.15, б).
  - 2.2. По формулі (2.14) проводять розрахунок висоти  $\delta Z_{AB}$  між точками  $A$  і  $B$  уздовж осі, що співпадає з оптичною віссю мікроскопа і камери.
  - 2.3. Отримане значення  $\delta Z_{AB}$  зберігали.
3. З метою підвищення достовірності отриманого результату розраховували усереднене значення висоти між точками:



$$\delta Z_{AB} = \frac{1}{M} \sum_{N=1}^M \delta Z_{ABN}, \quad (2.15)$$

де  $M$  – кількість проаналізованих пар зображень.

Перехід від піксельної до метричної системи вимірювання забезпечувався масштабуванням.

## 2.5 Висновки до розділу

1. Доопрацьовано методику дослідження циклічної тріщиностійкості матеріалу осей колісних пар за різної асиметрії циклу навантаження з урахуванням структурної неоднорідності, розроблено методи обробки результатів експериментальних досліджень.

2. Вдосконалено методику мікроструктурних та фрактографічних досліджень зародження і росту втомних тріщин в матеріалі осей колісних пар методами електронної растрової мікроскопії.

3. Доопрацьовано методику оцінки пошкодженості матеріалу осі колісної пари локомотива після експлуатації на основі розкиду характеристик мікротвердості залежно від відстані до поверхні осі.

4. Вдосконалено і автоматизовано методику визначення висоти мікронерівностей поверхні з допомогою псевдостереопари, що дозволяє використовувати її для визначення геометрії зони старту тріщини в'язкого відриву. Проаналізовані фактори, що впливають на достовірність обчислення висоти мікронерівностей поверхні запропонованим методом.

## РОЗДІЛ 3

### ВПЛИВ ЕКСПЛУАТАЦІЙНИХ ЧИННИКІВ ТА СТРУКТУРНО-МЕХАНІЧНОЇ НЕОДНОРІДНОСТІ НА ЗАРОДЖЕННЯ ВТОМНИХ ТРІЩИН В МАТЕРІАЛІ ОСЕЙ КОЛІСНИХ ПАР

#### 3.1 Мікроструктурна неоднорідність матеріалу осі колісної пари

Осі колісних пар залізничного транспорту виготовляються із заготовок з середньо вуглецевої сталі марки ОСЛ [121], отриманої мартенівським, киснево-конвертерним чи електродуговим способом. Хімічний склад сталі відповідає нормам, приведеним в табл. 3.1.

Таблиця 3.1.

Хімічний склад сталі ОСЛ (масова доля хімічних елементів, %)

C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu
			не більше				
0,42- 0,45	0,60- 0,90	0,15- 0,35	0,040	0,040	0,30	0,30	0,25

Основні характеристики механічних властивостей, визначені експериментально на стандартних циліндричних зразках за одновісного розтягу згідно вимог [122], приведені в таблиці табл. 3.2.

Мікроструктура сталі ОСЛ зображена на рис. 3.1. Дана сталь належить до сталей ферито-перлітного класу. Електронно-мікроскопічні дослідження виявили наявність структурно-вільного фериту, перлітних колоній, які розташовані в різних частинах феритних зерен.

Таблиця 3.2.

## Основні механічні властивості сталі ОСЛ

Межа міцності, $\sigma_b$ , МПа	Умовна межа текучості, $\sigma_{0,2}$ , МПа	Відносне видовження, $\delta$ , %	Відносне звуження, $\psi$ , %
730	382	13,5	40

На основі аналізу фотографій електронного скануючого мікроскопу встановлено, що феритні зерна займають близько 30% площі досліджуваної ділянки зразка. Їх середній розмір близько 10 мкм. Середній розмір перлітних колоній 25 мкм, відстань між пластинками цементиту складає в середньому 0,2 мкм.

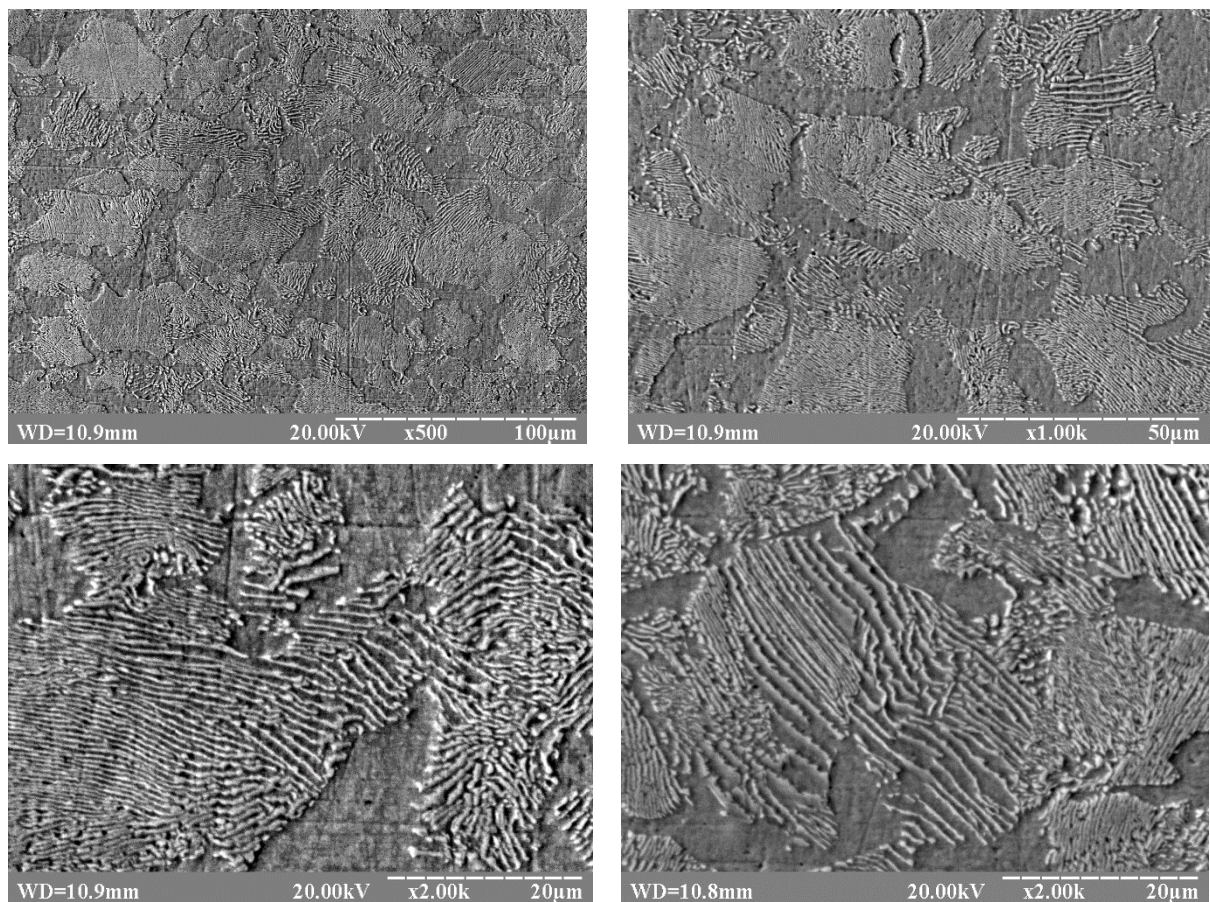


Рис. 3.1. Мікроструктура сталі ОСЛ

За дисперсністю цементитних пластин структуру можна характеризувати, як сорбіт [123]. Даний тип структури характеризується високою міцністю і в'язкістю при підвищеній твердості, що покращує експлуатаційні характеристики осей колісних пар.

Проведені мікроструктурні дослідження матеріалу осі на різній відстані від її центру виявили певну неоднорідність структури, що проявляється в зменшенні середнього розміру зерна зі збільшенням радіусу вирізки зразків. Досліджена вість мала неоднорідну структуру сталі (рис. 3.2), що містила дрібні зерна фериту та перліту неправильної форми. Межі зерен звивисті, часто незамкнуті. Розмір зерна має значний розкид, середнє значення залишається в межах номера зерна 7-7,5 за еталонною шкалою ГОСТ 5639-82 [124].

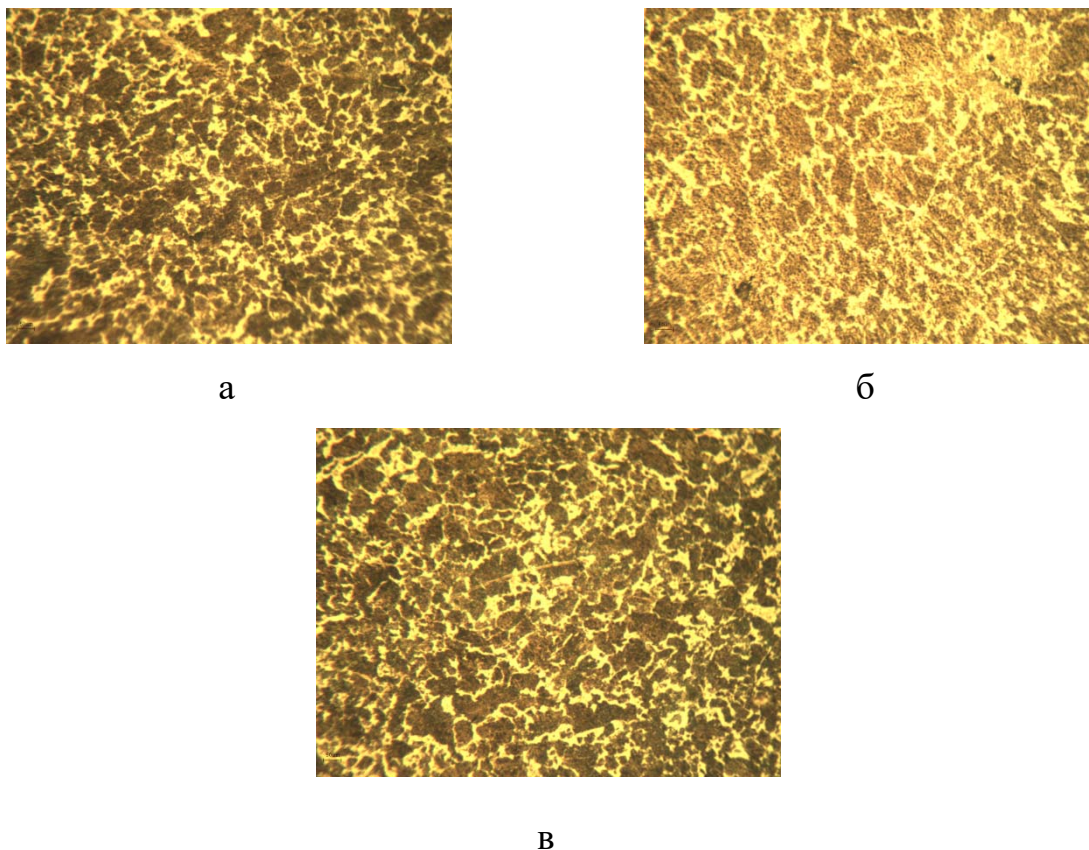


Рис. 3.2. Мікроструктура залізничної осі на різних відстанях від її робочої поверхні: А – а, В – б, С – в

Слід зазначити, що для всіх досліджених ділянок середній розмір зерна залишається в межах, встановлених нормативними документами [125] – не більше 5-го номеру. Одержані результати підтверджують дані, отримані раніше в працях [98, 99].

Причиною виникнення неоднорідності є технологія виготовлення осей колісних пар залізничного транспорту. Існуюча технологія виробництва залізничних осей визначається вимогами вітчизняного стандарту ГОСТ 31334-2007 [125].

Найбільший вплив на формування мікроструктури матеріалу осей в процесі виготовлення мають особливості процесів ліквідації і фазових перетворень в сталі, а також температурно-деформаційні параметри обробки прокату. Зокрема, значна роль тут відводиться величині деформації центральної зони заготовки при обтисканні на блюмінгу. При прокаті заготовок значного діаметру величина деформації по перерізу є нерівномірною, що і призводить до формування нерівномірної структури матеріалу [98, 100].

Іншим чинником, що впливає на неоднорідність структури матеріалу, є режим нормалізації осі та нерівномірне остигання матеріалу по її перерізу [101, 102]. Нерівномірність структури в свою чергу призводить до деякої нерівномірності механічних властивостей матеріалу по перерізу осі колісної пари.

В даній роботі з використанням методики, наведеної в розділі 2.3, проведено дослідження пошкодженості матеріалу – сталі ОСЛ – знятої з експлуатації осі колісної пари залежно від відстані  $h$  до поверхні осі. Дослідження проводили на відполірованих зразках, вирізаних в осьовому напрямку з двох ділянок осі (рис. 3.3). Ділянка 1 призначена для посадки з натягом підшипника букси колісної пари, ділянка 2 – галтель, що прилягає до місця посадки підшипника. За допомогою методу скінченних елементів було показано, що ділянка 2 є найбільш небезпечним перерізом з точки зору зародження та поширення втомних тріщин в осі колісної пари [126].

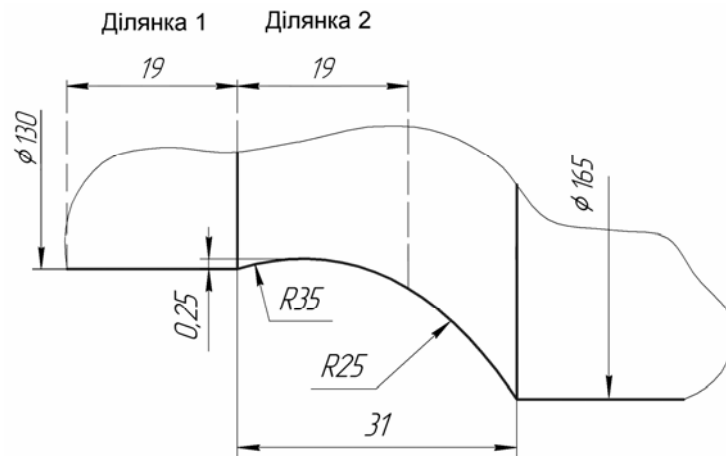


Рис. 3.3. Галтель в місці зміни діаметру осі колісної пари

Середні значення мікротвердості залежно від відстані до поверхні осі визначені за методикою, описаною в розділі 2.3, приведені на рис. 3.4, а, їх розкид зображений вертикальними відрізками. На основі отриманих результатів з використанням рівнянь (2.12), (2.13) обчислювали коефіцієнт гомогенності  $m$  (рис. 3.4, б).

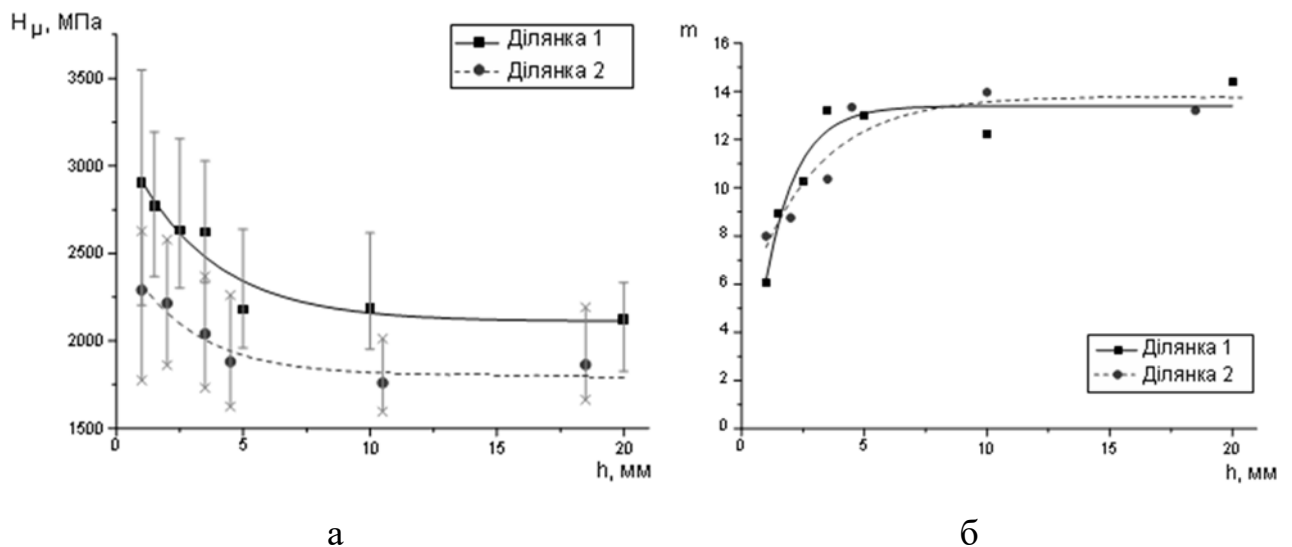


Рис. 3.4. Результати вимірювання мікротвердості та її розкид (а) та коефіцієнт гомогенності (б) в залежності від відстані до поверхні осі колісної пари

На обох ділянках мікротвердість на відстані  $h = 1$  мм до поверхні в 1,25 разів більша за мікротвердість внутрішніх шарів матеріалу, при цьому біля зовнішньої поверхні осі колісної пари розкид мікротвердості значно більший (рис. 3.4, а).

На ділянці 1 це пояснюється залишковими напруженнями від пластичного деформування обкаткою роликком в процесі виготовлення осі колісної пари. Незалежно від відстані до поверхні осі мікротвердість на ділянці 2 в 1,2 рази менша, ніж на ділянці 1.

Для ділянок 1 і 2 коефіцієнт гомогенності  $m$  на відстані  $h = 1$  мм до поверхні осі в 2,2 і 1,7 разів менший, відповідно, ніж у внутрішніх шарах матеріалу, що вказує на більшу пошкодженість матеріалу біля зовнішньої поверхні осі (рис. 3.4, б). Це пояснюється накопиченням втомних пошкоджень в процесі експлуатації осі колісної пари.

### **3.2 Вплив температури на ударну в'язкість і статичну тріщиностійкість**

Схильність до крихкого руйнування матеріалу можна охарактеризувати ударною в'язкістю. В даному розділі досліджено вплив температури та радіусу вирізки зразків на ударну в'язкість матеріалу осі колісної пари локомотива за методикою, описаною в розділі 2.2.

Діаграми ударного руйнування зразків в координатах „витрати енергії на руйнування – час” приведено на рис. 3.5. Результати експериментального визначення ударної в'язкості  $KCV$  для кожного із досліджених зразків, повну енергію руйнування  $E$ , енергію зародження  $E_z$  та енергію поширення тріщини  $E_n$  представлено в табл. 3.3.

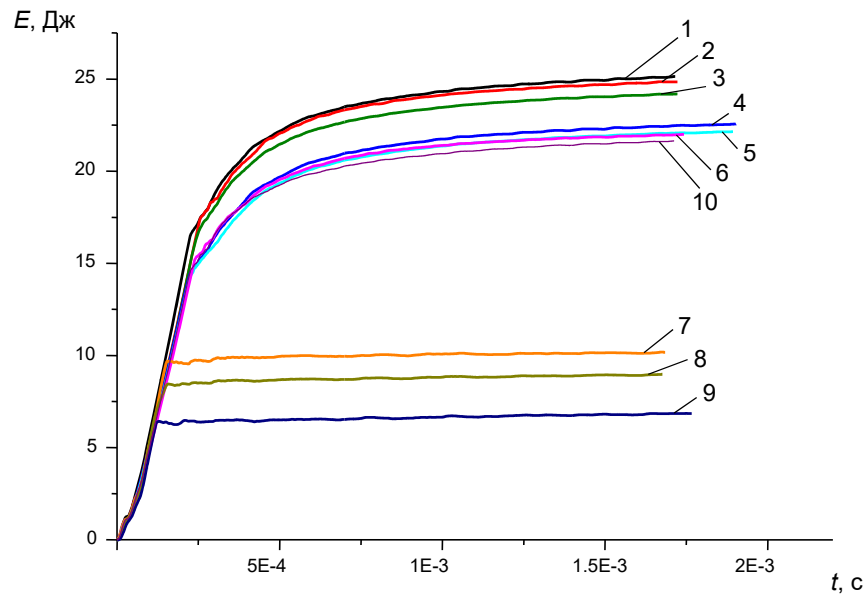


Рис. 3.5. Діаграми ударного руйнування зразків в координатах „витрати енергії на руйнування – час” при температурі +20°C (1-6, 10) та -40°C (7-9)

Отримані результати показують обернено пропорційну залежність ударної в'язкості сталі від радіусу вирізки зразків з осі колісної пари локомотиву (рис. 3.6). Зокрема із збільшенням радіусу вирізки з 12 мм до 94 мм ударна в'язкість при температурі +20°C зменшується на 15,6%, а при зміні радіусу вирізки з 66 до 94 мм при -40°C – на 32,5%. Причини цього явища можуть полягати в технології виготовлення осей колісних пар залізничного транспорту, при якій вісь підлягає зміцнювальному накочуванню роликом по всій довжині для підвищення опору багатоцикловій втомі [125, 127].

Зменшення температури випробування зразків з +20 до -40°C призводить до різкого зменшення значення ударної в'язкості та частки в'язкого руйнування. Так, для приповерхневих шарів осі ударна в'язкість зменшується більше, ніж в 3 рази.



Таблиця 3.3.

## Результати експериментального визначення ударної в'язкості

№ зразка	Радіус вирізки, мм	Температура випробувань, °С	$E_z$ , Дж	$E_n$ , Дж	$E$ , Дж	Частка в'язкого руйнування, %	$J_{Id}$ кН/м	$KCV$ , Дж/см <sup>2</sup>
1	12	+20	15,82	9,32	25,14	28,1	395,5	31,97
2	26	+20	16,27	8,58	24,85	33,1	406,75	31,06
3	52	+20	15,04	9,16	24,20	31,9	376	30,25
4	66	+20	13,59	8,98	22,57	33,0	339,75	28,21
5	80	+20	13,64	8,50	22,14	21,1	341,0	27,68
6	94	+20	13,40	8,60	22,00	26,6	335,0	27,50
7	66	-40	8,12	2,06	10,18	4,1	203,0	12,72
8	80	-40	5,16	3,82	8,98	3,3	129,0	11,23
9	94	-40	4,21	2,65	6,86	5,1	105,25	8,58
10	94	+20	13,60	8,05	21,65	33,3	340,0	27,06

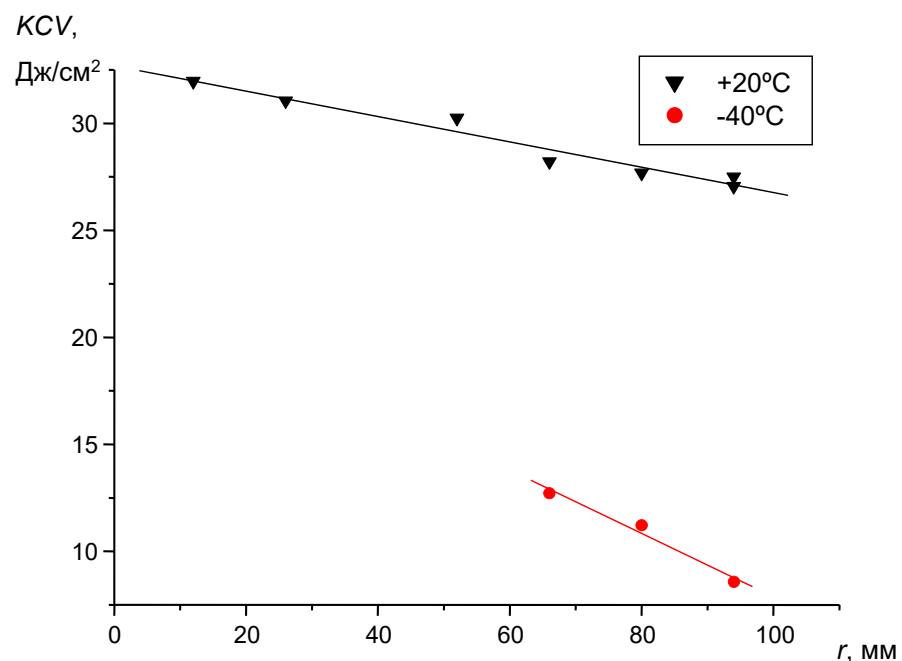


Рис. 3.6. Залежність ударної в'язкості від радіуса вирізки зразка

Діаграми динамічного деформування опосередковано враховують субструктурну неоднорідність складових сталі ОСЛ (мікрорівень), особливості

деформування конгломератів структурних елементів (мезорівень) та дають змогу розділити енергію на етапах зародження та поширення тріщини (макрорівень).

Діаграми ударного руйнування сталі ОСЛ залізничної осі колісної пари за температур 20°C та -40°C мають подібний вигляд. Форма діаграми свідчить про високу міцність та дещо понижену пластичність матеріалу. Проте, якщо за температури 20°C ділянка зародження тріщини має в'язко-крихкий вигляд, рис. 3.7, а, то за -40°C вона складається з низки низькоамплітудних осциляцій без жодних ознак пластичного деформування, рис. 3.7, б.

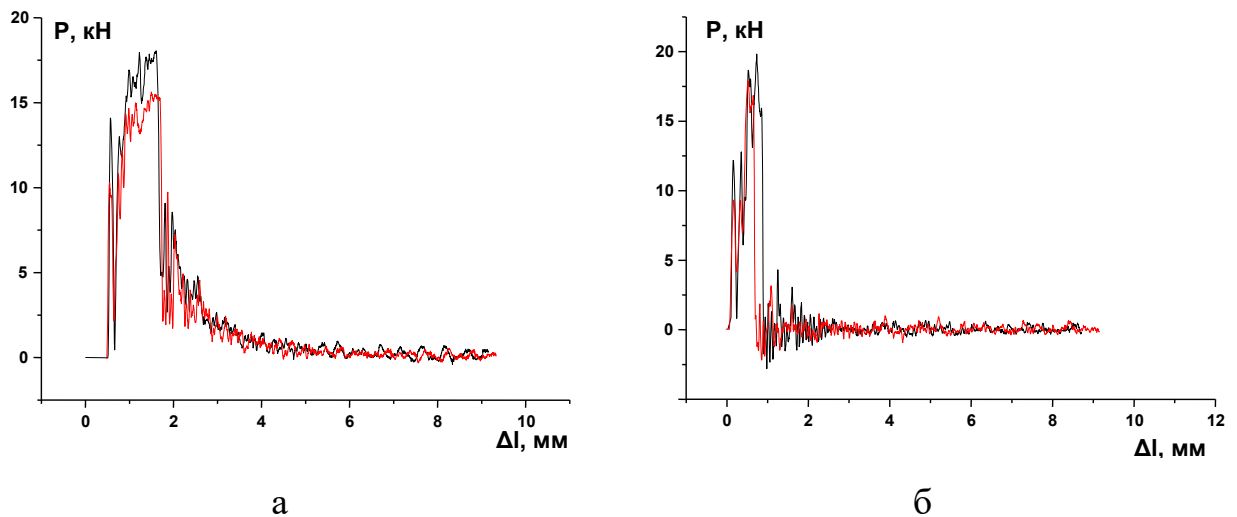


Рис. 3.7. Діаграми руйнування у координатах «зусилля-прогин зразка» за випробувань на ударну в'язкість сталі ОСЛ: за 20°C (а) та -40°C (б)

Поширення тріщини у обох тиха діаграм відбулось шляхом низькоенергетичного сколювання (проростання тріщини), проте за 20°C спостерігали певні ознаки в'язкого руйнування, що полягають у наявності вираженої спадної ділянки діаграми, то за температури -40°C ця ділянка є прямолінійною, що свідчить про «чисте» сколювання матеріалу [128]. Енерговитрати на зародження тріщин та поширення тріщин у сталі ОСЛ за 20°C у 4,0...14,0 разів більші за відповідні значення, одержані за температури -40°C.

Кінетику зміни витрат енергії на динамічне руйнування і енергоємність окремих етапів руйнування подано в табл. 3.3.

Порівнюючи дані для зразків досліджених за температур 20°C та -40°C помітно, що попри дещо вище значення  $K_{IC}$  зразків досліджених за нормальних умов, величина  $J_{Id}$  для них є співмірною, що дозволяє говорити про низьку чутливість енергоємності зародження тріщини до зниження температури. Одержані дані зміни енергоємності руйнування від часу « $E - t$ » (рис. 3.5), які є розгортками в часі енергозатрат на деформування та руйнування зразків, відзначили, що збільшення тривалості процесу руйнування пов'язане з переходом від мікрокрихкого до змішаного механізму руйнування (рис. 3.7, б). Отже, за вищої пластичності (температура 20°C) матеріалу у вершині тріщини активуються релаксаційні процеси і процес деформування відбувається більш рівномірно [129]. Крім того, при 20°C рухомість дислокацій є вищою, матеріал має більший релаксаційний «потенціал» феритної і перлітної складових, на межах яких ріст тріщини гальмується, відбувається її галуження, що підтверджують характерні паралельні сходи на ділянках зламів з такою структурою [129].

За -40°C релаксаційні процеси в вершині тріщини пригнічені і зразки швидко руйнуються. При цьому відбувається перерозподіл енергозатрат на зародження і поширення тріщини. Їх співвідношення залежить від здатності матеріалу до трансформації структури та швидкості вичерпування його дисипативних властивостей. Нижчі показники пластичності і ударної в'язкості сталі ОСЛ за температури -40°C зумовлені виникненням субмікротріщин, які, як правило, зароджуються вздовж меж зерен з подальшим сколюванням частинок вторинної фази.

**Механізми формування деформаційного рельєфу (мезорівень).** Пластична деформація і руйнування матеріалу є послідовними стадіями процесу еволюції процесів деформування зсувом, зародження та поширення тріщини [111]. Максимум на кривій навантажування відповідає старту тріщини. Після цього відбувається поширення тріщини, з утворенням „губ зрізу“ та доломом

зразка (рис. 3.9). Всі ці процеси формують відповідні ділянки на зламі зразка, рис. 3.8, а, г.

Виявлено, що у зразках, випробуваних при  $20^{\circ}\text{C}$ , зона зародження і поширення тріщини становить 72 %, у той час як для зразків досліджених при  $-40^{\circ}\text{C}$  вона практично 96%, рис. 3.8, б, д. Таким чином, для понижених температур випробувань на зразках практично відсутні прояви пластичного деформування у сталі ОСЛ і площа губ зрізу є незначною  $\sim 2,4\%$ . Для порівняння слід вказати, що за температури випробувань  $20^{\circ}\text{C}$  ця площа становила 12,4%.

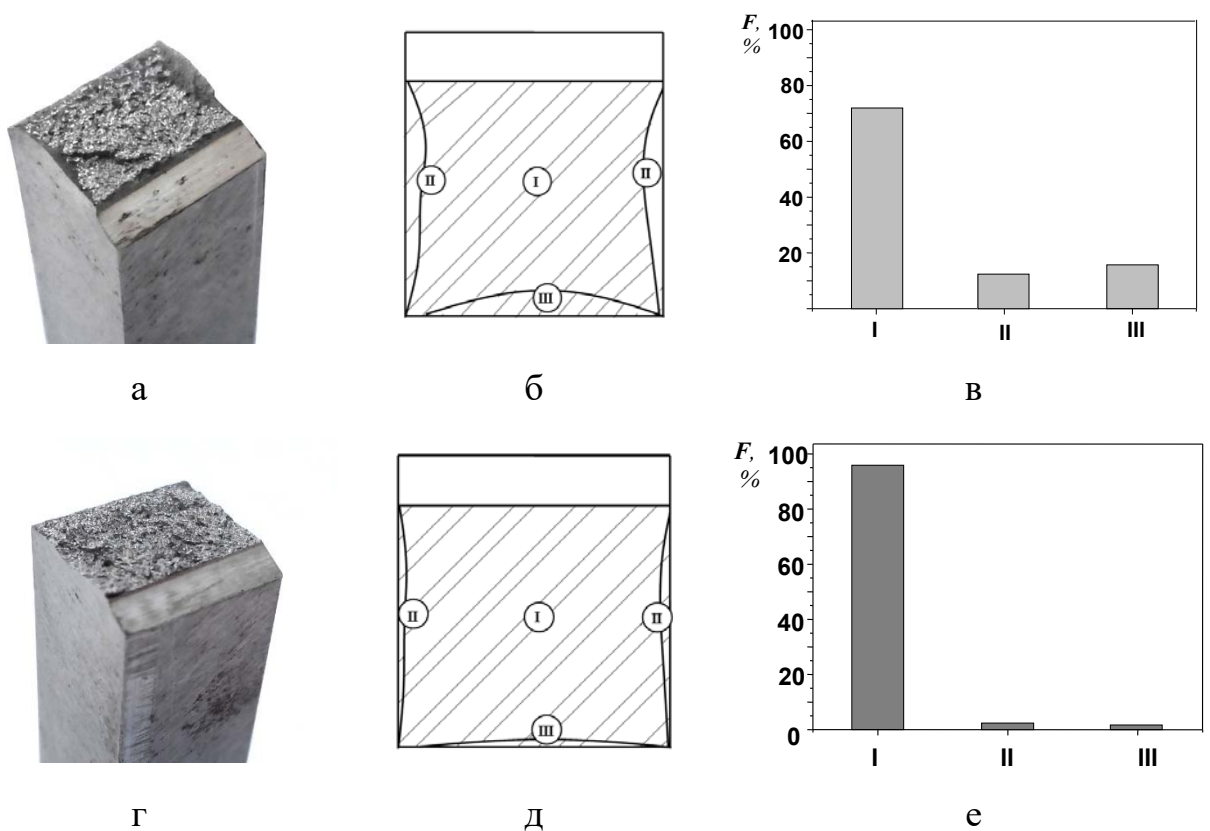


Рис. 3.8. Макрозлами зразків Шарпі досліджених за температур  $20^{\circ}\text{C}$  (а) та  $-40^{\circ}\text{C}$  (г), схеми розташування на них зон з характерним рельєфом (б, д): I – ділянка зародження та росту тріщини; II – губи зрізу; III – долом; та гістограми їх площ (в, е).

Завдяки значній густині дислокацій релаксація напружень внаслідок пластичного деформування за низьких температур ускладнюється, що зумовлює більшу локалізацію деформаційних процесів з утворенням «сколів» за менших енерговитрат [128]. Площі долому зразків при температурах випробувань  $20^{\circ}\text{C}$  та  $-40^{\circ}\text{C}$  становлять 15,7% та 1,7% відповідно, рис. 3.8, в, е.

Губи зсуву є характерною ознакою впливу механізмів макрорівня на процес деформування та руйнування матеріалу [112]. При дослідженні зламів зразків Шарпі виявлено зміну форми губ зсуву (висота  $h$ ), рис. 3.9, а, утворених на їх бічних поверхнях. При  $-40^{\circ}\text{C}$  губи зсуву мають слабо розвинутий профіль, рис. 3.9, б. Формування губ зсуву для матеріалу при  $-40^{\circ}\text{C}$  супроводжувалось формуванням розшарувань матеріалу в зонах зсувного та стабільного підростання тріщини з ділянками сколювання в околі їх берегів. Зростання температури спричиняє збільшення кута повороту губ зсуву відносно повздовжньої осі зразка. Форма губ зсуву при  $20^{\circ}\text{C}$  стає «округлішою», значно збільшується їх висота, рис. 3.9, в.

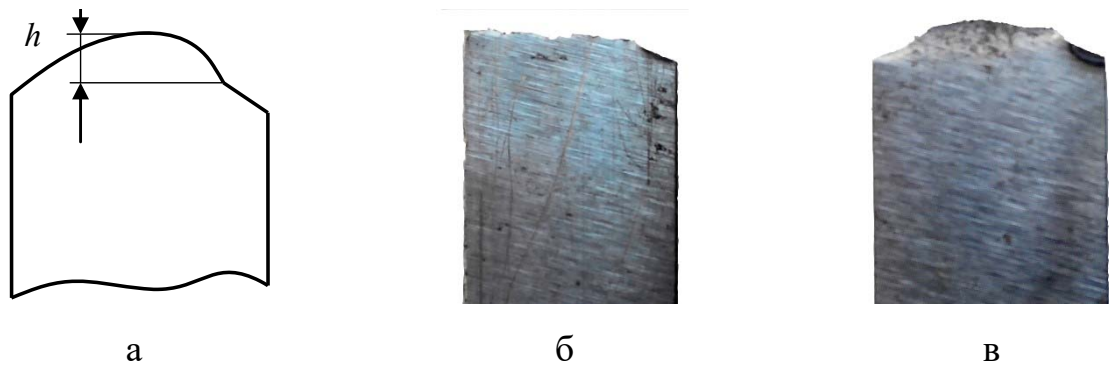


Рис. 3.9. Схема (а) та фотозображення губ зрізу зразків Шарпі випробуваних за температури  $20^{\circ}\text{C}$  (б), та  $-40^{\circ}\text{C}$  (в)

Виявлено, що як за  $-40^{\circ}\text{C}$  так і за  $20^{\circ}\text{C}$  зростання енергоємності руйнування супроводжується зростанням висоти губ зсуву. Максимальна висота губ зсуву становила 1,6 мм за  $20^{\circ}\text{C}$  та 0,6 мм при  $-40^{\circ}\text{C}$ , рис. 3.10, а, б. Отже, слід

зазначити, що висота губ зсуву зростає із збільшенням енергоємності руйнування за обох досліджених температур, що свідчить про зв'язк із пластичністю матеріалу зразка на макрорівні. На кожному з представлених графіків помітно ділянку «насичення», коли висота губ дещо зростає, а енергомкість матеріалу залишається на сталому рівні. Для сталі ОСЛ ці значення досягаються при  $E_{pr} = 14$  Дж (при  $20^{\circ}\text{C}$ ) та  $E_{pr} = 8,5$  Дж (при  $-40^{\circ}\text{C}$ ), рис. 3.10, а, б.

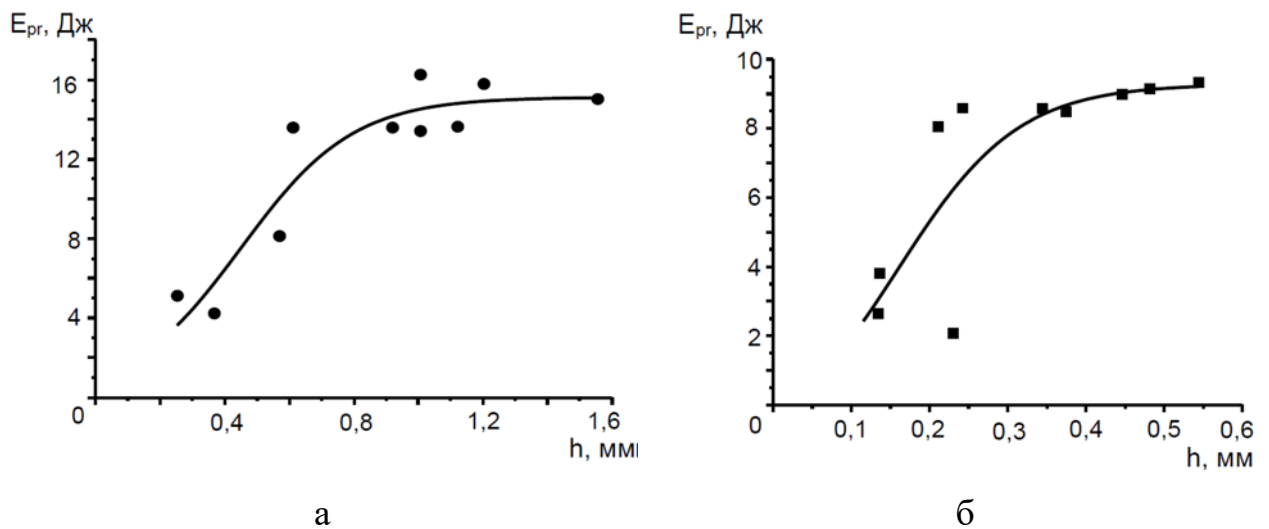


Рис. 3.10. Залежність висоти губ зсуву від енергоємності росту тріщини у зразку Шарпі для  $20^{\circ}\text{C}$  (а) та  $-40^{\circ}\text{C}$  (б)

Слід зазначити, що зростання енергоємності руйнування відбувається із пропорційним збільшення енергії зародження, поширення тріщини. Це в свою чергу спричиняє збільшення загальної енергоємності руйнування зразків. Разом із зміною висоти губ зсуву відбувається зміна форми зламу зразків.

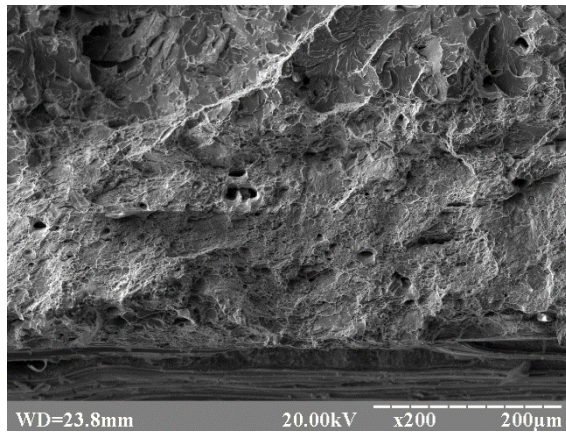
Хоча в зразках обох типів губи зрізу типові, проте в зразках досліджених при  $-40^{\circ}\text{C}$  вони вищі та вужчі, а кут їх нахилу до осі зразка менший, ніж у зразках досліджених при  $20^{\circ}\text{C}$ , що визначає їх меншу площу. На макрорівні кінетики пластичного деформування, старту та поширення тріщини визначаються еволюцією дефектів та мікромеханізмами руйнування [129]. На мезорівні відбуваються трансляційні зміщення конгломератів зерен в металі, які

відповідальні за релаксаційні процеси [112, 130]. Як результат відбувається структурування поверхні зламів зразків на мезорівні у вигляді конгломератів узгоджено деформованих зерен. Їх морфологія, площа і кінетика їх формування залежать від стійкості мікроструктури металу до деформації зсувом.

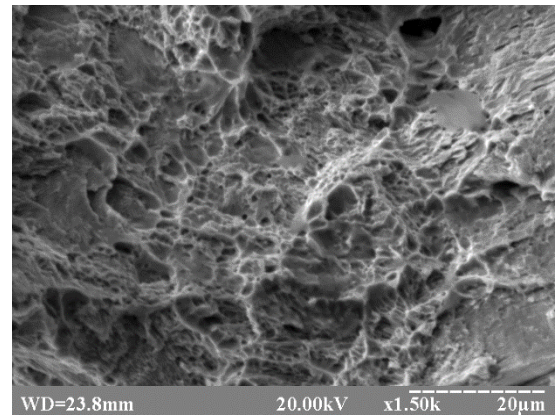
### **3.3 Структурно-механічні рівні статичного та динамічного руйнування сталі ОСЛ**

Досліджуючи особливості динамічного деформування і руйнування матеріалу, розрізняли: *мікрорівень* – накопичення дефектів вздовж меж зерен, їх взаємовплив та еволюція; *мезорівень* – зміщення конгломератів зерен, їх локальні зсуви за схемою «зсув+поворот» з формуванням смуг локалізованого пластичного деформування; *макрорівень* – інтегральні процеси в матеріалі, не пов'язані з його структурою [131].

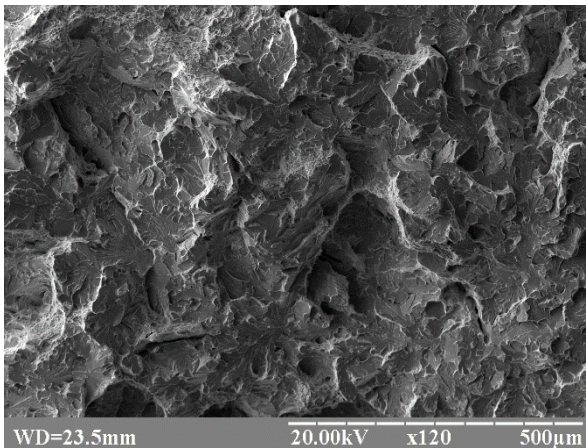
З аналізу фрактограм поверхонь зламів зразків виявлено переважання на макро- і мікрорівнях квазікрихкого зсувного механізму руйнування (рис. 3.11, а). Відхилення орієнтації локальних ділянок зламу від напрямку прикладання сили під час динамічних випроб свідчить про змішаний механізм руйнування – зсувом і відривом (рис. 3.11, б). Зрозуміло, що механізми деформування та руйнування сталей на мікро- і мезорівнях залежать від структури матеріалу. Сталь ОСЛ з ферит-перлітною структурою є міцною, проте на макрорівні є мало пластичною. Тому у зразках відбувається релаксація напружень в околі вершини тріщини, яка проявляється значною локалізацією деформацій зсуву з формуванням ямок відриву на неметалевих включеннях [132, 133].



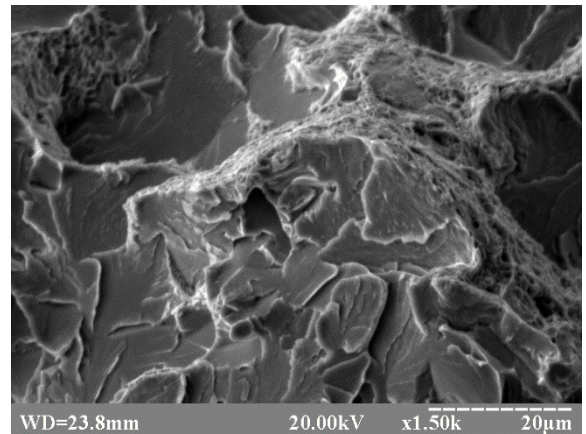
а



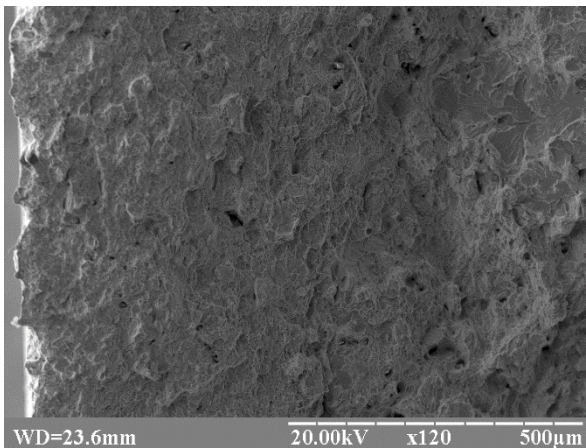
б



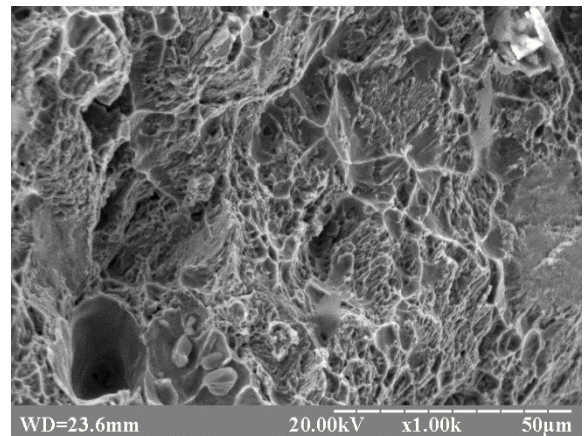
в



г



д



е

Рис. 3.11. Поверхні зламу після випробувань сталі ОСЛ на ударну в'язкість за температури 20°C

Розглянемо вплив температур випробувань на морфологію рельєфу поверхні руйнування зразків Шарпі:



20°C. Старт тріщини відбувся за в'язко-крихким механізмом, а нерівномірний рельєф зламів зразків при 20°C свідчить про високу інтенсивність розсіювання енергії під час його формування, рис. 3.11, а. Ширина зони старту тріщини 250...270 мкм. Поверхня руйнування сталі ОСЛ у зоні старту тріщини (рис. 3.11, б) представлена послідовними ділянками ямкового в'язко-крихкого внутрізеренного руйнування (рис. 3.11, в) та ділянками квазісколювання (рис. 3.11, г). При більших збільшеннях помітно, що злам має незначні в'язкі прояви з утворенням сітки гребенів із мікроямковою оторочкою.

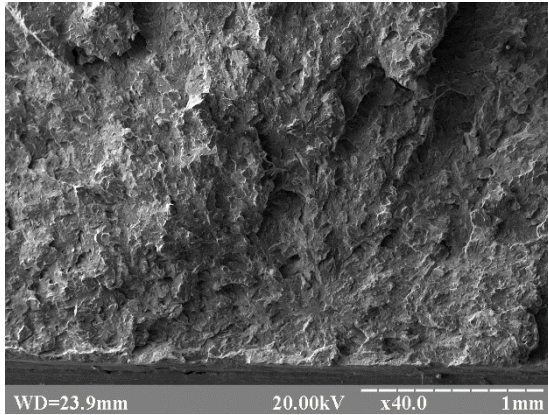
У зоні поширення тріщини поверхню сформовано з фасеток крихкого сколювання та фасеток зі струмковим візерунком, «смугасті» фасетки спостерігали переважно у зоні губ зсуву, ширина яких більше 500 мкм, рис. 3.11, д, е. Спостерігали три типи фасеток:

- із гладкою поверхнею, притаманною крихкому зламу (ФС)
- із струмковим візерунком на поверхні, притаманні в'язко-крихкому руйнуванню (ФСс);
- «смугасті» – декоровані паралельними смугами (пластинками), притаманні внутрішньозеренному руйнуванню перлітних зерен (ФСп).

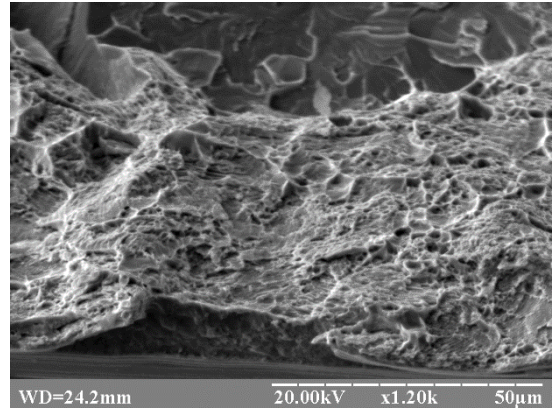
Це свідчить про наявність крихкого та окремих в'язких мікромеханізмів руйнування [134]. Хоча у цілому, зразок руйнувався за механізмом квазісколювання, проте місця відшарування включень є доволі чисельними. Наявність на зламі гребенів мікропластичного деформування і фасеток сколювання може свідчити про локальне пластичне течіння матеріалу у околі мікроконцентраторів. Зона долому вкрита мікроямками відриву.

-40°C. Зниження енерговитрат на зародження тріщини за динамічного навантаження пов'язані зі зниженням пластичності структури за понижених температур, рис. 3.12 а-г. При зниженні температури випробувань до -40°C частка в'язкого руйнування скорочується до 3–5%. Руйнування у зоні поширення тріщини відбулось за механізмом сколювання. Основою сформованого фактографічного рельєфу є фасетки сколювання, розміри яких за температури

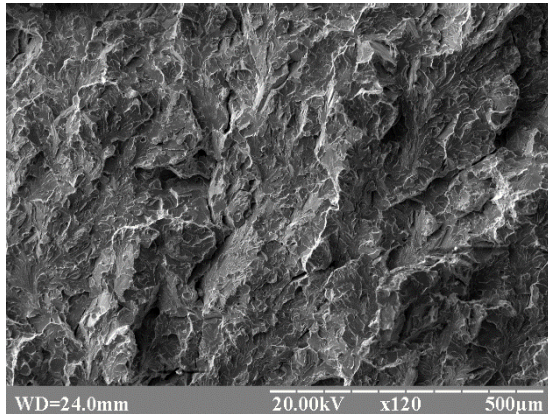
-40°C є дещо меншими, ніж при 20°C. Можна припустити, що значний вплив на механізм руйнування спричинили структурно-механічні дефекти [135].



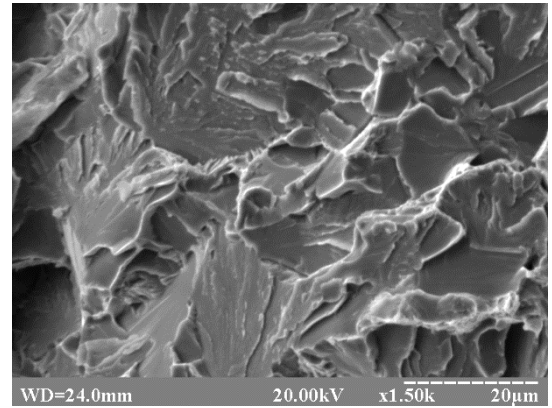
а



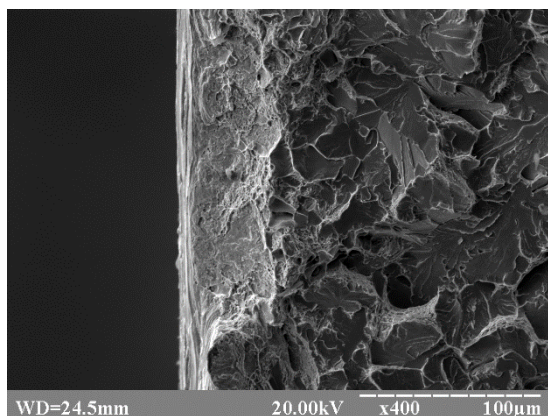
б



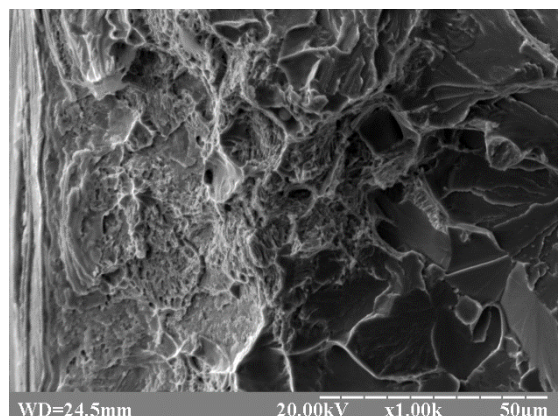
в



г



д



е

Рис. 3.12. Поверхні зламу після випробувань сталі ОСЛ на ударну в'язкість за температури -40°C

Про це свідчить розташування фасеток мікросколювання. Процес руйнування контролювався процесами зсуву та відбувся сколюванням зерен навію на ділянках прилеглих до губ зсуву, які мають ширину не більше 100 мкм, рис. 3.12, д, е. Основні відмінності у морфології зламів зразків стосуються зміни розмірів та форми фасеток сколювання. Між мікрофасетками, які мають рифлену поверхню, виявлено локалізовані тріщини. Ділянку долому сформовано за механізмом квазісколювання.

Динамічне руйнування зразків Шарпі мало стадійний характер. Процес пластичного деформування зразків досліджених за температур 20°C та -40°C відрізнявся як за розподілом деформацій, так і за перебігом у часі. Із зростанням зовнішнього навантаження на бічній поверхні зразків (*макрорівень*) зароджувались смуги локалізованих деформації і поширювались у глибину зразків. При цьому на поверхні зразків присутні локальні області типові для різних стадій розвитку деформаційного процесу. Формування смуг мало імпульсний характер, зумовлений, з одного боку процесом генерації дефектів у вершині надрізу, а з іншого неоднорідним напружено-деформівним станом, який виникає в результаті градієнта деформацій пружно-пластично деформованих областей. Окремі прояви цих процесів помітні на макрозламах зразка.

Пластична деформація на *мезорівні* пов'язана з ротаційною динамікою фрагментів матеріалу, а дисипація енергії відбувається в результаті роботи тертя на їх межах. Одним із проявів цього є формування губ зсуву. Отже, мезодеформуванню відводиться особлива роль в дисипативних процесах.

Вимірювання зміщень і кількісна оцінка пластичної деформації і енергоємності руйнування, а також характер деформаційного рельєфу дозволили визначити стадійність процесу та зафіксувати мікромеханізми руйнування за морфологічними ознаками їх зламів на *макрорівні*, табл. 3.4.

Таблиця 3.4.

Характерні відмінності будови зламу зразків сталі ОСЛ, досліджених за температури  $-40^{\circ}\text{C}$  та  $20^{\circ}\text{C}$

Ділянки зразка	Морфологічні утворення на поверхні руйнування у різних зонах зразка			
	Зона старту тріщини (зона витягування)	Зона поширення	Губи зсуву	Зона долому
$-40^{\circ}\text{C}$	Я (2...5 мкм)	ФС (20...30 мкм)	ФС (5 мкм)	ФС (5 мкм) Я (1...5 мкм)
$20^{\circ}\text{C}$	Я (10...12 мкм)	ФС (12...15 мкм) (ФСс) (15 мкм) Я (1...5 мкм)	ФСп (20..35 мкм) Я (1...5 мкм)	ФС (5 мкм) Я (1...5 мкм)

Розглядаючи деформування як послідовні зсуви вздовж меж структурних елементів з наступним просуванням фронту тріщини, зазначимо, що структура має високий опір зсуву [130, 135], що зумовлює переважно низькорельєфний злам внаслідок квазікрихкого зсуву. Узагальнення механізмів старту та поширення тріщини для досліджених зразків подано у табл. 3.5.

Таблиця 3.5.

## Механізми деформування та руйнування зразків Шарпі зі сталі ОСЛ

Темпе- ратура	Механізми динамічного деформування та руйнування	
	Старт тріщини	Докритичний ріст тріщини
20°C	<p>Старт тріщини в'язко-крихкий. Виявлено пластичну деформацію окремих зерен. Значна неоднорідність деформування структурних складових перешкоджає реалізації деформування на мікрорівні шляхом кристалографічних зсувів із в'язкою мікроямковою оторочкою.</p>	<p>Пластична макродеформація нетто-перерізу зразків. Руйнування за механізмом змішаного (крихкого-в'язкого) руйнування</p>
-40°C	<p>Старт тріщини відбувся крихко, у кількох площинах, злам має ступінчастий вигляд. При цьому перед фронтом тріщини утворились мікроструктурні концентратори напружень, а руйнування відбувається за крихким зсувним механізмом.</p>	<p>Крихке руйнування, без спотворнення поперечного перерізу зразка. Наявність фасеток сколювання, розмірами спірозмірними із розмірами зерен свідчать про домінуючий механізм крихкого руйнування. Процес руйнування відбувся за кількома площинами із розвиненою поверхнею руйнування, на якій спостерігали розорієнтовані рубці, гребені.</p>

### 3.4 Статична в'язкість руйнування та стереоскопічний аналіз зони витягування зразків

Для визначення в'язкості руйнування (тріщиностійкості при статичному навантаженні) використовувалися компактні зразки типу СТ1 товщиною 25 мм з попередньо вирощеною втомною тріщиною. Дослідження проводили згідно методики, описаної в розділі 2.2.

Типовий вигляд записаної діаграми «зусилля  $P$  – зміщення берегів надрізу по лінії дії сили  $V$ » за температури 20°C приведений на рис. 3.13. На основі даних діаграм для випробуваних зразків визначали наступні параметри (табл. 3.6):  $l$  – довжина вихідної втомної тріщини, усереднена за 5 вимірюваннями її контуру через рівні проміжки по товщині зразка;  $P_c$ ,  $K_c^*$  – максимальне значення зусилля, при якому відбувається руйнування зразка, та відповідне йому значення КІН;  $P_Q$ ,  $K_Q$  – зусилля, що відповідає точці перетину записаної діаграми з 5% січною, та відповідне йому значення КІН;  $\varphi_c$  – максимальне відносне звуження зразка після руйнування;  $J_c$  – критичне значення  $J$ -інтегралу;  $K_{Jc}$  – критичне значення КІН, що визначалося за формулою

$$K_{Jc} = \sqrt{\frac{J_c E}{1 - \nu^2}} \quad (3.1)$$

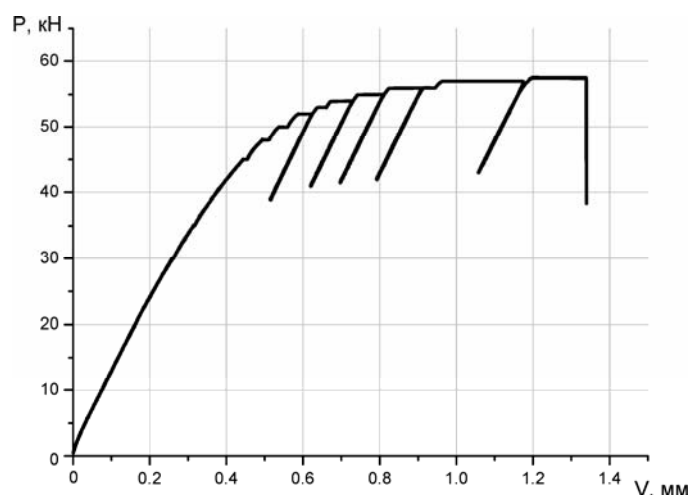


Рис. 3.13. Діаграма «зусилля  $P$  – зміщення берегів надрізу по лінії дії сили  $V$ » при руйнуванні компактних зразків

Таблиця 3.6.

Результати дослідження вязкості руйнування сталі ОСЛ за статичного навантаження при температурі 20°C

№ серії зразків	$l_c$ , мм	$P_c$ , кН	$P_Q$ , кН	$K_c^*$ , МПа $\sqrt{м}$	$K_Q$ , МПа $\sqrt{м}$	$\varphi_c$ , %	$J_c$ , кДж/м <sup>2</sup>	$K_{Jc}$ , МПа $\sqrt{м}$
1	24,28	57,5	35,1	94,2	57,4	2,58	139	87,6
2	25,32	52,0	34,1	90,9	59,6	3,62	127	83,7
3	24,43	57,3	35,7	95,5	55,2	3,35	140	86,9
Середнє значення	24,68	55,6	35,0	93,5	57,4	3,18	135,3	86,1

Отримане невелике значення максимального відносного звуження зразків після руйнування  $\varphi_c$  вказує на крихкий характер руйнування зразків та невисоку пластичність матеріалу осей колісних пар.

Для жодного з випробуваних зразків не виконуються умови плоскої деформації згідно вимог [113], що не дозволяє знайти значення  $K_{Jc}$ . Результати перевірки даних умов наведено в табл. 3.7.

Таблиця 3.7.

Перевірка умов плоскої деформації для зразків, випробуваних на статичну тріщиностійкість

№ серії зразків	$P_c / P_Q$	$t_p / t$	$\varphi_c$ , %
1	1,63	2,28	2,58
2	1,53	2,46	3,62
3	1,59	2,11	3,35
Умови плоскої деформації [113]	$P_c / P_Q \leq 1,1$	$t_p / t \leq 1$	$\varphi_c \leq 1,5\%$

Подальші розрахунки виконували за енергетичними характеристиками тріщиностійкості, зокрема  $J_c$ . Встановлено, що циклічна вязкість руйнування  $K_{Jc}$  (див. табл. 4.4) на 23,7% менша за статичну  $K_{Jc}$ .

На основі експериментальних даних методом нелінійної регресії побудовано розподіл  $K_{Jc}$  у припущенні розподілу Вейбулла. Густина розподілу та функція розподілу приведені на рис. 3.14. Одержаний розподіл із визначеними параметрами було перевірено за критерієм Андерсона-Дарлінга. Згідно результатів цього критерію, нульову гіпотезу про те, що  $K_{Jc}$  описується розподілом Вейбулла із даними параметрами прийняли, оскільки  $AD_{stat} < AD_{crit}$  (табл. 3.8).

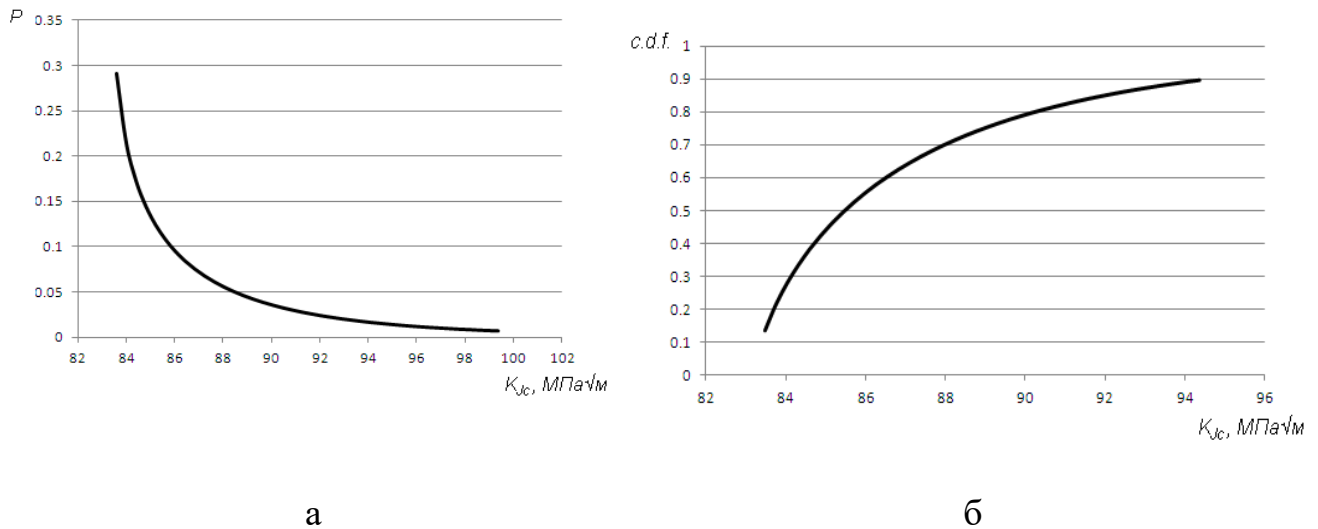


Рис. 3.14. Густина розподілу  $K_{Jc}$  (а) та функція розподілу  $K_{Jc}$  (б)

Таблиця 3.8.

Параметри розподілу  $K_{Jc}$

$x_0$	$\eta$	$\beta$	$X_{err}$	$Y_{err}$	$\alpha$	$AD_{stat}$	$AD_{crit}$	Результат перевірки гіпотези
83,2	3,723	0,745	0,101	1,651	0,05	0,436	0,757	Прийнято



Розглядаючи мікромеханізми руйнування матеріалу, слід зазначити, що активація деформаційних процесів обумовлює їх локалізацію і подальше руйнування матеріалу, механізми якого можуть бути оцінені по аналізу зламів матеріалів або натурних конструкцій, тобто за даними фрактодіагностики [119]. Нині підходи фрактодіагностики отримали широке поширення для експертної оцінки причин руйнування конструкцій відповідального призначення, здійснюється їх доповнення і розвиток з метою автоматизації проведення досліджень, підвищення достовірності і зниження трудомісткості методу [136]. На нашу думку, найбільш інформативними з них для фрактодіагностики являються методи відтворення об'ємного зображення аналізованої поверхні, включаючи стереометричні, які дозволяють отримати додаткову інформацію про причини руйнування аналізованого матеріалу [119, 137].

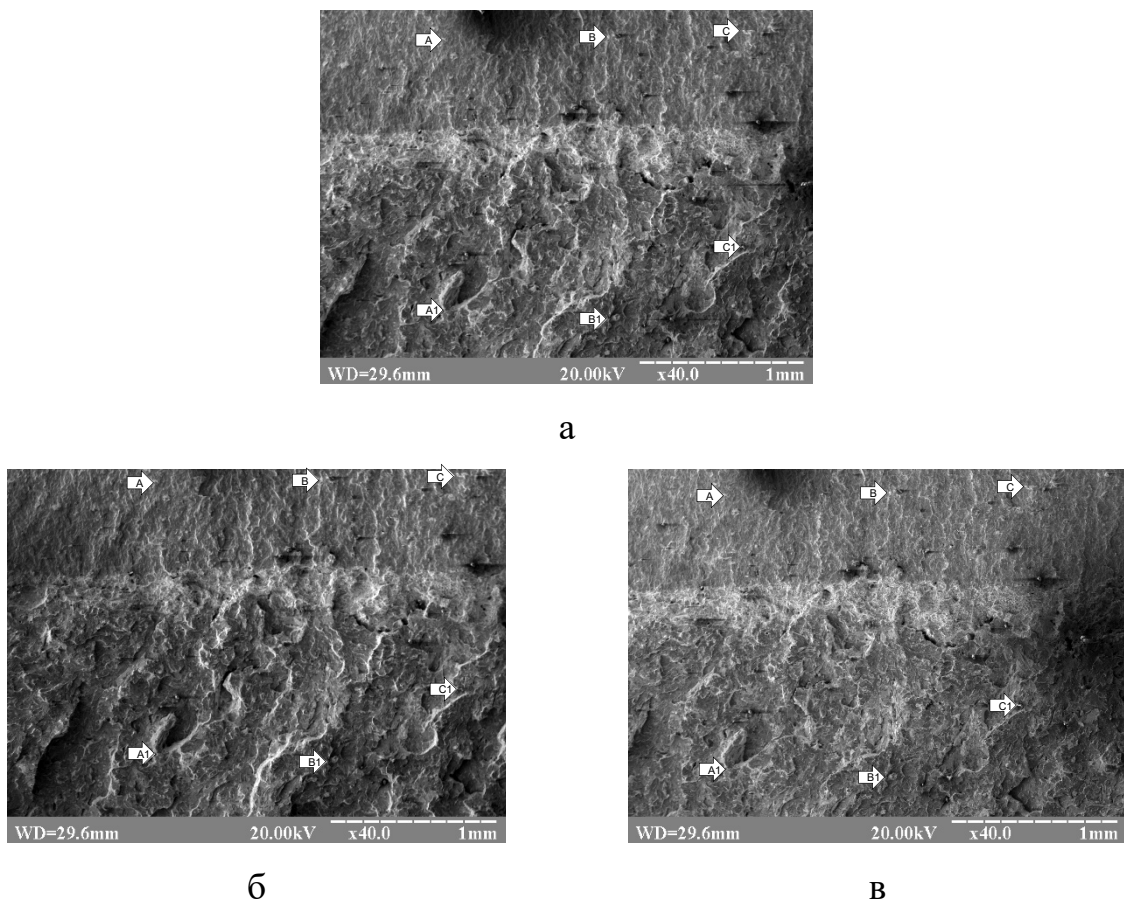


Рис. 3.15. Первинне, до повороту (а) і після повороту на  $10^\circ$  (б) і  $-10^\circ$  (в) зображення поверхні зразка

Запропоновану методику (розділ 2.4) використовували для визначення висоти ділянки старту тріщини в'язкого відриву. Висоту обчислювали при різних кутах повороту  $\alpha$  зразка відносно його початкового положення (рис. 3.15). Дослідження проводили при збільшенні мікроскопа від  $\times 40$ .

Встановлено, що для досліджених зразків середнє квадратичне відхилення значень висоти  $\delta Z_{ABN}$  (2.14), отримане для одних і тих же точок А і В при різних кутах повороту, не перевищувало 0,05 мм.

Запропонована методика дозволяє визначити відносну висоту вибраної точки зображення. Якщо вибрати сукупність точок, розташованих уздовж певної осі, то можна отримати приблизний профіль поверхні зразка в цьому перерізі. На рис. 3.16, а показані значення висоти зони витягування досліджуваного зразка з вибраними уздовж осі X точками (див. рис. 3.15). Позитивні і негативні значення висот обумовлені напрямом кута повороту.

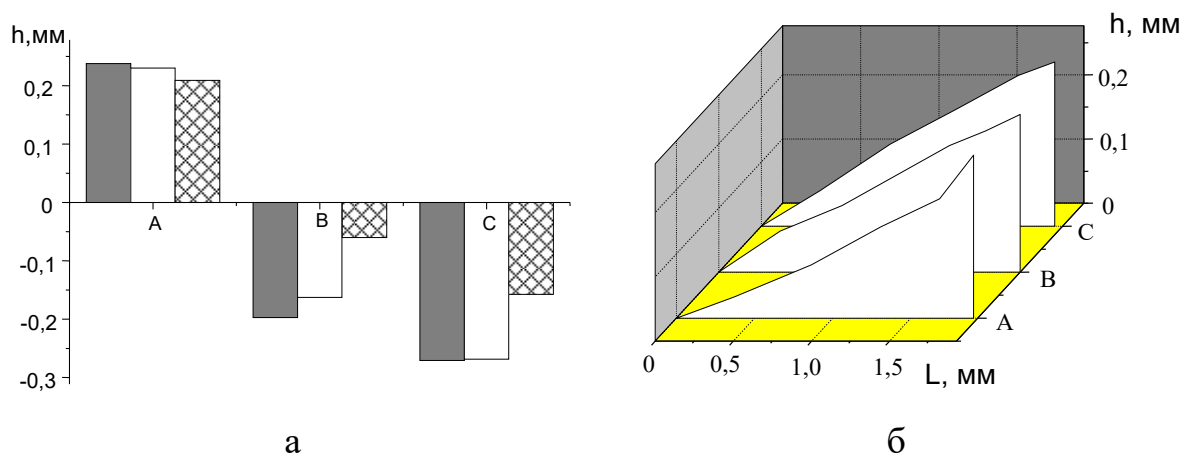


Рис. 3.16. Сукупність висот зони витягування для різних пар точок відносно базової точки А – а; профіль зразка в зоні витягування (двовимірні зрізи) – б

На рис. 3.16, б приведено графік, який показує зміну висоти зони витягування сталі ОСЛ в аналізованій області. По осі абсцис відкладена відстань від базової точки по осі Y, а по осі ординат – розраховані за допомогою

запропонованої методики висоти аналізованих точок в зоні витягування зразка (рис. 3.15, а). Значення висоти для кожної точки отримували при різних збільшеннях (від  $\times 40$  до  $\times 150$ ) і ряду значень кутів повороту. Отримані результати усереднювалися по ф-лі (2.15), після чого для кожної точки розраховували середнє квадратичне відхилення і довірчий інтервал отриманої висоти. На рис. 3.16, б для кожної точки показано інтервал для довірчої вірогідності 95%.

На розкид отриманих значень для окремих точок впливають різні чинники. Серед них – точність визначення кута стереоповороту, взаємна перпендикулярність осі повороту і напряму спостереження, величина збільшення стереопари, розміщення осі повороту паралельно вертикальному краю зображення та ідентифікація на обох зображеннях одних і тих же точок об'єкту [138]. У нашому випадку точність цих величин, окрім останньої, забезпечувалася можливостями скануючого мікроскопа РЭМ-106И. Тому найбільший вклад в розкид отриманих значень висоти рельєфу вносить точність ідентифікації на обох зображеннях пар аналізованих точок [139]. Зведені дані статичної в'язкості зразка і висоти зони витягування приведені в табл. 3.9.

Таблиця 3.9.

Результати дослідження в'язкості руйнування сталі ОСЛ при статичному навантаженні

$K_c^*$ , МПа $\sqrt{м}$	$K_Q$ , МПа $\sqrt{м}$	$\varphi_c$ , %	$J_c$ , кДж/м <sup>2</sup>	$K_{Jc}$ , МПа $\sqrt{м}$	$h$ , мм
94,2	57,4	2,58	139	87,6	0,25

Необхідно відмітити, що на похибку ідентифікації точок також впливають особливості рельєфу дослідного зразка, зміна освітленості при повороті, розмір окремих елементів зображення, чіткість меж елементів зображення і т. д. Структурна неоднорідність матеріалу осі [95], впливаючи на механізми в'язкості

руйнування, також непрямим чином впливає на особливості вимірів морфології зони витягування сталі ОСЛ. Важливим чинником для забезпечення точності вимірів є також досить висока роздільна здатність зображення [137].

### 3.5 Висновки до розділу

1. За допомогою методу оцінки стану структури матеріалу на основі розкиду його мікротвердості виявлено, що для найбільш небезпечного перерізу осі колісної пари коефіцієнт гомогенності  $m$  на відстані  $h = 1$  мм до поверхні осі в 2,2 рази менший, ніж у внутрішніх шарах матеріалу. Це вказує на більшу пошкодженість матеріалу біля зовнішньої поверхні осі, що пояснюється накопиченням втомних пошкоджень в процесі експлуатації осі колісної пари.

2. Металографічними та електронно-мікроскопічними дослідженнями встановлено, що матеріал осі колісної пари – сталь ОСЛ – відноситься до сталей ферито-перлітного класу. Виявлено неоднорідність структури матеріалу осі, що проявляється в зменшенні середнього розміру зерна зі збільшенням радіусу вирізання зразків. Проаналізовані технологічні фактори, що мають найбільший вплив на формування мікроструктури матеріалу осей в процесі виготовлення.

3. Експериментально визначено характеристики статичної тріщиностійкості матеріалу осей колісних пар з подальшою статистичною обробкою результатів. Встановлено, що циклічна вязкість руйнування  $K_{fc}$  на 23,7% менша за статичну  $K_{Jc}$ . Визначено параметри розподілу Вейбула для  $K_{Jc}$ .

4. За допомогою запропонованої в розділі 2.4 методики досліджена зона витягування сталі залізничної осі. Показана можливість отримання рельєфу поверхні зразка. Результати, отримані шляхом фрактографічного аналізу, дозволили уточнити локальні закономірності статичної тріщиностійкості.

5. Досліджено ударну вязкість зразків Шарпі, вирізаних з осі колісної пари на різних відстанях від поверхні. Визначено стадійність динамічного деформування та руйнування зразків за температур 20°C та -40°C на мікро-, мезо- та макрорівнях.

6. Встановлено взаємозв'язок між висотою губ зсуву та енергоємністю поширення тріщини. Домінуючим механізмом низькотемпературного ударного руйнування зразків зі сталі ОСЛ є сколювання, а за нормальних умов – механізм в'язко-крихкого руйнування (мікросколювання та в'язка оторочка).

7. Ударну в'язкість всіх типів досліджених зразків проаналізовано як сукупність енергозатрат на зародження та поширення тріщин у досліджених матеріалах. Зменшення температури випробувань з 20 °С до -40 °С призводить до зменшення ударної в'язкості у середньому в 3 рази та значного зниження частки в'язкого руйнування у зламі.

## РОЗДІЛ 4

# ВПЛИВ ЕКСПЛУАТАЦІЙНИХ ЧИННИКІВ ТА СТРУКТУРНО-МЕХАНІЧНОЇ НЕОДНОРІДНОСТІ НА КІНЕТИКУ РОСТУ ВТОМНИХ ТРІЩИН В МАТЕРІАЛІ ОСЕЙ КОЛІСНИХ ПАР

### 4.1 Вплив місця вирізки зразків на швидкість росту втомних тріщин

Вивчення впливу асиметрії навантажування на кінетику росту втомної тріщини дозволяє уточнити залишковий ресурс залізничних осей і сформувати фізичне підґрунтя діагностування технічного стану конструкції. Необхідно відмітити, що при всіх випробуваних температурах, закономірності втомного руйнування сталі ОСЛ мають «класичний вигляд» (рис. 4.1).

*Зона вирізання А.* Результати дослідження швидкості росту втомної тріщини (РВТ) в координатах  $da/dN-\Delta K$  представлені на рис. 4.1, а. При цьому нахил діаграми описує інтенсивність накопичення пошкоджень. Виявлено, що за асиметрії циклу навантажування  $R = 0$  циклічна тріщиностійкість  $\epsilon$  у 2...4 рази нижчою, ніж за асиметрії  $R = -1$ , у діапазоні значень амплітуди КІН від 20 до 35 МПа $\sqrt{м}$ .

*Зона вирізання В.* Встановлено, що при низьких значеннях  $\Delta K = 10$  МПа $\sqrt{м}$  за асиметрії циклу навантажування  $R = 0$  циклічна тріщиностійкість  $\epsilon$  у 8 вищою, ніж за асиметрії  $R = -1$ . Проте ця відмінність поступово знижується і за  $\Delta K = 30$  МПа $\sqrt{м}$  швидкості росту втомної тріщини для цих двох асиметрій  $\epsilon$  однаковими (рис. 4.1, б).

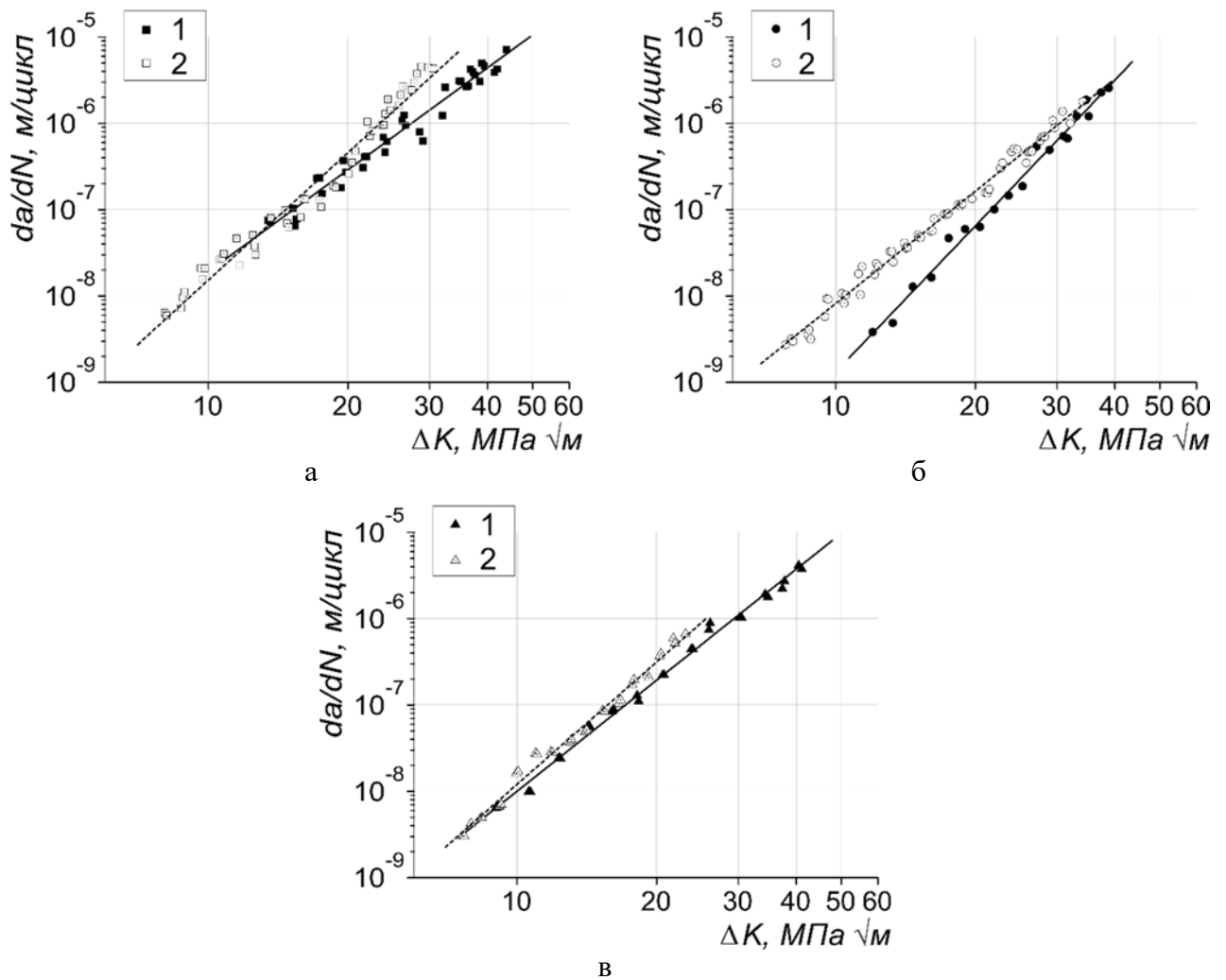


Рис. 4.1. Кінетичні діаграми втомного руйнування матеріалу залізничної осі, вирізаного на різних відстанях від її центру: 20 мм (А) – а, 50 мм (В) – б, 81 мм (С) – в, за асиметрії циклу навантажування  $R = 0$  (1) і  $R = -1$  (2)

Зона вирізання С. Швидкості РВТ за  $\Delta K = 10$  МПа $\sqrt{м}$  є практично однаковими, проте із зростанням значення розмаху КІН, відмінність між ними зростає і вже за  $\Delta K = 25$  МПа $\sqrt{м}$  циклічна тріщиностійкість сталі ОСЛ за асиметрії циклу навантажування  $R = 0$  є у 2...3 рази нижчою, ніж за асиметрії  $R = -1$  (рис. 4.1, в).

Виявлені закономірності засвідчують неоднозначний вплив асиметрії циклу навантажування на матеріал вирізаний із різних ділянок осі. На нашу думку, це може бути пов'язано із впливом структурно-механічних особливостей сталі ОСЛ, коли циклічна тріщиностійкість складним чином залежить від

розмірів та будови перлітних зерен та характеру руйнування перлітних структур. Було виявлено комплексний характер впливу відмінності дисперсності, морфології та степені дефектності цементиту, а також механізмів дислокаційного зміцнення феритної складової на механізми руйнування ферито-перлітних сталей [140].

За даними експерименту встановлено значення коефіцієнтів  $C$  і показник степеню  $m$  рівняння Періса для асиметрії циклу навантажування  $R = 0$  і  $R = -1$ , табл. 4.1

Таблиця 4.1.

Параметри циклічної тріщиностійкості сталі ОСЛ осі колісної пари

$R$	Радіус вирізання	$C, \frac{\text{м/цикл}}{(\text{МПа}\sqrt{\text{м}})^m}$	$m$
0	А	$2,26 \cdot 10^{-12}$	3,923
	В	$3,22 \cdot 10^{-15}$	5,615
	С	$5,34 \cdot 10^{-13}$	4,273
-1	А	$1,86 \cdot 10^{-13}$	4,911
	В	$3,87 \cdot 10^{-13}$	4,325
	С	$2,35 \cdot 10^{-13}$	4,710

У зразків, вирізаних поблизу центру осі (А), за асиметрії циклу навантажування  $R = 0$  циклічна тріщиностійкість є у 2...4 рази нижчою, ніж за асиметрії  $R = -1$ , у діапазоні значень розмаху КІН від 20 до 35 МПа $\sqrt{\text{м}}$ .

Циклічна тріщиностійкість зразків вирізаних з середнього шару осі (В) є у 2...8 разів вищою за  $R = 0$ , ніж за  $R = -1$ , що пов'язано із зміною механізмів руйнування. Якщо у попередньому випадку переважаючим було втомне внутрішньозеренне руйнування, то у даному випадку значний вплив відіграло сколювання перлітних зерен, що спричинило гілкування тріщини.

У зразках, вирізаних поблизу поверхні осі (С), циклічна тріщиностійкість сталі ОСЛ за асиметрії  $R = 0$  є у 1,5...2,5 рази нижчою, ніж за асиметрії  $R = -1$ .



## 4.2 Вплив асиметрії навантажування на мікромеханізми руйнування сталі ОСЛ.

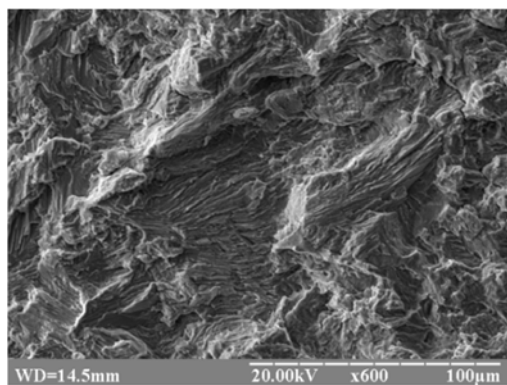
Проведено якісний та кількісний морфологічний аналіз особливостей поширення втомної тріщини у сталі залізничної осі.

*Зразки А (радіус вирізання 20 мм)*

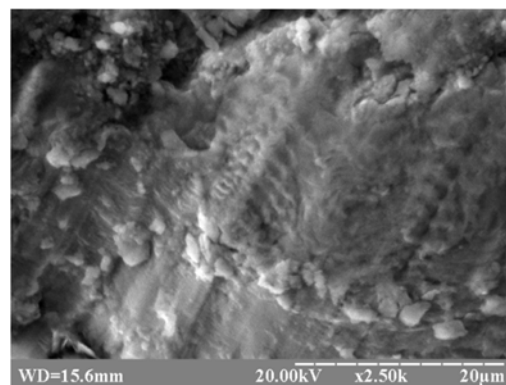
**Асиметрія  $R = 0$ .** Поверхню руйнування утворено за в'язко-крихким механізмом (рис. 4.2 а, б). На зламі зразка (*ділянка І*) помітні розорієнтовані рельєфні утворення. Проте на окремих поверхнях спостерігали типові втомні борозенки із достатньо великим кроком 1 мкм.

Поверхня зразка (*ділянка ІІ*) дуже фрагментована, тому можна казати лише про макронапрямок поширення тріщини. При цьому на макрорівні немає загальної площини поширення тріщини. Фронт тріщини переходив з однієї октаедричної площини у іншу, утворюючи тераси та сходинок, внаслідок чого поверхня набула криволінійної траєкторії (рис. 4.2, в). Потрібно зазначити, що внаслідок складного напруженого стану в циклічній пластичній зоні попереду вершини тріщини напрям ліній втомних борозенок може істотно відрізнятися в сусідніх структурних елементах (рис. 4.2, в), оскільки втомна тріщина локально поширюється в напрямі з мінімальною енергією руйнування [41, 141].

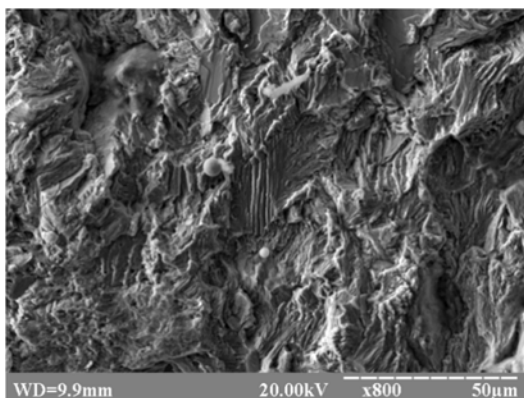
Ріст втомної тріщини на *ділянці ІІІ* визначає перехід механізмів деформування на макромасштабний рівень та підвищення швидкості РВТ. Збільшення довжини тріщини практично не впливало на механізм поширення тріщини, лише зростала частка в'язкого відриву, а борозенковий механізм поступово зникає (рис. 4.2, г). За великих швидкостей поширення та у зоні статичного долому матеріалу зразка спостерігали типове ямкове руйнування, на дні окремих ямок помітні включення округлої та подовгастої форми (рис. 4.2, д). Механізми підростання тріщини набувають в'язкого характеру, що зумовлює зростання локалізації деформування та підвищення впливу ротаційної пластичності.



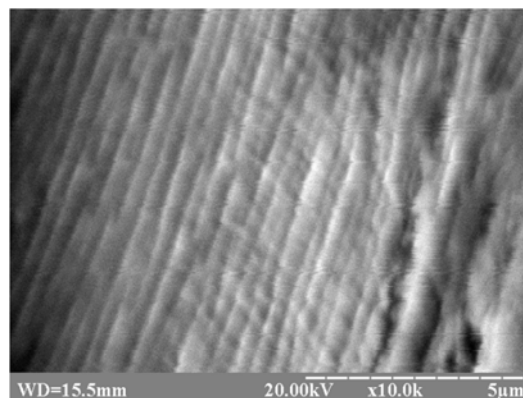
а



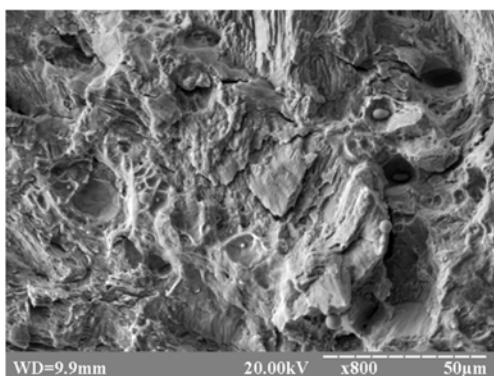
б



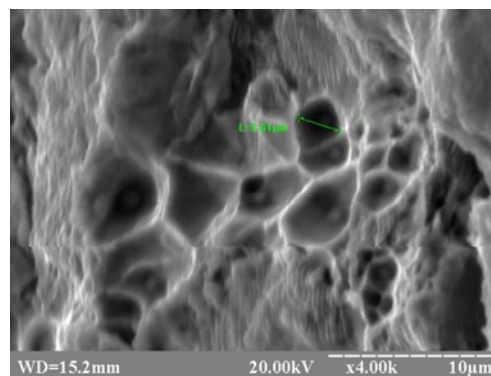
в



г



д



е

Рис. 4.2. Мікромеханізми росту втомної тріщини у сталі ОСЛ за асиметрії циклу навантажування  $R = 0$  (а-д) та  $R = -1$  (е) для зразків А (точки фрактографічного аналізу показано на рис. 4.1, а)

Збільшення рівня пластичного деформування сприяє локалізації пластичних деформацій в околі елементів мікроструктури: включень, меж субзерен, мікроруйнуванню і розриву когерентних зв'язків включень і матриці,

що пояснює утворення локальних зон ямкового відриву. Для «довгої» тріщини, на кінцях вторинних мікротріщин спостерігаються місцеві «надриви» матеріалу зразка, формування яких супроводжується зсувними деформаціями [42]. Поширення тріщин супроводжується активізацією вторинного розтріскування і гілкування магістральної тріщини.

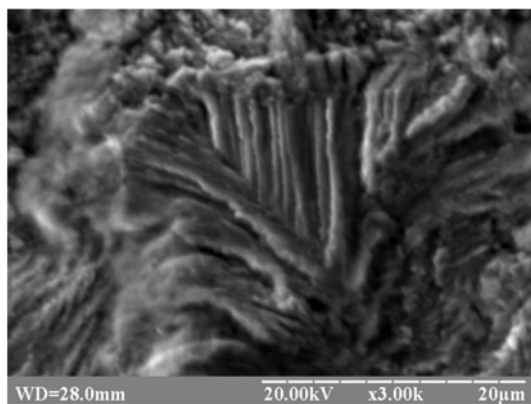
Зі збільшенням довжини тріщини зростає вплив включень і дисперсних частинок на механізми поширення втомної тріщини. На поверхні руйнування помітні великі ямки відриву, утворені внаслідок відшарування включень від матриці (рис. 4.2, е). Значні деформації по тілу і межах зерен сприяють розвитку пластичної зони при вершині тріщини, інтенсифікуючи процеси руйнування і викликаючи утворення окремих мікротріщин, які потім об'єднуються з магістральною тріщиною. Сліди такого злиття створюють рубці на поверхні зламу.

**Асиметрія  $R = -1$ .** Руйнування матеріалу відбулось за механізмами подібними до асиметрії  $R = 0$ . Тріщина поширювалась нерівномірно, руйнування має в'язко-крихкий вигляд (рис. 4.2, а, б). Слід відзначити, що фронт проростання втомної тріщини (ділянка I) є дуже фрагментованим, вкритий терасами та «сходінками». Це вказує на активацію зсувних процесів всередині перлітних зерен [140, 142].

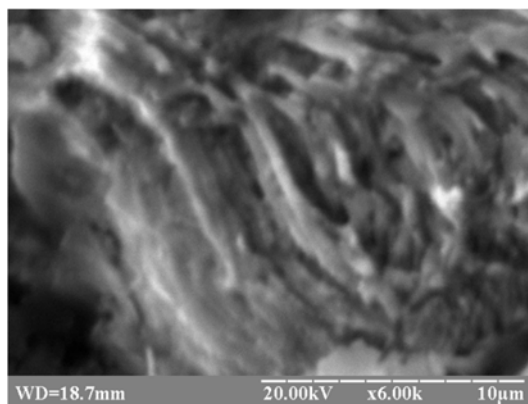
Морфологія зламу (ділянка II) свідчить про міцність та пластичність матеріалу. Поверхню руйнування утворено «гребінчастим» рельєфом (рис. 4.2, в), який розташовано під різними кутами до напрямку поширення тріщини, борозенки розташовані на поверхнях терас (рис. 4.2, г). Фронт тріщини поширювався неоднорідно, що свідчить про локалізацію деформацій на певних ділянках матеріалу.

Спостерігали достатньо розвинуті ділянки зминання поверхні руйнування (рис. 4.2, д), що свідчить про закриття тріщини. Проте, як і у попередньому випадку, поширення тріщини відбувалось за борозенковим механізмом, який у

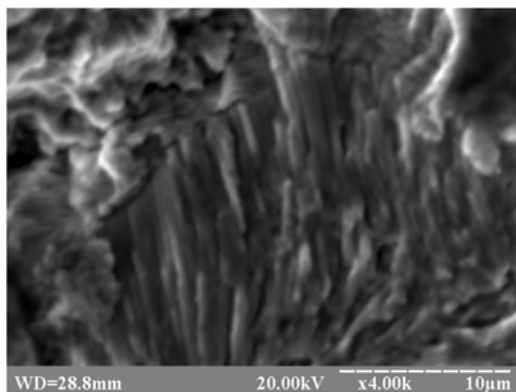
подальшому змінився змішаним та у зоні передруйнування (ділянка III) мав в'язкий характер (рис. 4.2, е).



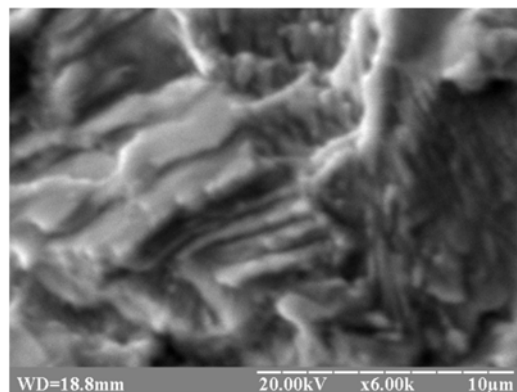
а



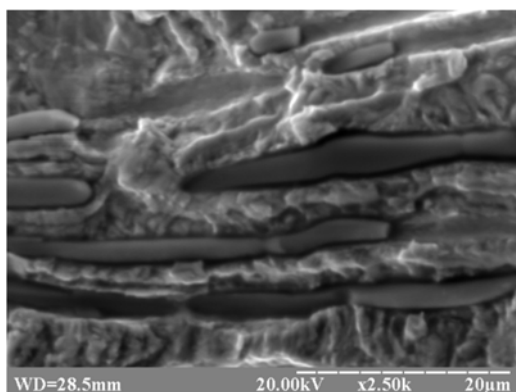
б



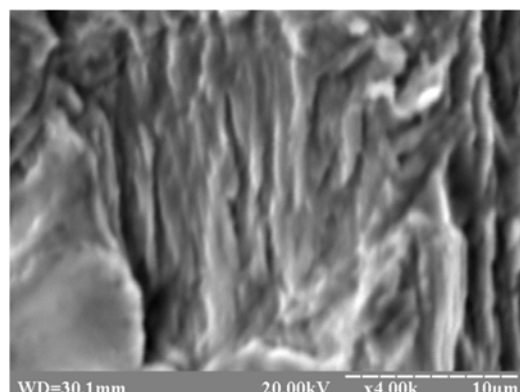
в



г



д



е

Рис. 4.3. Мікромеханізми росту втомної тріщини у сталі ОСЛ за асиметрії циклу навантажування  $R = 0$  (а-д) та  $R = -1$  (е) для зразків В

*Зразки В (радіус вирізання 50 мм)*

**$R = 0$ .** Спостерігали (ділянка I) згладжені фасетки із слідами внутрішньо зернового множинного проковзування. Також виявлено сходоподібні різноорієнтовані рельєфні утворення, вкриті втомними борозенками (рис. 4.3, а). Проте навіть у межах окремих фасеток орієнтація борозенок не є постійною.

Фасетки внутрішньо зернового руйнування вкриті борозенками чергуються із розщепленими перлітними зернами, руйнування яких відбулось шляхом сколювання із перерізом фронтом тріщини цементитних пластинок (рис. 4.3, б). При цьому, втомні борозенки є лише одним із діючих механізмів просування тріщини (ділянка II).

Із зростанням коефіцієнту інтенсивності напружень фасетки втрачають чітко виражені в'язко-крихкі прояви і набувають «згладженого» вигляду, що на нашу думку є свідченням зростання проявів пластичного деформування матеріалу (розміру пластичної зони) у вершині тріщини і частки в'язкого відриву на поверхні руйнування сталі ОСЛ (ділянка III), рис. 4.3, д.

**$R = -1$ .** Зниження швидкості поширення втомної тріщини за асиметрії циклу навантажування  $R = -1$  порівняно із  $R = 0$  пов'язано з процесами гілкування тріщини у перлітних зернах та локального притуплення вершини тріщини у феритній складовій (ділянка I), рис. 4.3, в. При цьому спостерігали формування фасеток і сколювання перлітних зерен, рис. 4.3, г (ділянка II). Отже, зростання часу активного навантаження під час навантажування зразка не забезпечило накопичення структурних пошкоджень, проте активувало релаксаційні процеси у матеріалі і відповідно зниження швидкості РВТ. Слід зазначити, що мікрогілкування були меншими за розмір феритного зерна, які пригальмовували поширення тріщини при її проростанні через перлітні зерна. Крім того, у перлітних зернах відбувається фрагментація та подрібнення цементитних пластин.

Проте, із зростанням розміру пластичної зони до процесу деформування залучаються більші об'єми матеріалу, що зумовлює зростання інтенсивності

накопичення структурних дефектів у конгломератах зерен (ділянка III), при цьому механізми поширення тріщини за різних асиметрій стають більш подібними, що й відображається на кінетичній діаграмі [143].

*Зразки С (радіус вирізання 81 мм)*

Під час фрактографічних досліджень встановлено, що морфологія рельєфу руйнування зразків, досліджених за різних асиметрій навантажування, є подібною (ділянки I та II). Спостерігали вплив перлітних колоній на кінетику поширення втомної тріщини, що відобразилось у наявності на поверхні ділянок втомного та в'язко-крихкого характеру поширення тріщини (рис. 4.4, а). На нашу думку, перлітні колонії, що знаходяться на шляху вершини втомної тріщини спричиняють релаксаційні ефекти. Проте зростання КІН зумовлює збільшення частки в'язкого поширення тріщини, зокрема ямкової складової, що зумовлюють зниження розмірів фасеток сколювання та появу ямок в'язкого відриву (ділянка I, II).

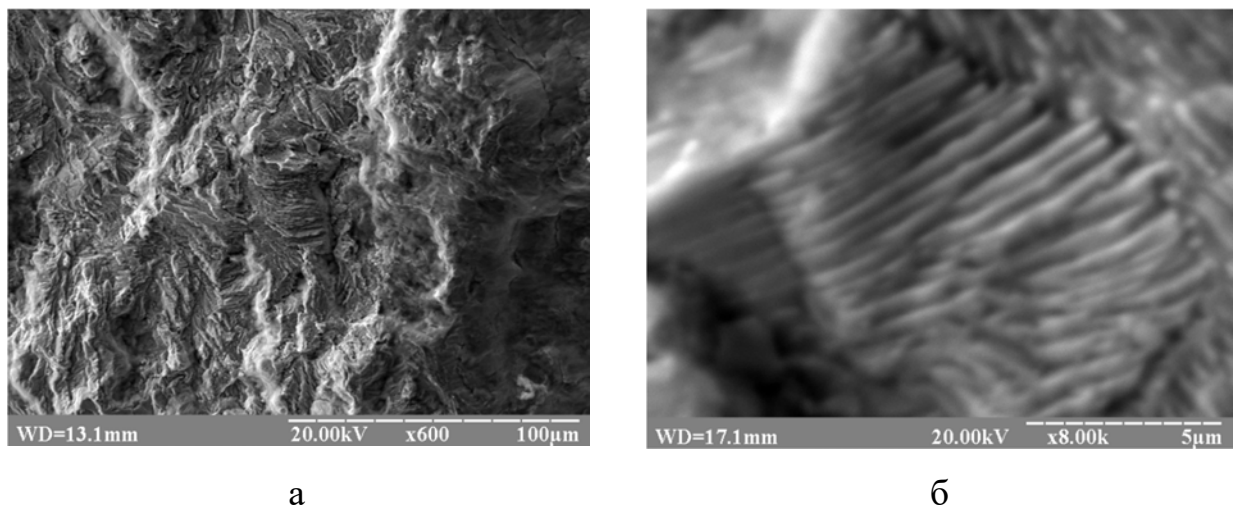


Рис. 4.4. Мікромеханізми росту втомної тріщини у сталі ОСЛ за асиметрії циклу навантажування  $R = 0$  для зразків С

Поверхня руйнування являє собою численні тераси, декоровані фрагментарно розташованими серіями борозенок (рис. 4.4, б). Проте, є певні відмінності у вигляді терас та «сходинок», які є дещо більшими за асиметрії

$R = -1$ . Разом з тим їх геометрія вказує на те, що під час поширення тріщини вони створювали локальні релаксаційні ділянки. Це спричинило зниження мікрошвидкості поширення тріщини (кроку втомних борозенок) на окремих ділянках фронту тріщини та було зафіксовано на поверхні руйнування.

**Вплив структурної неоднорідності матеріалу осі на його тріщиностійкість.** Аналіз взаємозв'язку макро- та мікромеханізмів руйнування дозволяє лише частково зрозуміти вплив ефектів закриття тріщини при асиметрії  $R = -1$  на ферито-перлітну сталь ОСЛ. Закриття тріщини при навантаженні стиску не враховується при обчисленні розмаху КІН. Проте на фізичному рівні воно є і його вплив на мікромеханізми поширення тріщини має бути врахований (рис. 4.5).

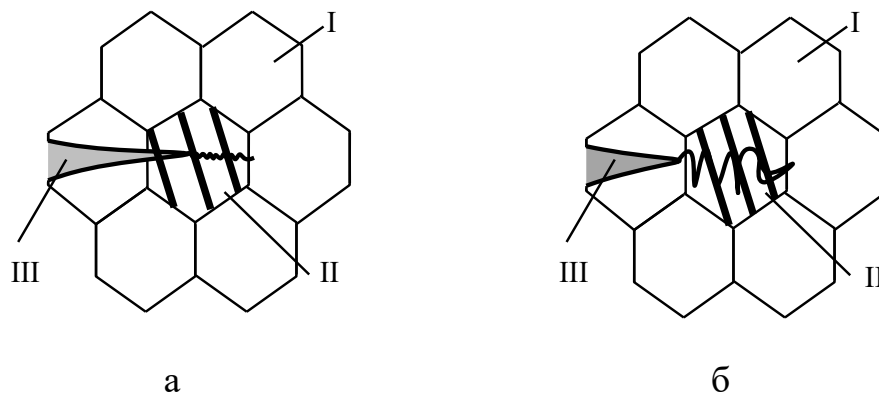


Рис. 4.5. Фізичні закономірності поширення тріщини у зразках А, С (а) та В (б); I – феритне зерно; II – перлітне зерно; III – тріщина

За результатами фактографічних досліджень встановлено, що в зразках вирізаних із зони А, С було реалізовано схему втомного поширення тріщини (рис. 4.5, а). Проте, у зразках вирізаних із зони В спостерігали змішаний (втома + квазісколювання) механізм поширення тріщини (рис. 4.5, б).

Вплив негативних асиметрій протягом поширення втомної тріщини спричинив два основні ефекти [144, 145], які спостерігали у нашому випадку:

- а) змінання нерівностей та збільшення ефективного розмаху розкриття тріщини;
- б) відсутність змінання – тоді спостерігали зниження швидкості поширення втомної тріщини.

Крім того, є відмінності на ділянці передруйнування та квазістатичного долому. Для зразка із  $R = 0$  виявлено пусті ямки, форма яких є близькою до вирваних із матеріалу частинок дисперсних включень. Для матеріалу, дослідженого за  $R = -1$ , виявлено вкриті «великі» включення, розміщені у порожнинах, що утворилися навколо них протягом пластичного деформування. Ці частинки є одним із джерел анізотропії матеріалу [94, 145]. Створюючи ділянки локальних пластичних деформацій, вони водночас перешкоджають проходженню фронту тріщини через них. В наслідок цього фронт тріщини «подрібнюється» і вкривається розорієнтованими терасами, рис. 4.5, б.

Одержані результати дозволяють стверджувати, що макро- та мікрозакономірності поширення втомних тріщин у матеріалі осі колісної пари залежить від структури матеріалу, сформованої протягом технологічного процесу виготовлення [146]. Водночас, за морфологічними особливостями втомного зламу можна оцінити вплив циклічного навантаження та мікролокалізації деформаційних процесів у матеріалі (табл. 4.2).

### **4.3 Кінетика поширення втомних тріщин в осі колісної пари з урахуванням структурно-механічної неоднорідності матеріалу**

Під час експлуатації вісь колісної пари піддається статичному і циклічному, в тому числі випадковому навантаженню, згинанням, корозійній дії середовища та кліматичних температур. Досліджено вплив асиметрії циклу навантаження на швидкість росту втомних тріщин (РВТ) в сталі осей колісних пар.



Таблиця 4.2.

Узагальнені закономірності поширення втомної тріщини у сталі ОСЛ

<i>R</i>	Основні механізми руйнування зразків із різних зон вирізання		
	А	В	С
0	Борозенковий (чіткі впорядковані борозенки) Фасетки сколювання. Ямки відриву	Фасетки сколювання, Фасетки руйнування перлітних зерен. Псевдоборозенки.	Борозенковий (чіткі впорядковані борозенки)
-1	Борозенковий (чіткі впорядковані борозенки) Великі фасетки сколювання, декоровані борозенками	Фасетки сколювання перлітних зерен. Злам має в'язко- крихкий вигляд, подібний до квазістатичного руйнування	Борозенковий (чіткі впорядковані борозенки)

Характеристики механічних властивостей сталі ОСЛ за статичного розтягу за кімнатної температури наведено в табл. 3.2.

При порівнянні ДВР сталі ОСЛ, що отримані для різних ділянок вирізання при випробуванні за асиметрії циклу навантажування  $R = 0$  (рис. 4.6), встановлено, що найвища швидкість поширення тріщин спостерігається у зовнішньому шарі (А), найнижча – у шарі В. Різниця між ними при невеликих значеннях КІН досить значна, майже в 10 разів. Проте у зоні передруйнування швидкості поширення тріщин для всіх досліджених ділянок вирізання стають практично однаковими.

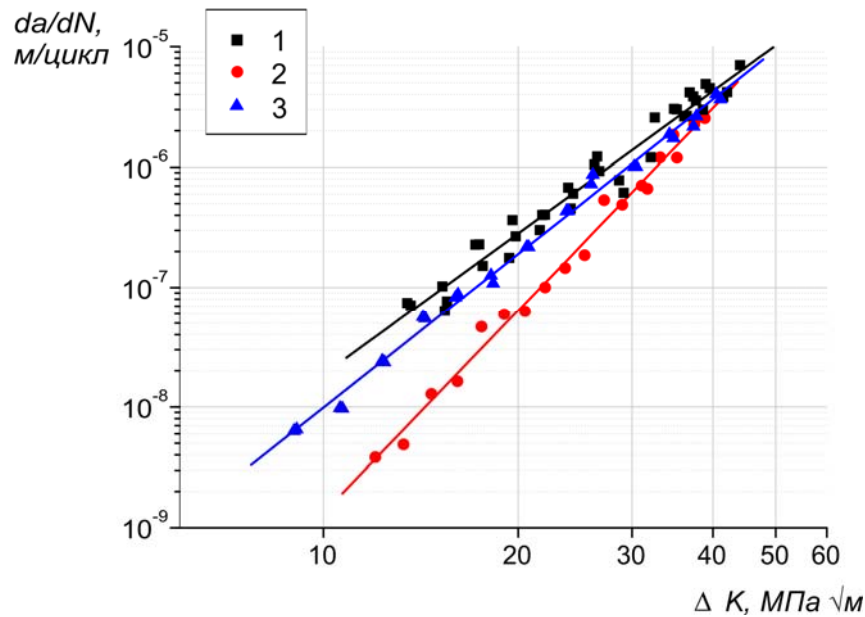


Рис. 4.6. КДВР матеріалу осі за асиметрії циклу навантажування  $R = 0$ , вирізаного на різних відстанях від її центру:  
20 мм (А) – 1; 50 мм (В) – 2; 81 мм (С) – 3

Якщо розглядати ДВР, отримані за асиметрії навантажування  $R = -1$  (рис. 4.7), будемо бачити схожу картину – найвища швидкість поширення тріщин спостерігається у внутрішньому шарі (А), найнижча – у шарі В. Але в цьому випадку різниця між ними значно менша, всього в 1,5-2 рази при невеликих значеннях КІН. За даної асиметрії циклу навантажування з ростом КІН спостерігається збільшення різниці між швидкістю поширення тріщини в досліджених зонах вирізаня. Так, при КІН 30 МПа $\sqrt{m}$  вона складатиме близько 300%.

Слід зазначити, що для обох розглянутих асиметрій циклу навантажування значення швидкості поширення втомних тріщин для ділянки С знаходяться між значеннями для ділянок А і В.

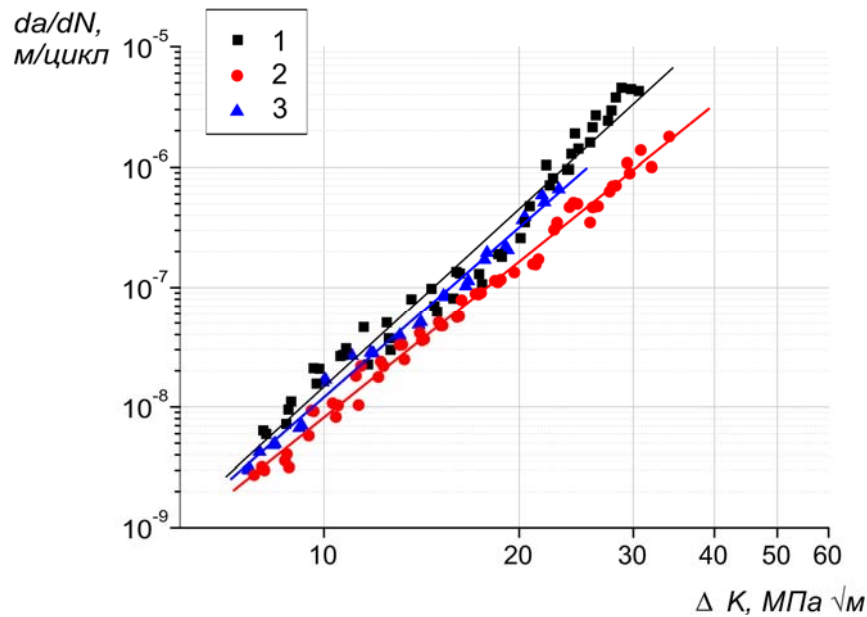


Рис. 4.7. КДВР матеріалу осі за асиметрії циклу навантажування  $R = -1$ ,  
 вирізаного на різних відстанях від її центру:  
 20 мм (А) – 1; 50 мм (В) – 2; 81 мм (С) – 3

Така значна відмінність в швидкості поширення втомних тріщин на макро рівні пояснюється структурною неоднорідністю матеріалу, встановленою на мезорівні для різних ділянок вирізання зразків (див. розділ 4.2).

На рис. 4.8 зображено діаграми втомного руйнування (ДВР) сталі ОСЛ та їх апроксимація рівнянням Періса на припороговій ділянці ДВР при  $R = 0$  та  $R = 1$ , де  $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$  – розмах КІН,  $K_{\max}$  – максимальний,  $K_{\min}$  – мінімальний КІН циклу навантаження.

Розмах порогового КІН  $\Delta K_{th}$  зразка, вирізаного із приповерхневих шарів більший за  $\Delta K_{th}$  шару матеріалу, розміщеного на глибині, що приблизно дорівнює половині діаметру осі. Проте, на відміну від  $R = 0$ , пороговий КІН шару матеріалу, розміщеного на глибині, що приблизно дорівнює половині діаметру осі більший за  $\Delta K_{th}$  приповерхневих шарів матеріалу осі.

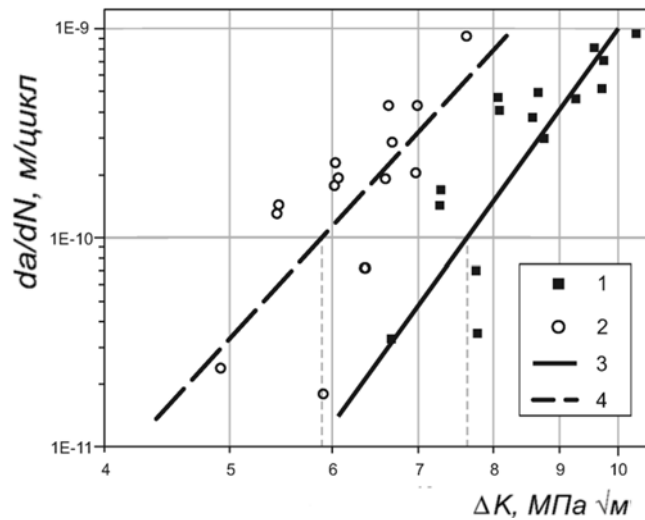


Рис. 4.8. Діаграми втомного руйнування при  $R = 0$  (1) та  $R = -1$  (2) сталі ОСЛ та їх апроксимації рівнянням Періса (3, 4) на припороговій ділянці

Методом найменших квадратів у подвійних логарифмічних координатах побудовано регресійні залежності для даних експерименту при  $R = 0$  і  $R = -1$ . Для апроксимації першої та другої ділянок ДВР використовувалося рівняння Періса

$$da/dN = C (\Delta K)^m \quad (4.1)$$

Коефіцієнти регресійних залежностей, а також інші характеристики циклічної тріщиностійкості наведено в табл. 4.3. Порогове значення КІН  $\Delta K_{th}$  визначалося за рекомендаціями стандарту ASTM [25] по рівню  $da/dN = 10^{-10}$  м/цикл.

Таблиця 4.3.

Характеристики циклічної тріщиностійкості сталі ОСЛ при температурі 20°C

$R$	Ділянка КДВР	$C, \frac{\text{м/цикл}}{(\text{МПа} \sqrt{\text{м}})^m}$	$m$	$\Delta K_{th}, \text{МПа} \sqrt{\text{м}}$	$\Delta K_{fc}, \text{МПа} \sqrt{\text{м}}$
0	I	$7,14 \cdot 10^{-17}$	7,10	7,54	38,3-50,3
	II	$5,10 \cdot 10^{-15}$	5,55		
-1	I	$9,09 \cdot 10^{-16}$	6,57	5,85	32,8-36,0
	II	$6,07 \cdot 10^{-14}$	5,02		

Як видно із таблиці 4.3, з ростом  $R$  від -1 до 0, збільшується пороговий КІН  $\Delta K_{th}$  з 5,85 до 7,54 МПа $\sqrt{м}$ , а також показник степеню  $m$  із 5,02 до 5,55.

Для визначення впливу товщини дослідного зразка на характеристики циклічної тріщиностійкості матеріалу додатково проведено випробування на зразках з боковою тріщиною (див. розділ 2.2).

Таблиця 4.4.

Характеристики циклічної тріщиностійкості сталі ОСЛ залежно від товщини дослідного зразка

$R$	$t$ , мм	$C, \frac{\text{м/цикл}}{(\text{МПа}\sqrt{\text{м}})^m}$	$m$	$\Delta K_{th}$ , МПа $\sqrt{м}$	$\Delta K_{fc}$ , МПа $\sqrt{м}$
0	5	$5,10 \cdot 10^{-15}$	5,55	7,54	38,3-50,3
-1	5	$6,07 \cdot 10^{-14}$	5,02	5,85	32,8-36,0
0	25	$4,68 \cdot 10^{-12}$	3,09	--	69,6

При збільшенні товщини зразка з 5 до 25 мм (табл. 4.4) швидкість росту втомних тріщин значно знижується, коефіцієнт  $m$  рівняння Періса (4.1) зменшується в 1,8 разів. При цьому також на 40% зростає значення  $K_{fc}$ . При збільшенні  $R$  від -1 до 0 зростає також і циклічна в'язкість руйнування  $\Delta K_{fc}$  – з 32,5 до 38,3 МПа $\sqrt{м}$ .

#### 4.4 Макро- та мікромеханізми поширення втомних тріщин

Фрактографічні дослідження показали, що крок втомних борозенок та мікрошвидкість росту тріщини змінюються зі збільшенням довжини тріщини та КІН. При коефіцієнті асиметрії циклу  $R = 0$  середнє значення кроку втомних борозенок при  $\Delta K = 10$  МПа $\sqrt{м}$  складає  $\delta = 0,37$  мкм (рис. 4.9, а). При цьому мікрошвидкість росту тріщини перевищує макрошвидкість на два порядки

(рис. 4.10, а). При  $\Delta K = 14,3 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$  крок втомних борозенок зростає до  $\delta = 1,13 \text{ мкм}$  (рис. 4.9, б), а при подальшому збільшенні КІН до  $\Delta K = 36,7 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$  – зменшується до  $\delta = 0,84 \text{ мкм}$ . При  $\Delta K > 30,2 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$  макрошвидкість росту тріщини стає більшою за мікрошвидкість.

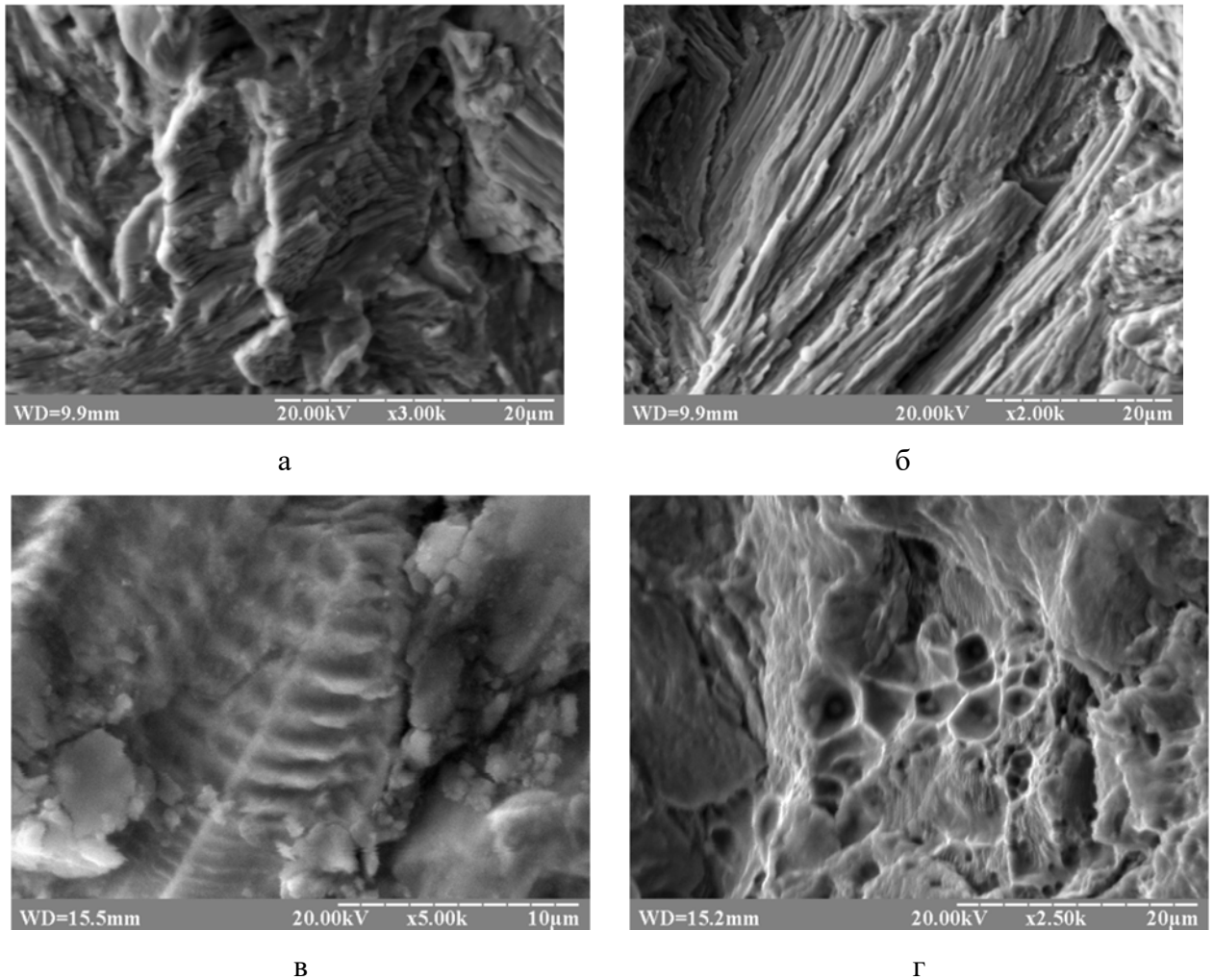


Рис. 4.9. Поверхня втомного руйнування сталі ОСЛ при  $R = 0$  (а, б) та  $R = -1$  (в, г); напрям поширення макротріщини – знизу вгору.

При коефіцієнті асиметрії циклу  $R = -1$  середнє значення кроку втомних борозенок при  $\Delta K = 8,7 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$  складає  $\delta = 0,8 \text{ мкм}$  (рис. 4.10, б). При  $\Delta K = 15 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$  крок втомних борозенок зростає до  $\delta = 1,67 \text{ мкм}$  (рис. 4.9, в), а при подальшому збільшенні КІН до  $\Delta K = 31,6 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$  – зменшується до  $\delta = 0,72 \text{ мкм}$ . Макрошвидкість росту тріщини стає більшою за мікрошвидкість

при  $\Delta K > 26,7 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ . При цьому в зламі з'являються ямки відриву розміром від 0,6 до 4 мкм (рис. 4.9, г), що свідчить про частково в'язкий механізм поширення тріщини [147]. Вони формуються за рахунок об'єднання мікропор, що зароджуються на жорстких карбідних чи сульфідних включеннях глобулярної форми.

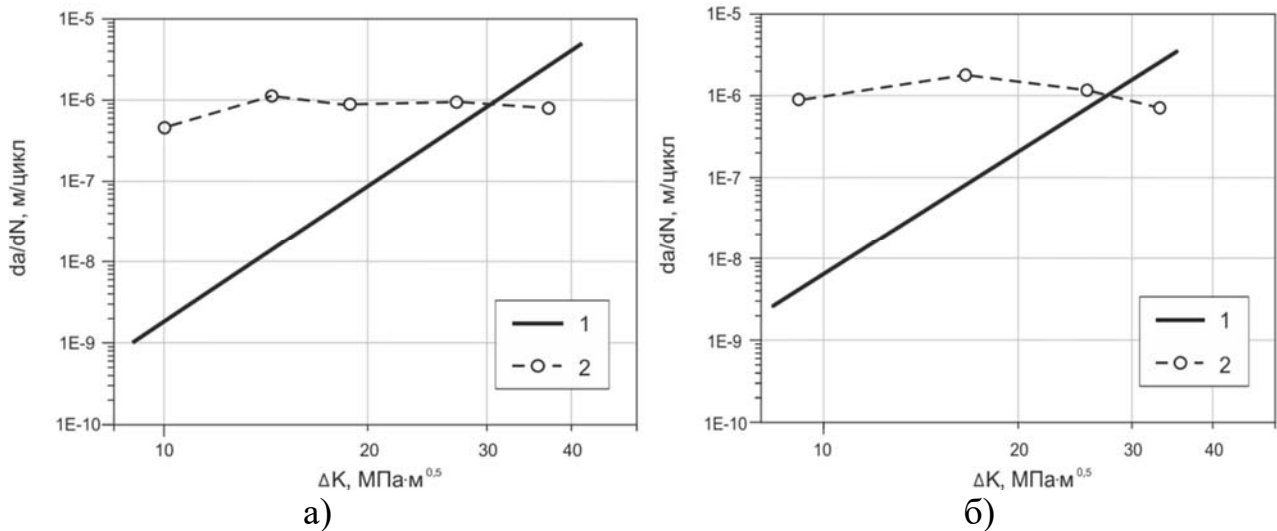


Рис. 4.10. Макро- (1) та мікрошвидкості (2) росту тріщини в сталі ОСЛ при  $R = 0$  (а) та  $R = -1$  (б)

Порівняння результатів, одержаних за різного коефіцієнту асиметрії навантаження, показує, що мікрошвидкість росту втомної тріщини при  $R = -1$  для всієї середньоамплітудної ділянки ДВР є більшою, ніж мікрошвидкість при  $R = 0$ . Мікрошвидкості росту втомних тріщин зі збільшенням КІН в обох випадках змінюються подібним чином – спочатку зростають, а після  $\Delta K = 15 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$  – зменшуються. На ділянці ДВР до  $\Delta K = 26,7 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$  мікрошвидкість росту тріщин є значно більшою за макрошвидкість, після цього значення макрошвидкості стає більшим за мікрошвидкість, в зламі з'являються ямки відриву, характерні для в'язкого руйнування.

#### 4.5 Висновки до розділу

1. Виявлено основні закономірності втомного руйнування матеріалу залізничної осі з урахуванням структурно-механічної неоднорідності. Встановлено, що за асиметрії циклу навантажування  $R = -1$  швидкість росту втомної тріщини є в 2...4 рази вищою, ніж за асиметрії  $R = 0$  за однакових значень розмаху коефіцієнту інтенсивності напружень.

2. Встановлено, що мікрошвидкість росту втомної тріщини при  $R = -1$  для всієї середньоамплітудної ділянки ДВР є більшою, ніж мікрошвидкість при  $R = 0$ . Мікрошвидкості росту втомних тріщин зі збільшенням КІН в обох випадках змінюються подібним чином – спочатку зростають, а після  $\Delta K = 15 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$  – зменшуються.

3. Описано та систематизовано мікромеханізми поширення втомної тріщини та запропоновано фізико-механічну інтерпретацію морфології рельєфу на різних етапах поширення втомної тріщини для зразків вирізаних з поверхні, внутрішніх та центральних шарів осі.

4. Проаналізовано та узагальнено мікрозакономірності поширення втомної тріщини у сталі ОСЛ. За невеликих значень розмаху КІН поверхня руйнування зразка сформована терасами із борозенковим рельєфом, із збільшенням довжини тріщини зростає частка в'язкої (ямкової) складової. Зона передруйнування зразка має ознаки в'язкого руйнування із відривом включень від матриці матеріалу та формуванням ямкового рельєфу.



## РОЗДІЛ 5

### МЕТОДИКА ОЦІНКИ ЗАЛИШКОВОГО РЕСУРСУ ОСЕЙ КОЛІСНИХ ПАР З УРАХУВАННЯМ СТРУКТУРНО- МЕХАНІЧНОЇ НЕОДНОРІДНОСТІ МАТЕРІАЛУ

#### 5.1 Експлуатаційно-силові умови навантаження осі

Під час руху вагона по рейковому шляху колісна пара піддається впливу статичних та динамічних навантажень. До основних навантажень, які враховують при розрахунку осі на міцність, належать: маса кузова і маса корисного вантажу, що знаходиться у ньому; зусилля, зумовлені відцентровою силою, що виникає на кривих ділянках колії; зусилля, викликані тиском вітру на поверхню кузова; сили інерції при гальмуванні; сили, що виникають від тиску гальмівних колодок на обід колеса; зусилля при коливанні кузова на ресорах і вплив від ударів коліс на стиках рейок; сили, що виникають при вписування колісної пари в криву при русі по стрілках, а також сили, що скручують вісь при коченні коліс з різними діаметрами. Якщо на середній частині осі встановлено редуктор, або шків приводу генератора, то додатково слід враховувати відповідні сили інерції.

Існує кілька методів розрахунку вагонних осей. Найточніший з них – метод роздільного визначення основних сил, що діють на вісь, за умов їх найгіршого поєднання [148, 149]. На практиці застосовують також спрощені методи розрахунку осей (метод ЦНДІ–НІБ, ОСЗ) [150, 151]. На залізниці використовують розрахунок осі за формулами ВНДІЗТ і науково-дослідницького бюро (НДБ) [152, 153].

При цьому у всіх методах розглядають залізничний візок – основний елемент ходової частини, що являє собою поворотний пристрій, на який спирається кузов.

Основними вузлами вагонного візка (рис. 5.1) є:

- рама або балка – елементи, на які спирається кузов вагона;
- колісні пари – елементи, призначені для утримання візка на рейках;
- букси – елементи, призначені для передачі тиску від рами на шийки осей колісних пар, а також для обмеження поздовжнього і поперечного переміщення колісної пари;
- ресорне підвішування – елемент, призначений для пом'якшення ударів та зменшення амплітуди коливань, що передаються від колісних пар через букси на раму;
- гальмівні колодки;
- тягові двигуни і тягові приводи (застосовуються на візках локомотивів та самохідних екіпажів, таких як моторний вагон чи автомотриса).

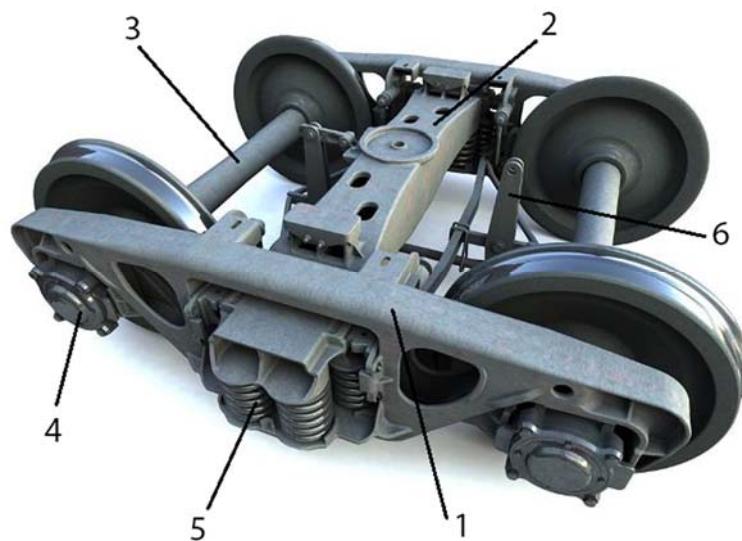


Рис. 5.1. Візок моделі 18-100, призначений для вантажних вагонів:

- 1 – рама; 2 – центральна балка; 3 – колісна пара; 4 – буксовий вузол;  
5 – ресорне підвішування; 6 – гальмівна система.

Для вагонів різних типів використовують різні за конструкцією та технічними характеристиками візки. Зокрема, для вантажних вагонів, використовують візки моделей 18-100, 18-578 (див. рис. 5.1), для пасажирських –

моделей 68-875, 68-4065 [154]. З метою уніфікації, зниження собівартості та підвищення ремонтпридатності для всіх моделей візків використовуються колісні пари, сформовані на основі однакових типів осей [151, 155].

Колісні пари відносяться до ходових частин і є одним з відповідальних елементів залізничного транспорту. Вони призначені для задання напрямку руху по рейковому шляху і сприйняття всіх навантажень, що передаються від надресорної частини на рейки при обертанні колісної пари.

Працюючи за складних умовах навантаження, колісні пари мають високу надійність, від їх стану залежить безпека руху поїздів. Тому до них пред'являють особливі, підвищені вимоги державних стандартів, правил технічної експлуатації залізниць, інструкцій із огляду, ремонту і формування колісних пар, а також інші нормативні документи при проектуванні, виготовленні та утриманні. Конструкція та технічний стан колісних пар впливають на плавність ходу, величину сил, що виникають при взаємодії вагона і рейкового шляху, і опір руху [151, 156, 157].

Колісна пара залізничного транспорту повинна відповідати таким основним вимогам: мати достатню міцність, маючи при цьому мінімальну необрессоренную масу з метою зниження тари рухомого складу та зменшення безпосереднього впливу на рейковий шлях і елементи кузова при проходженні нерівностей рейкової колії; мати певну пружність, що забезпечує зниження рівня шуму і пом'якшення поштовхів, що виникають при русі по рейковому шляху; спільно з буксовими вузлами забезпечувати менший опір при русі і більший опір зносу елементів, що піддаються зношуванню в процесі експлуатації.

Колісна пара – основний елемент залізничних візків локомотива і вагона. Вона сприймає навантаження від надресорної частини вагона і передає її на рейки.

Типова колісна пара (рис. 5.2) складається з осі 1 і двох укріплених на ній суцільних коліс 2.

Статичні навантаження від колісної пари вагонів на рейки складає 230 кН для вантажних та 176,5 кН для пасажирських вагонів при конструктивній швидкості 120 та 160 км/год відповідно.

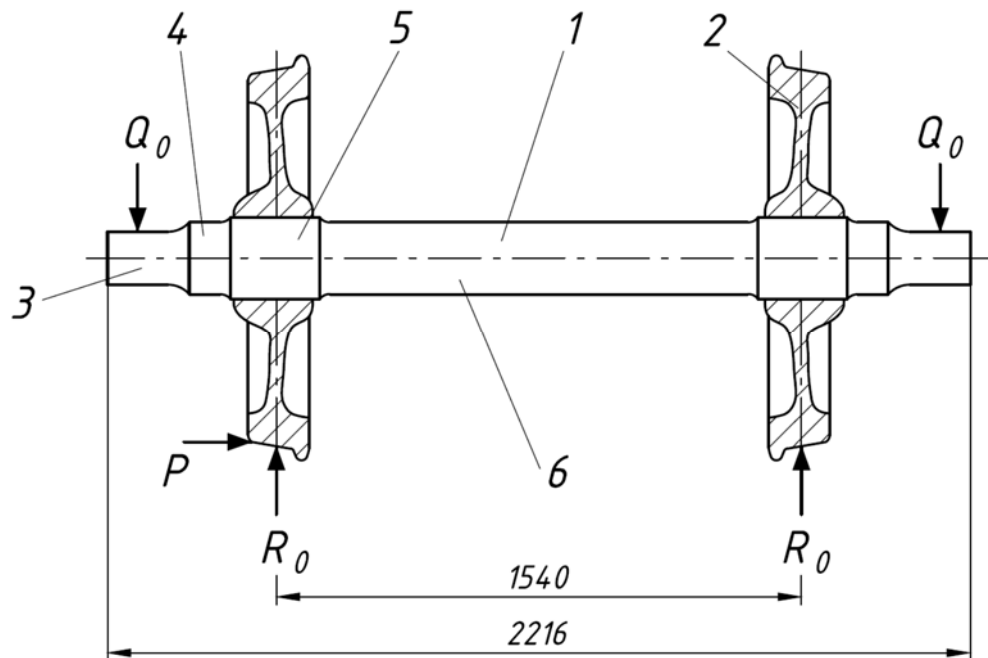


Рис. 5.2. Колісна пара:

1 – вісь; 2 – колісні центри; 3 – ділянка посадки підшипникового вузла букси; 4 – передпідматочна частина; 5 – підматочна частина для посадки колісних центрів; 6 – центральна ділянка

Вісь (рис. 5.3) є складовою частиною колісної пари і являє собою сталевий брус круглого, змінного по довжині поперечного перерізу. На підматочинних частинах осі  $\varnothing 194$  мм розташовуються колеса, закріплені жорстко, а на шийках  $\varnothing 130$  мм розміщуються підшипники. Між шийками і підматочними частинами знаходяться передпідматочні частини  $\varnothing 165$  мм, призначені для розміщення деталей задніх ущільнюючих пристроїв букс, а також зниження концентрації напружень в перехідних перерізах від підматочних частин до шийок осі.

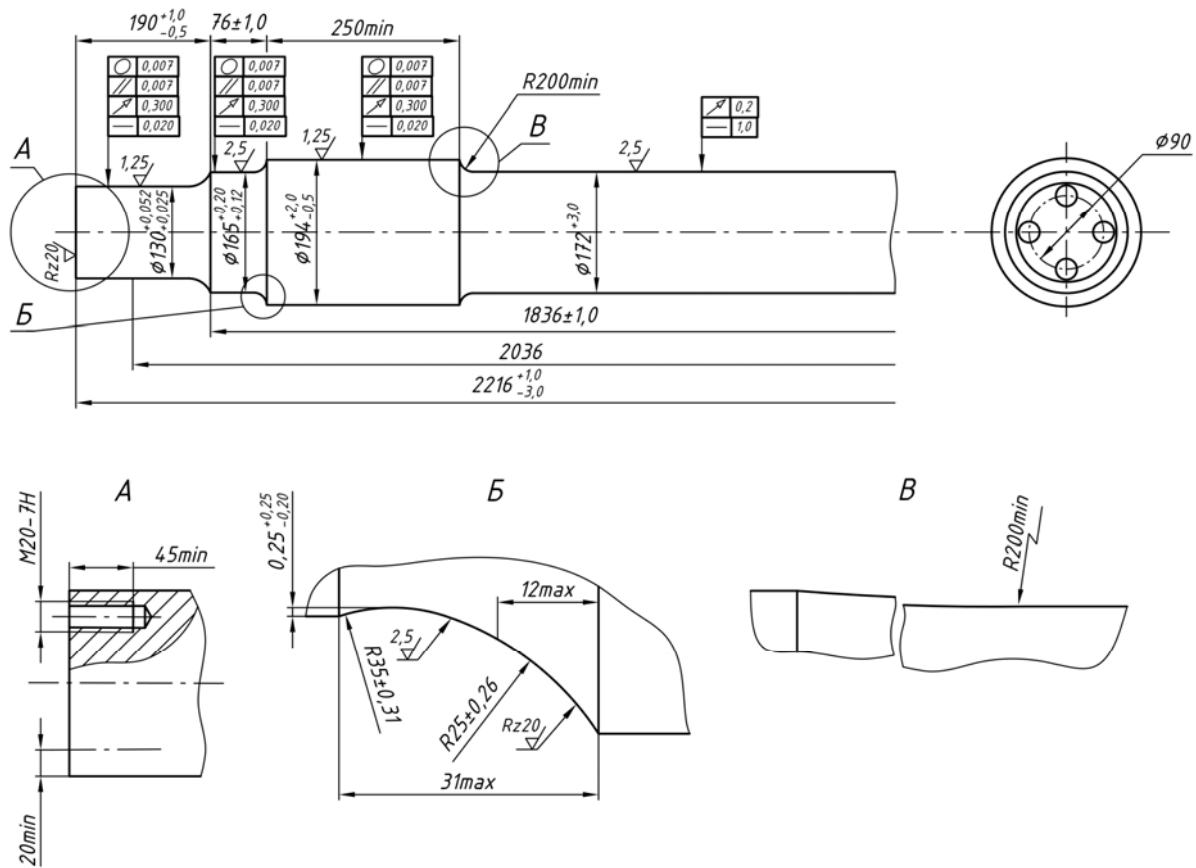


Рис. 5.3. Вісь типу РУ1Ш

У місцях зміни діаметрів для зниження концентрації напружень є плавні сполучення – галтелі, виконані певними радіусами. На торцях всіх типів осей передбачені центрові отвори, призначені для установки і закріплення осі або колісної пари в центрах при обробці на токарному верстаті. Форма і розміри центрових отворів стандартизовані.

Згідно ГОСТ 4835-2013 [148] виділяють п'ять типів колісних пар (табл. 5.1) з осями типів РУ1Ш і РВ2Ш та колесами із діаметром по колу катання 957 мм залежно від типу вагона і максимального статичного навантаження колісної пари на рейки.

На шийки осей РУ1 і РУ1Ш встановлюють роликові підшипники з зовнішнім діаметром 250 мм. У всіх типів осей відстані між центрами прикладання навантаження до шийок однакові і складають 2036 мм.

Таблиця 5.1.

## Типи колісних пар та вагонів

Тип колісної пари	Тип вагону	Конструкційна швидкість вагону, км/год	Максимальне розрахункове статичне навантаження від колісної пари на рейки, кН (тс)
1	2	3	4
РУ1Ш-957-Г	Вантажний	120	230,5 (23,5)
РУ1Ш-957-П	Пасажирський	16	176,6 (18,0)
РУ1Ш-957-Э	Немоторний електропоїзда	130	186,4 (19,0)
РУ1Ш-957-Д	Немоторний дизель-поїзда	120	186,4 (19,0)
РВ2Ш-957-Г	Вантажний	120	245,2 (25,0)

## 5.2 Оцінювання росту втомної тріщини в осі колісної пари з урахуванням структурно-механічної неоднорідності

Моделювали ріст поверхневої півеліптичної втомної тріщини у осі колісної пари зі сталі ОСЛ (рис. 5.2).

Методика розрахунку ґрунтується на припущеннях:

1. Напружений стан осі колісної пари з тріщиною описували на основі підходів лінійної механіки руйнування.

2. Вважали що тріщина поширюється лише за розтягуючої фази циклу навантажування.

3. Вісь розглядали за підходами мезомеханіки як багатомасштабну механічну систему:

- макрорівень (ізотропне середовище);
- мезорівень (тришаровий циліндр, різний опір поширенню втомних тріщин на різних ділянках якого описується характеристиками циклічної тріщиностійкості)
- структурно-неоднорідне середовище (ферито-перлітна сталь).

В даній роботі використано теоретичні та експериментальні методи дослідження осі візка залізничного вагону. Зокрема, встановлено найбільш несприятливі умови навантаження на буксу вантажного вагону за методами аналітичної механіки. Розрахунки методом скінченних елементів схеми навантаження букси виконано із застосуванням основних положень теорії пружності та опору матеріалів, а також моделювання напружено-деформованого стану методом скінченних елементів.

Запропоновано модель статичного навантаження буксового вузла вантажного вагону, що враховує схему експлуатаційного прикладення зусилля, рис. 5.4.

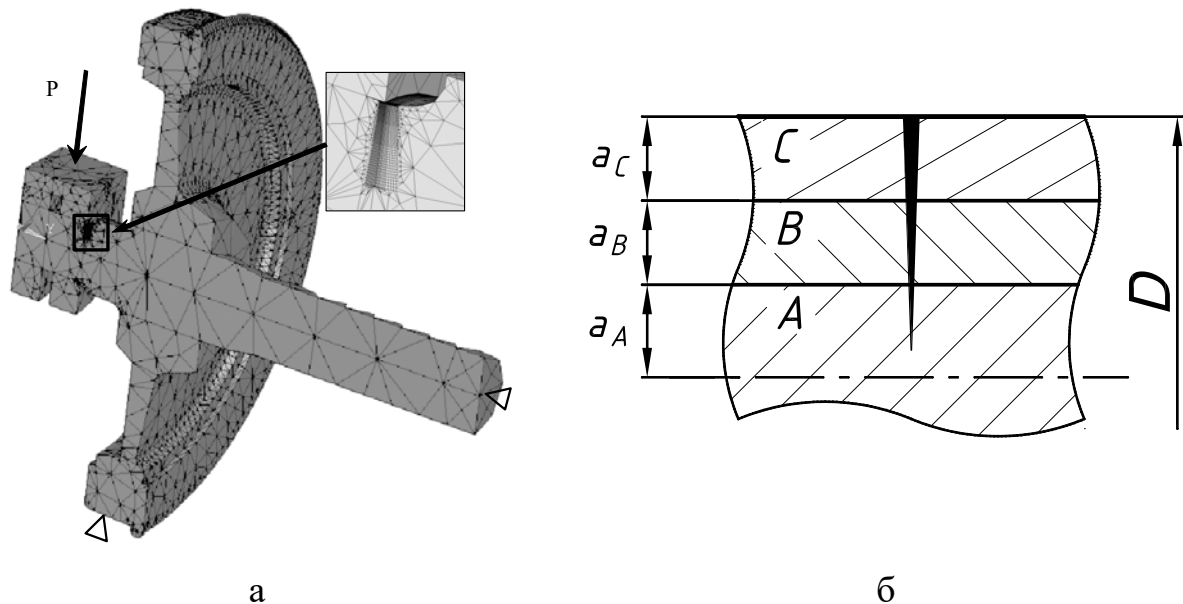


Рис. 5.4. Схема навантажування осі – а та геометричні параметри перерізу з півеліптичною тріщиною – б

Навантаження  $P$  на буксу приймали рівним 260 кН. Модуль Юнга матеріалу (сталі ОСЛ) становив  $E = 2 \cdot 10^5$  МПа, коефіцієнт Пуассона  $\nu = 0,3$ .

Діаметр осі  $D$  в околі тріщини становив 130 мм. Оскільки вісь є симетричною, для розрахунків створено модель лише 1/4 осі із буксою та колесом (рис. 5.4 а). Колесо обмежили у переміщенні по осях  $X$  і  $Y$ . Для уточнення значень напружень у вершині тріщини сітку скінченних елементів було згущено.

Модель побудова на основі тривимірних скінченних елементів SOLID95. Цей елемент має 20 вузлів (включаючи проміжні) та може приймати призматичну, пірамідальну або чотиригранну форму. Напружено-деформований стан і КІН в осі було оцінено у найнебезпечнішому перерізі, де тріщини з'являються найчастіше – в околі галтельного переходу від циліндричної частини діаметром 130 мм.

Поверхнева півеліптична тріщина розташована поблизу букси колісної пари, перпендикулярно до її повздовжньої осі. Залишкову довговічність осі оцінювали за однієї поверхневої півеліптичної тріщини початковою глибиною  $a_0 = 5$  мм. КІН для осі з поверхневою півеліптичною тріщиною визначали за формулою:

$$K = \sigma_{bg} \sqrt{\pi a} \cdot Y \quad (5.1)$$

де  $a$  – глибина тріщини;  $\sigma_{bg}$  – нормальні напруження в розрахунковому перерізі осі;

$$\sigma_{bg} = \frac{M_{bg}}{W_b} \quad (5.2)$$

де  $M_{bg}$  – згинальний момент;  $W_b$  – момент опору перерізу осі

Поправкова функція для найглибшої т. А та т. С (рис. 5.5):

$$Y_A = 0.854 - 6.027 \left( \frac{a}{D} \right) + 27.839 \left( \frac{a}{D} \right)^2 - 44.290 \left( \frac{a}{D} \right)^3 \quad (5.3)$$



$$Y_C = 0.642 - 4.865 \left( \frac{a}{D} \right) + 23.757 \left( \frac{a}{D} \right)^2 - 33.466 \left( \frac{a}{D} \right)^3 \quad (5.4)$$

Поправкову функцію для точки С обчислювали, вважаючи що форма фронту тріщини є змінною. КІН півеліптичної тріщини в осі при моделюванні її поширення врахує зміну форми її фронту.

Для зручності моделювання проведено апроксимацію чисельних даних праці і побудовано поверхні безрозмірних КІН  $Y_{A(C)} = K_{A(C)} / \sigma_{bg} \sqrt{\pi a}$  залежно від нормалізованої глибини тріщини  $a/D$  (рис. 5.5).

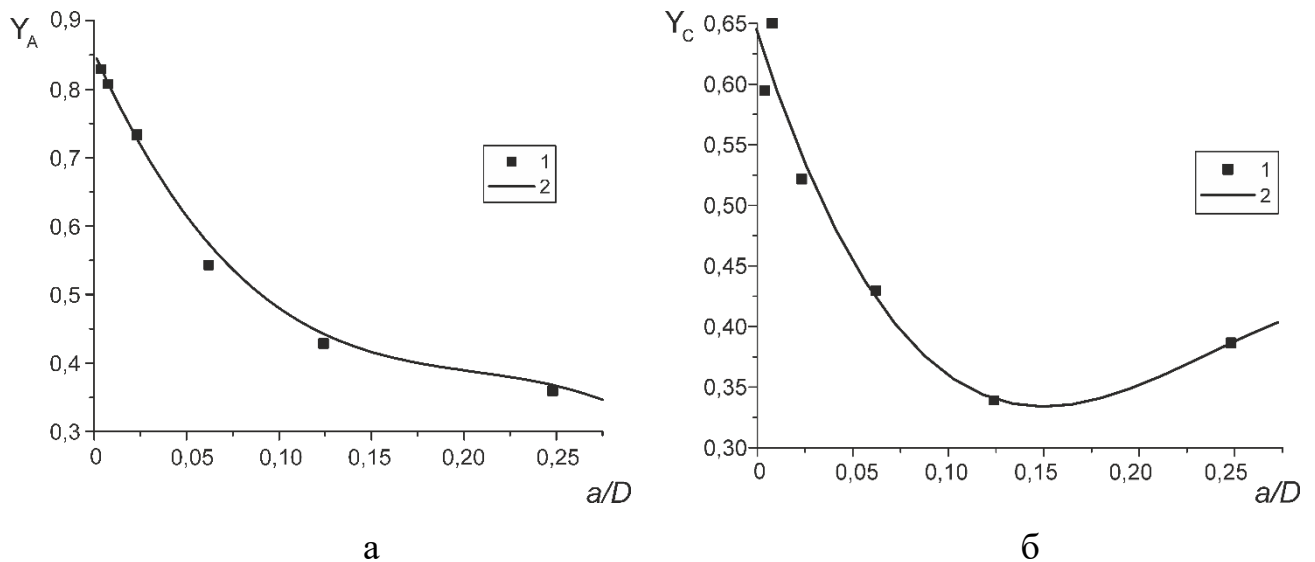


Рис. 5.5. Поправкові функції для найглибшої т. А (а) та поверхневої т. С (б) для півеліптичної тріщини

Ріст поверхневої втомної тріщини в осі в радіальному (т. А) і коловому (т. С) напрямках визначали із системи рівнянь типу Періса:

$$\begin{cases} \frac{da}{dN} = C(\Delta K_A)^m, \\ \frac{dc}{dN} = C(\Delta K_C)^m; \end{cases} \quad (5.5)$$

де  $K_A$ ,  $K_C$  – КІН нормального відриву відповідно в т. А і т. С фронту тріщини.

Для моделювання РВТ використовували параметри циклічної тріщиностійкості  $C$  та  $m$ , визначені експериментально (див. розділ 4). Геометричні параметри тріщини відповідали експлуатаційним.

На основі запропонованої методики змодельовано підростання поверхневої втомної тріщини в осі колісної пари з урахуванням зміни співвідношення півосей еліпса та параметрів циклічної тріщиностійкості (табл. 5.2).

Таблиця 5.2.

Параметри циклічної тріщиностійкості сталі ОСЛ

$R$	Радіус вирізання	$C, \frac{\text{м/цикл}}{(\text{МПа}\sqrt{\text{м}})^m}$	$m$
1	2	3	4
0	A	$2,26 \cdot 10^{-12}$	3,923
	B	$3,22 \cdot 10^{-15}$	5,615
	C	$5,34 \cdot 10^{-13}$	4,273
-1	A	$1,86 \cdot 10^{-13}$	4,911
	B	$3,87 \cdot 10^{-13}$	4,325
	C	$2,35 \cdot 10^{-13}$	4,710

Отримано кінцеві глибини поверхневої втомної тріщини (рис. 5.6).

Порівнюючи результати, одержані за запропонованою методикою з урахуванням структурно-механічної неоднорідності матеріалу та в припущенні гомогенного матеріалу, слід зазначити, що залишкова довговічність осі для асиметрії навантажування  $R = -1$  дає значення залишкової довговічності, які у 1,05 разів менші значень одержаних в припущенні гомогенного матеріалу для критичної довжини тріщини  $a_{crit} = 50,8$  мм. Залишкова довговічність осі для асиметрії навантажування  $R = 0$  має занижені значення залишкової

довговічності, які на 7% нижчі за значення одержані в припущенні гомогенного матеріалу. Дані для інших значень довжини тріщини наведено в табл. 5.3.

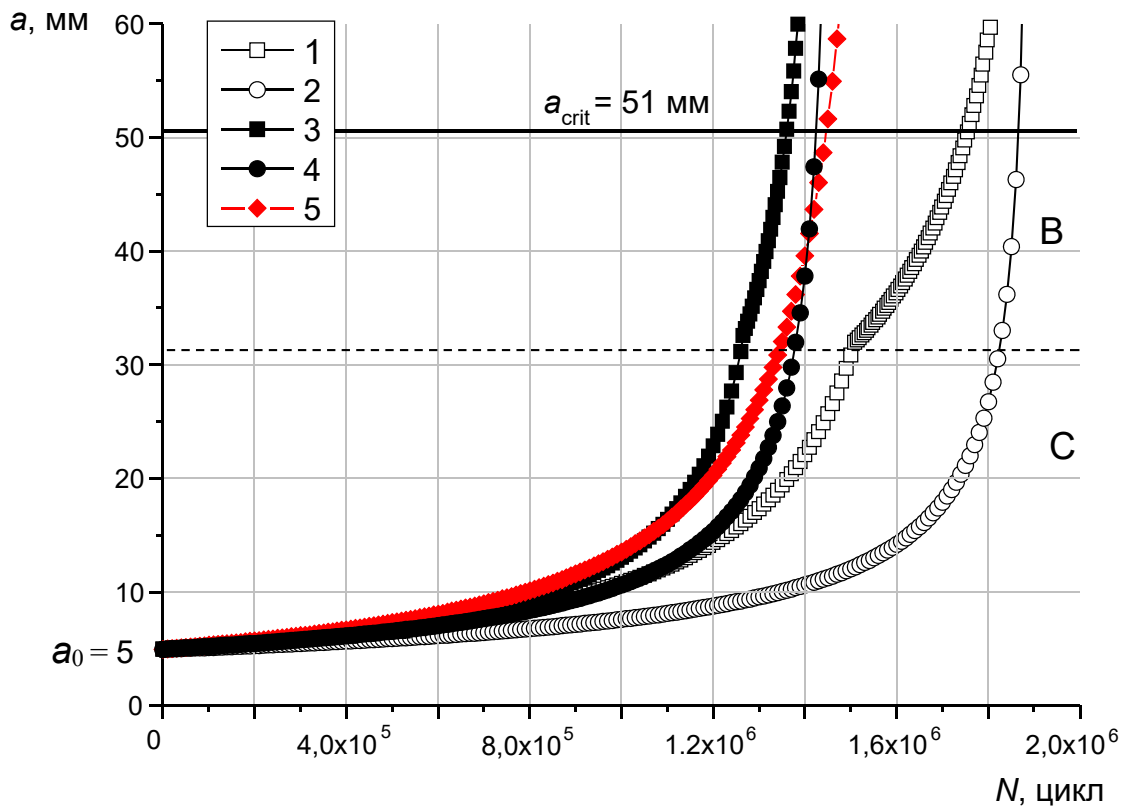


Рис. 5.6. Залежність глибини тріщини від кількості циклів навантаження з врахуванням структурної неоднорідності матеріалу (1, 3) та в припущенні гомогенного матеріалу (2, 4, 5 – за даними О.П. Ясній, 2008) при  $R = 0$  (1, 2),  $R = -1$  (3, 4) і блочному навантаженні (5)

Порівнюючи результати, одержані за пропонованою спрощеною методикою та із урахуванням спектру навантажування, слід зазначити що залишкова довговічність осі для асиметрії навантажування  $R = -1$  дає завищені значення залишкової довговічності, які у 1,1 раз більші значень одержаних за випадкового спектру.

Залишкова довговічність осі для асиметрії навантажування  $R = 0$  має занижені значення залишкової довговічності, які на 12% нижчі за значення одержані за випадкового спектру. Проте, у даному випадку, оскільки всі

неточності методу йдуть у запас, а дані є близькими, такий спосіб обчислення залишкової довговічності дає задовільний результат.

Таблиця 5.3.

Довговічність осі колісної пари, визначена згідно запропонованої методики відносно базової (в припущенні гомогенного матеріалу)

$R$	$a$ , мм	$N/N_0$
0	51	0,943
	40	0,894
	30	0,820
	20	0,786
-1	51	0,954
	40	0,936
	30	0,915
	20	0,903

Таким чином, хоч дані є близькими, запропонований спосіб обчислення залишкової довговічності дає більш консервативну оцінку залишкового ресурсу осей і може бути пропонується для інженерного використання (у першому наближенні).

Цікавим з точки зору механіки руйнування є зниження інтенсивності підростання тріщини, що спостерігається за довжини тріщини більше 30 мм за асиметрії циклу навантажування  $R = 0$ . Цей результат дозволяє припустити, що підвищення жорсткості експлуатованих буксових вузлів може забезпечити їх залишковий ресурс. Проте, більш глибокий аналіз цього явища потребує подальших досліджень.

Розроблено методику визначення залишкової довговічності осей колісних пар на основі аналізу НДС буксового вузла з півеліптичною тріщиною із урахуванням зміни форми фронту тріщини та експериментально одержаних характеристик циклічної тріщиностійкості. Методика дає можливість визначити

параметри довжини тріщини для заданої кількості циклів навантаження і значення довговічності для заданої допустимої глибини тріщини.

### 5.3 Висновки до розділу

1. Результати оцінювання залишкової довговічності осі залізничного транспорту отримані на основі розробленої вище методики складають теоретичну основу для прогнозування імовірності руйнування осей під час експлуатації, підвищення надійності їх роботи. Крім того вона дозволяє вирішити наступні практичні задачі на етапі проектування:

- оцінити ресурс гарантовано безпечної експлуатації осей із урахуванням очікуваних дефектів та умов навантажування;
- встановити допустимий рівень пошкодженості за експлуатаційного спектру навантажень;
- забезпечити вибір матеріалу із заданим комплексом характеристик циклічної тріщиностійкості із урахування градієнту структури осі;
- оцінити степінь їх небезпеки та розробити оптимальні режими експлуатації осей за даними методів неруйнівного контролю визначати параметри існуючих дефектів на етапі експлуатації;
- обґрунтовувати черговість та обсяг оглядів та контролю і своєчасного виявлення дефектів;
- обґрунтовувати можливість подальшої експлуатації осі колісної пари із виявленими тріщинами.

2. Практичне застосування запропонованої методики сприяє підвищенню безпеки експлуатації та надійності осей колісних пар. Обґрунтований вибір норм допустимих дефектів при виготовленні та експлуатації осей колісних пар локомотивів дозволяє виявляти пошкодження та запобігати виникненню аварійних ситуацій та більш повно використовувати ресурс цих важко

навантажених деталей за рахунок оптимізації режимів їх експлуатації за усталеного росту втомних тріщин.

## ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

У дисертації наведено теоретичне узагальнення і вирішення наукової задачі, що полягає у виявленні основних закономірностей впливу експлуатаційних факторів та структурно-механічної неоднорідності на циклічну тріщиностійкість матеріалу осі залізничної колісної пари – сталі ОСЛ – і уточненні методики прогнозування залишкового ресурсу осі.

1. Розроблено методику експериментального дослідження циклічної тріщиностійкості матеріалу осей колісних пар за одновісного пульсівного і симетричного циклу навантаження та нерегулярного навантаження і обробки результатів експериментальних досліджень.
2. Виявлено основні закономірності втомного руйнування матеріалу залізничної осі – сталі ОСЛ. За асиметрії циклу навантажування  $R = -1$  швидкість росту втомної тріщини є в 2...4 рази вищою, ніж за асиметрії  $R = 0$  за однакових значень розмаху коефіцієнту інтенсивності напружень.
3. Досліджено та систематизовано мікромеханізми поширення втомної тріщини у сталі ОСЛ. За невеликих значень розмаху КІН поверхня руйнування зразка сформована терасами із борозенковим рельєфом, із збільшенням довжини тріщини зростає частка в'язкої (ямкової) складової. Зона передруйнування зразка має ознаки в'язкого руйнування із відривом включень від матриці матеріалу та формуванням ямкового рельєфу. Запропоновано фізико-механічну інтерпретацію морфології рельєфу на різних етапах поширення втомної тріщини для зразків вирізаних з поверхні, внутрішніх та центральних шарів осі.
4. Вдосконалено і автоматизовано метод визначення висоти мікронерівностей поверхні з допомогою псевдостереопари, що дозволяє використовувати її для визначення геометрії зони старту тріщини в'язкого відриву. Проаналізовані фактори, що впливають на достовірність обчислення висоти мікронерівностей поверхні запропонованим методом.

5. Досліджено вплив кліматичних температур на ударну в'язкість зразків Шарпі, вирізаних з осі колісної пари на різних відстанях від її центру. Визначено стабільність динамічного деформування та руйнування зразків за температур 20°C та -40°C на мікро-, мезо- та макрорівнях. Виявлено взаємозв'язок між висотою губ зсуву та енергоємністю поширення тріщини.
6. Запропоновано методику оцінювання залишкової довговічності осі колісної пари з півеліптичним тріщиноподібним дефектом, яка ґрунтується на підходах лінійної механіки руйнування і характеристиках циклічної тріщиностійкості матеріалу з урахуванням його структурно-механічної неоднорідності та зміні фронту тріщини.



## СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Дослідження деградації матеріалу осі колісної пари локомотива після експлуатації [Текст] / О. П. Ясній, Т. Вухерер, Ю. І. Пиндус, А. П. Сорочак, Р. Т. Біщак // Вісник Тернопільського національного технічного університету. Спец. випуск. – Ч. 2. – 2011. – С. 105-112.
2. In-service damage of railway steel axles [Text] / O. Yasniy, T. Vuherer, Y. Pyndus, A. Sorochak, I. Samardžić // Technical Gazette. – 2011. – Vol. 18, № 1. – P. 87-90.
3. Вплив температури на ударну в'язкість та динамічну тріщиностійкість сталі 25X1M1Ф [Текст] / П. О. Марущак, Р. Т. Біщак, В. Гліха, А. П. Сорочак // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2010. – Том 46, № 4. – С. 118-121.
4. Фрактодіагностика множинних експлуатаційних та технологічних тріщиноподібних дефектів [Текст] // П. О. Марущак, Г. М. Данилишин, І. Б. Окіпний, А. П. Сорочак / Машинознавство. – № 3-4. – 2011. – С. 40-44.
5. Maruschak, P. O. Stereoscopic Analysis of the Stretch Zone of a Steel Specimen Cut Out of a Railway Axle and Tested for Static Fracture Toughness [Text] / P. O. Maruschak, A. P. Sorochak, I. V. Konovalenko // Journal of Failure Analysis and Prevention. – 2015. – Vol. 15, Issue 3. – P. 436-440.
6. Assessment of lifetime of railway axle [Text] / O. Yasniy, Y. Lapusta, Y. Pyndus, A. Sorochak, V. Yasniy // International Journal of Fatigue. – Vol. 50. – 2013. – P. 40-46.
7. Sorochak, A. Cyclic fracture toughness of railway axle and mechanisms of its fatigue fracture [Text] / A. Sorochak, P. Maruschak, O. Prentkovskis // Transport and Telecommunication. – 2015. – Vol. 16, № 2. – P. 158-166.
8. Maruschak, P. Effect of Load Ratio on Fatigue Failure Micromechanisms of Railway Axle Steel [Text] / P. Maruschak, A. Sorochak, S. Panin // Applied Mechanics and Materials. – 2015. – Vol. 770. – P. 209-215.
9. Ясній, О. П. Імовірнісна оцінка довговічності осі колісної пари електропотяга [Текст] / О. П. Ясній, Ю. І. Пиндус, А. П. Сорочак // Механіка

- руйнування матеріалів і міцність конструкцій / Під заг. ред. В. В. Панасюка. – Львів: Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка НАН України, 2009. – С. 433-438.
10. Probabilistic Modelling of Fatigue Crack Growth in Railway Axle [Text] / O. Yasniy, Y. Pyndus, A. Sorochak, V. Yasniy // 18th European Conference on Fracture: Fracture of Materials and Structures from Micro to Macro Scale. Book of Abstracts (August 30 - September 3). – Dresden, 2010. – P. 373.
  11. Kardomateas, G. A. Predicting the effects of load ratio on the fatigue crack growth rate and the fatigue threshold [Text] / G. A. Kardomateas, R. L. Carlson // Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures. – 1998. – Vol. 21. – P. 411-423.
  12. Paris, P. C. A critical analysis of crack propagation laws [Text] / P. C. Paris, F. Erdogan // Journal of Basic Engineering (Trans ASME). – 1963. – D85. – P. 528-534.
  13. Iost, A. The effect of load ratio on the  $m$ - $\ln C$  relationship [Text] / A. Iost // International Journal of Fatigue. – 1991. – Vol. 13. – P. 25-33.
  14. Walker, K. The effect of stress ratio during crack propagation and fatigue for 2024-T3 and 7075-T6 aluminium [Text] / K. Walker // ASTM STP. Effects of environment and complex load history on fatigue life / [Ed. by M.S. Rosenfeld]. – 1970. – Vol. 462. – P. 1-14.
  15. Zheng, J. Effect of stress ratio and test methods on fatigue crack growth rate for nickel based superalloy Udimet720 [Text] / J. Zheng, B. E. Powell // International Journal of Fatigue. – 1999. – Vol. 21. – P. 507-511.
  16. Elber, W. Fatigue crack closure under cyclic tension [Text] / W. Elber // Engineering Fracture Mechanics. – 1970. – Vol. 2, № 1. – P. 37-45.
  17. Elber, W. The Significance of Fatigue Crack Closure [Text] / W. Elber // ASTM STP. Damage Tolerance in Aircraft Structures / [Ed. by M. S. Rosenfeld] – 1971. – Vol. 486. – P. 230-242.

18. Механика разрушения и прочность материалов [Текст] : справ. пособие : в 4 т. / Под общей ред. Панасюка В. В. Т. 4. Усталость и циклическая трещиностойкость конструкционных материалов / О. Н. Романив, С. Я. Ярема, Г. Н. Никифорчин. – К. : Наукова думка, 1990. – 680 с.
19. Трощенко, В. Т. Предельное состояние металлов с трещинами при циклическом нагружении: Прогнозирование долговечности с учетом стадии нестабильного развития усталостных трещин [Текст] / В. Т. Трощенко, В. В. Покровский, П. В. Ясний, В. Г. Каплуненко. – К. : Ин-т проблем прочности, 1988. – 29 с. – (Препринт / АН УРСР, Ин-т проблем прочности, 1988).
20. Покровский, В. В. Предельное состояние металлов с трещинами при циклическом нагружении: Модель и методы определения вязкости разрушения конструкционных сплавов при циклическом нагружении [Текст] / В. В. Покровский, П. В. Ясний, В. Г. Каплуненко. – К. : Ин-т проблем прочности, 1988. – 49 с. – (Препринт / АН УРСР, Ин-т проблем прочности, 1988).
21. Carlson, R. L. Effects of compressive load excursions on fatigue crack growth [Text] / R. L. Carlson, G. A. Kardomateas // International Journal of Fatigue. – 1994. – Vol. 16. – P. 141-146.
22. Silva, F. S. The importance of compressive stresses on fatigue crack propagation rate [Text] / F. S. Silva // International Journal of Fatigue. – 2005. – Vol. 27. – P. 1441-1452.
23. Xiong, Y. Examination of fatigue crack driving force parameter [Text] / Y. Xiong, J. Katsuta, K. Kawano, T. Sakiyama // Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures. – 2008. – Vol. 31. – P. 754-765.
24. Zhang, J. The compressive stress effect on fatigue crack growth under tension-compression loading [Text] / J. Zhang, X. D. He, Y. Sha, S. Y. Du // International Journal of Fatigue. – 2010. – Vol. 32, № 2. – P. 361-367.
25. ASTM E647-15. Standard test method for measurement of fatigue crack growth rates [Text] – West Conshohocken : ASTM International, 2015. – 48 p.

26. Plekhov, O. A. Theoretical analysis, infrared and structural investigations of energy dissipation in metals under cyclic loading [Text] / O. A. Plekhov, N. Saintier, T. Palin-Luc, S. V. Uvarov [et al.] // *Materials Science and Engineering*. – 2007. – Vol. 462. – P. 367-369.
27. Panin, V. E. Stages of multiscale fatigue cracking as a nonlinear rotational autowave process [Text] / V. E. Panin, T. F. Elsukova, Y. F. Popkova // *Physical Mesomechanics*. – 2011. – Vol. 14. – P. 112-123.
28. Varfolomeev, I. Effect of specimen geometry on fatigue crack growth rates for the railway axle material EA4T [Text] / I. Varfolomeev, M. Luke, M. Burdack // *Engineering Fracture Mechanics*. – 2011. – Vol. 78, № 5. – P. 742-753.
29. Benz, C. Fatigue crack growth testing at negative stress ratios: discussion on the comparability of testing results [Text] / C. Benz, M. Sander // *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. – 2014. – Vol. 37. – P. 62-71.
30. Silva, F. S. Crack closure inadequacy at negative force ratios [Text] / F. S. Silva // *International Journal of Fatigue*. – 2004. – Vol. 26. – P. 241-252.
31. Zhang, J. Analysis of the effects of compressive stresses on fatigue crack propagation rate [Text] / J. Zhang, X. He, S. Du // *International Journal of Fatigue*. – 2007. – Vol. 29. – P. 1751-1756.
32. Pommier, S. Influence of negative R-ratio on the creep fatigue behavior of the N18 nickel base superalloy [Text] / S. Pommier, C. Prioul, P. Bompard // *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. – 1997. – Vol. 20. – P. 93-107.
33. Romeiro, F. F. J. Measurement of fatigue crack closure for negative stress ratio [Text] / F. F. J. Romeiro, C. A. Domingos, M. J. M. Freitas // *ASTM STP. Advances in fatigue crack closure measurement and analysis* / [Eds. R. C. McClung, J. C. Newman]. – 1999. – Vol. 1343. – P. 321-336.
34. Fonte, M. The effect of microstructure and environment on fatigue crack growth in 7049 aluminium alloy at negative stress ratios [Text] / M. da Fonte, F. Romeiro,

- M. de Freitas, S. E. Stanzl-Tschegg, E. K. Tschegg, A. K. Vasudévan // International Journal of Fatigue. – 2003. – Vol. 25, № 9-11. – P. 1209-1216.
35. Fonte, M. Environment effects and surface roughness on fatigue crack growth at negative R-ratios [Text] / M. Fonte, F. Romeiro, M. Freitas // International Journal of Fatigue. – 2007. – Vol. 29. – P. 1971-1977.
  36. Rice, J. R. Mechanics of crack tip deformation and extension by fatigue [Text] / J. R. Rice // ASTM STP. Fatigue crack propagation / [Ed. by J. Grosskreutz]. – 1967. – Vol. 415. – P. 247-311.
  37. McClung, R. C. Crack closure and plastic zone sizes in fatigue [Text] / R. C. McClung // Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures. – 1991. – Vol. 14. – P. 445-468.
  38. Noroozi, A. H. A study of the stress ratio effects on fatigue crack growth using the unified two-parameter fatigue crack growth driving force [Text] / A. H. Noroozi, G. Glinka, S. Lambert // International Journal of Fatigue. – Vol. 29. – 2007. – P. 1616-1633.
  39. Noroozi, A. H. A two parameter driving force for fatigue crack growth analysis [Text] / A. H. Noroozi, G. Glinka, S. Lambert // International Journal of Fatigue. – Vol. 27. – 2005. – P. 1277-1296.
  40. Pommier, S. Bauschinger effect of alloys and plasticity induced crack closure: a finite element analysis [Text] / S. Pommier, P. Bompard // Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures. – 1999. – Vol. 23. – P. 129-139.
  41. Shaniavski, A. A. Fractal dimensions for fatigue fracture surfaces performed on micro- and meso-scale levels [Text] / A. A. Shaniavski, M. A. Artamonov // International Journal of Fracture. – 2004. – Vol. 128, № 1. – P. 309-314.
  42. Shanyavskiy, A. A. Fractal dimensions for fatigue fracture surfaces performed on micro- and meso-scale levels [Text] / A. A. Shaniavski // Engineering Fracture Mechanics. – 2013. – Vol. 110. – P. 350-363.
  43. Шанявский, А. А. Ротационная неустойчивость деформации и разрушения металлов при распространении усталостных трещин на мезоскопическом

- масштабном уровне. I. Процессы пластической деформации в вершине трещины [Текст] / А. А. Шанявский // Физическая мезомеханика. – 2001. – Т. 4, № 1. – С. 73-80.
44. Панин, В. Е. Структурные уровни деформации твердых тел [Текст] / В. Е. Панин, В. А. Лихачев, Ю. В. Гриняев. – Новосибирск: Наука, 1985. – 229 с.
45. Физическая мезомеханика и компьютерное конструирование материалов [Текст] : в 2 т. / Под ред. В. Е. Панина. – Новосибирск : Наука, 1995. – Т. 1. – 298 с.; Т. 2. – 320 с.
46. Панин, В. Е. Основы физической мезомеханики [Текст] / В. Е. Панин // Физическая мезомеханика. – 1998. – Т. 1, № 1. – С. 5-22.
47. Шанявский, А. А. Ротационная неустойчивость деформации и разрушения металлов при распространении усталостных трещин на мезоскопическом масштабном уровне. II. Механизмы разрушения [Текст] / А. А. Шанявский // Физическая мезомеханика. – 2001. – Т. 4, № 1. – С. 81-95.
48. Иванова, В. С. Количественная фрактография. Усталостное разрушение [Текст] / В. С. Иванова, А. А. Шанявский. – Челябинск : Metallurgia, 1988. – 400 с.
49. Ishii, H. AFM fractography of fatigued aluminum alloy [Text] / H. Ishii, S. J. Choi, K. Tohgo // Progress in Mechanical Behaviour of Metals: Proceedings of the 8th International Conference on the Mechanical Behaviour of Materials (Victoria, B.C., Canada, May 16-21, 1999) / University of Victoria. – Victoria, 1999. – Vol. 1. – P. 73-78.
50. Laird, C. The Influence of Metallurgical Structure on the Mechanisms of Fatigue Crack Propagation [Text] / C. Laird // ASTM STP. Fatigue Crack Propagation / [Ed. by J. Grosskreutz]. – 1967. – Vol. 415. – P. 131-168.
51. Schwalbe, K.-H. Basic engineering methods of fracture mechanics and fatigue [Text] / K.-H. Schwalbe. – Berlin : Pergamon Press, 2001. – 165 p.

52. Трощенко, В. Т. Деформирование и разрушение металлов при многоцикловом нагружении [Текст] / В. Т. Трощенко. – К. : Наукова думка, 1981. – 344 с.
53. Zhu, X.-K. Review of fracture toughness (G, K, J, CTOD, CTOA) testing and standardization [Text] / X.-K. Zhu, J. A. Joyce. // Engineering Fracture Mechanics. – Vol. 85. – 2012. – P. 1-46.
54. Справочник по коэффициентам интенсивности напряжений [Текст] : в 2 т. Т. 2. / Под ред. Ю. Мураками; [пер. с англ.] – М. : Мир, 1990. – 1016 с.
55. Справочник по коэффициентам интенсивности напряжений [Текст] : в 2 т. Т. 1 / Под ред. Ю. Мураками; [пер. с англ.] – М. : Мир, 1990. – 448 с.
56. Механическое поведение материалов при различных видах нагружения [Текст] / В. Т. Трощенко, А. А. Лебедев, В. А. Стрижало, Г. В. Степанов, В. В. Кривенюк. – К. : Логос, 2000. – 571 с.
57. Rice, J. R. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentrations by notches and cracks [Text] / J. R. Rice // Journal of Applied Mechanics. – Vol. 35. – 1968. – P. 379-386.
58. Gdoutos, E. E. Fracture Mechanics: an introduction [Text] / E. E. Gdoutos. – Dordrecht: Kluwer Academic Publishers, 1993. – 154 p.
59. Kobayashi, A. S. A numerical investigation on the use of J-integral [Text] / A. S. Kobayashi, S. T. Chiu, R. Beeuwkes // Engineering Fracture Mechanics. – 1973. – Vol. 5. – P. 293-305.
60. Anderson, T. L. Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications [Text] / T. L. Anderson [3rd edition]. – Miami: CRC Press, 2005. – 640 p.
61. Махутов, Н. А. Деформационные критерии разрушения и расчет элементов конструкций на прочность [Текст] / Н. А. Махутов – М. : Машиностроение, 1981. – 272 с.
62. Трощенко, В. Т. Трещиностойкость металлов при циклическом нагружении [Текст] / В. Т. Трощенко, В. В. Покровский, А. В. Прокопенко. – К. : Наукова думка, 1987. – 256 с.

63. James, M. A. The effect of crack tunneling on crack growth: experiments and CTOA analyses [Text] / M. A. James, J. C. Newman Jr. // Engineering Fracture Mechanics. – Vol. 70, № 3-4. – 2003. – P. 457-468.
64. Newman Jr., J.C. A review of the CTOA/CTOD fracture criterion [Text] / J. C. Newman Jr., M. A James, U. Zerbst. // Engineering Fracture Mechanics. – Vol. 70, № 3-4. – 2003. – P. 371-385.
65. Zerbst, U. Fracture mechanics in railway applications – an overview [Text] / U. Zerbst, K. Maedler, H. Hintze // Fracture Mechanics. – 2005. – Vol. 72. – P. 163-194.
66. Smith, R. A. A brief historical overview of the fatigue of railway axles [Text] / R. A. Smith, S. Hillnansen // Proceedings of Institute of Mechanical Engineering. Part F: Journal of Rail and Rapid Transit. – 2004. – Vol. 218. – P. 267-277.
67. Gerdun, V. Failures of bearings and axles in railway freight wagons [Text] / V. Gerdun, T. Sedmak, V. Sinkovec, I. Kovse, B. Cene // Engineering Failure Analysis. – 2007. – Vol. 14. – P. 884-894.
68. Hirakawa, R. The analysis and prevention of failure in railway axles [Text] / R. Hirakawa, K. Toyama, M. Kubota // International Journal of Fatigue. – 1998. – Vol. 20. – P. 135-144.
69. Gravier, N. Predicting the life of railway vehicle axles [Text] / N. Gravier, J-J. Viet, A. Leluan // Proceedings of the 12th International Wheelset Congress (Quigdao, China, 21-25 September 1998). – Quigdao, 1998. – P. 133-146.
70. Причины образования дефектов на поверхности железнодорожных осей [Текст] / Г. В. Левченко [и др.] // Теория и практика металлургии. – 2012. – № 5-6. – С. 97-101.
71. Качество поверхности железнодорожных осей [Текст] / Г. В. Левченко [и др.] // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2013. – № 1. – С. 48-52.
72. Криворучко, В. Н. Система автоматического неразрушающего контроля осей колёсных пар вагонов – оптимальное решение от отечественного



- производителя [Текст] / В. Н. Криворучко, А. В. Джаганян, А. В. Дидык // Доповіді 9-ої конф. «Неруйнівній контроль», 2007. – С. 37-41.
73. Цомук, С. Р. Новые технологии и средства ультразвукового контроля колесных пар вагонов [Текст] / С. Р. Цомук // Вагонный парк. – 2011. – № 8. – С. 46-49.
74. Hirakawa, K. On the fatigue design method for high speed railway axles [Text] / K. Hirakawa, K. Masanobu // Proceedings of the 12th International Wheelset Congress (Quigdao, China, 21-25 September 1998). – Quigdao, 1998. – P. 477-482.
75. Railway accident at Rickerscote [Electronic resource] : A report of the Investigation into the derailment of a freight train and the subsequent collision with a travelling post office train on 8 March 1996 / HM Railway Inspectorate. – Text and graphics data. – Mode of access: [http://www.railwaysarchive.co.uk/documents/HSE\\_Rickerscote1996.pdf](http://www.railwaysarchive.co.uk/documents/HSE_Rickerscote1996.pdf). – Title from a screen. – Access date: 16.05.14.
76. Railway investigation report R04V0173 [Electronic resource] : Main-track train derailment / Transportation Safety Board of Canada. – Text and graphics data. – Mode of access: <http://www.tsb.gc.ca/eng/rappports-reports/rail/2004/r04v0173/r04v0173.pdf>. – Title from a screen. – Access date: 21.05.14.
77. Railway investigation report R10T0035 [Electronic resource] : Main-track train derailment / Transportation Safety Board of Canada. – Text and graphics data. – Mode of access: <http://www.tsb.gc.ca/eng/rappports-reports/rail/2010/r10t0035/r10t0035.pdf>. – Title from a screen. – Access date: 21.05.14.
78. Состояние и анализ безопасности на железных дорогах Украины. Пути развития средств неразрушающего контроля [Электронный ресурс] : сайт УкрНИИНК / А. Ф. Гаврилюк, Т. А. Рябец. – Текст. и граф. дан. – К., 2010. – Режим доступа: [http://www.autondt.com/5\\_article.html](http://www.autondt.com/5_article.html). – Загл. с экрана. – Дата обращения: 11.10.13.

79. Названа причина аварии на железной дороге в Черкасской области [Электронный ресурс] : Информационное агенство «Униан». – Текст. и граф. дан. – К., 2014. – Режим доступа: <http://www.unian.net/politics/954278-nazvana-prichina-avarii-na-jeleznoy-doroge-v-cherkasskoj-oblasti.html> – Загл. с экрана. – Дата обращения: 15.10.14.
80. Bayraktar, M. Reliability and fatigue life evaluation of railway axles [Text] / M. Bayraktar, N. Tahrali, R. Guclu // Journal of Mechanical Science and Technology. – 2010. – Vol. 24, № 3. – P. 671-679.
81. Dikmen, F. Railway axle analyses: Fatigue damage and life analysis of rail vehicle axle [Text] / F. Dikmen, M. Bayraktar, R. Guclu // Strojniški vestnik – Journal of Mechanical Engineering. – 2012. – Vol. 58, № 9. – P. 545-552.
82. Fatigue crack growth in railway axles: Assessment concept and validation tests [Text] / M. Luke, I. Varfolomeev, K. Lutkepohl, A. Esderts // Engineering fracture mechanics. – 2011. – Vol. 78, № 5. – P. 714-730.
83. Watson, A. S. A method of estimating railway axle stress spectra [Text] / A. S. Watson, K. Timmis // Engineering Fracture Mechanics. – 2010. – Vol. 78. – P. 836-847.
84. ГОСТ 31373-2008. Колесные пары локомотивов и моторвагонного подвижного состава. Расчеты и испытания на прочность [Текст] – Введ. 2009-09-01. – М. : Стандартинформ, 2009. – 11 с.
85. Dedmon, S. L. A comparison of railroad axle stress results using different design sizes, loading criteria and analysis method [Text] / S. L. Dedmon, J. M. Pilch, C. P. Lonsdale // Proceedings of 2001 ASME International Mechanical Engineering Congress and Exhibition (New York, NY, USA, 1-16 November 2001). – New York, 2001. – P. 11-16.
86. Baretta, S. Fracture mechanics and scale effects in the fatigue of railway axles [Text] / S. Baretta, A. Ghidini, F. Lombardo // Engineering Fracture Mechanics. – 2005. – Vol. 72. – P. 195-208.

87. Stichel, S. Fatigue life prediction for an Strain bogie [Text] / S. Stichel, K. Knothe // Vehicle System Dynamics Supplement. – 1998. – Vol. 28. – P. 390-403.
88. Chen, W. A design-driven validation approach using Bayesian prediction models [Text] / W. Chen, Y. Xiong // Journal of Mechanical Design. – 2008. – Vol. 130, № 5. – P. 5-17.
89. Zerbst, U. The development of a damage tolerance concept for railway components and its demonstration for a railway axle [Text] / U. Zerbst, M. Vormwald, C. Andersch [et al.] // Engineering Fracture Mechanics. – 2005. – Vol. 72, № 2. – P. 209-239.
90. Application of fatigue crack growth algorithms to railway axles and comparison of two steel grades [Text] / S. Beretta, M. Carboni, S. Cantini, A. Ghidini // Journal of Rail Rapid Transit. – 2004. – Vol. 218. – P. 317–326.
91. Varfolomeev, I. V. Modelling of fracture of cracked structural elements with the use of probabilistic methods [Text] / I. V. Varfolomeev, O. P. Yasniy // Material Science. – 2008. – Vol. 44. – P. 87-96.
92. Beretta, S. Experiments and stochastic model for propagation lifetime of railway axles [Text] / S. Beretta, M. Carboni // Engineering Fracture Mechanics. – 2006. – Vol. 73. – P. 2627–2641.
93. Madia, M. An investigation on the influence of rotary bending and press fitting on stress intensity factors and fatigue crack growth in railway axles [Text] / M. Madia, S. Beretta, U. Zerbst // Engineering Fracture Mechanics. – 2008. – Vol. 75. – P. 1906–1920.
94. Černý, I. Effects of different microstructure on resistance of EA4T railway axle steel of equal strength to fatigue crack growth [Text] / I. Černý, V. Linhart // Key Engineering Materials. – 2013. – Vol. 63. – P. 592-593.
95. Alihosseini, H. Modeling and failure analysis of a broken railway axle: effects of surface defects and inclusions [Text] / H. Alihosseini, K. Dehghani // Journal of Failure Analysis and Prevention. – 2010. – Vol. 10. – P. 233-239.

96. The radial hardness-profile and the microstructure of railroad car axle materials treated by surface rolling, determined by novel examination methods [Text] / T. Berecz, L. Balogh, I. Meszaros, A. Steinbach // *Materials Science and Engineering*. – 2014. – Vol. 592. – P. 95-101.
97. Carboni, M. Effect of probability of detection upon the definition of inspection intervals of railway axles [Text] / M. Carboni, S. Beretta // *Journal of Rail Rapid Transit*. – 2007. – Vol. 221. – P. 409-417.
98. Трансформация дендритной структуры при производстве железнодорожных осей [Текст] / Г. В. Левченко [и др.] // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2008. – № 2. – С. 74-76.
99. Формирование микроструктуры железнодорожных осей на различных этапах их производства [Текст] / Г. В. Левченко [и др.] // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2009. – № 3. – С. 43-46.
100. Влияние деформированного состояния заготовок на однородность микроструктуры железнодорожных осей [Текст] / Г. В. Левченко [и др.] // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2010. – № 3. – С. 70-75.
101. Особенности формирования структуры стали 45 для железнодорожных осей при высокотемпературном нагреве [Текст] / В. В. Мосыпан [и др.] // *Сталь*. – 2012. – № 7. – С. 54-56.
102. Влияние температурно-временных параметров нагрева заготовок из непрерывнолитого металла на формирование структуры железнодорожных осей [Текст] / Г. В. Левченко [и др.] // *Теория и практика металлургии*. – 2013. – № 1-2. – С. 106-110.
103. Вакуленко, І. О. Аналіз процесів структурних змін в металі залізничної осі за циклічного навантаження [Текст] / І. О. Вакуленко, М. А. Грищенко // *Вісник національного університету «Львівська політехніка»*. – 2009. – № 642. – С. 69-73.

104. Анализ влияния технологических схем деформации на качество осевого металла ОАО НТМК [Текст] / Ю. П. Петренко, В. Ф. Мюнх, А. А. Богатов, Д. А. Витькин // *Металлург.* – 2009. – № 10. – С. 55-57.
105. Zerbst, U. Parameters affecting the damage tolerance behaviour of railway axles [Text] / U. Zerbst, M. Schödel, H. T. Beier // *Engineering Fracture Mechanics.* – 2011. – Vol. 78, № 5. – P. 793-809.
106. Johnson, W. S. Multi-parameter yield zone model for predicting spectrum crack growth [Text] / W. S. Johnson // *ASTM STP. Methods and Models for Predicting Fatigue Crack Growth under Random Loading* / [Eds. J. B. Chang, C. M. Hudson] – 1981. – Vol. 748. – P. 85-102.
107. Marushchak, P. O. Impact toughness of specimens cut out from the rollers of machines for continuous casting of blanks with fused layers [Text] / P. O. Marushchak, R. T. Bishchak, T. Vuherer, V. B. Hlad'о // *Materials Science.* – 2013. – Vol. 48, № 6. – P. 704-714.
108. ISO 14556:2000/Amd 1:2006. Metallic materials : Charpy V-notch pendulum impact test – Instrumented test method [Text]. – 2006. – 23 p.
109. Влияние температуры и скорости нагружения на энергию зарождения и распространения трещин в образцах Шарпи из углеродистых сталей [Текст] / В. В. Харченко, Е. А. Кондряков, В. Н. Жмака [и др.] // *Проблемы прочности.* – 2006. – № 5. – С. 120–127.
110. Maruschak, P. O. Laws governing the dynamic fracture of two-layer bimetallic composites [Text] / P. O. Maruschak, R. T. Bishchak, T. Vuherer // *Metallurgist.* – 2011. – Vol. 55. – P. 444-449.
111. Fracture of high-nitrogen 05Kh20G10N3AMF steel during impact loading [Text] / V. M. Blinov, L. R. Botvina, M. R. Tyutin, I. O. Bannykh, E. V. Blinov // *Russian Metallurgy (Metally).* – 2012. – № 3. – P. 239-247.
112. Yamamoto, I. Effect of loading rate on absorbed energy and fracture surface deformation in a 6061-T651 aluminium alloy [Text] / I. Yamamoto,

- T. Mukaiyama, K. Yamashita, Z. M. Sund // *Engineering Fracture Mechanics*. – 2004. – Vol. 71, № 9-10. – P. 1255-1271.
113. ГОСТ 25.506-85. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при статическом нагружении [Текст] – Введ. 1985-01-01. – М.: Изд-во стандартов, 1985. – 62 с.
114. ASTM E399-12e3. Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness  $K_{Ic}$  of Metallic Materials [Text] – West Conshohocken : ASTM International, 2012. – 58 p.
115. Лебедев, А. А. Определение поврежденности конструкционных материалов по параметрам рассеяния характеристик твердости [Текст] / А. А. Лебедев, Н. Р. Музыка, Н. Л. Волчек // *Проблемы прочности*. – 2002. – № 4. – С. 5-11.
116. Лебедев, А. А. Контроль текущего состояния металла труб действующих газопроводов. Метод исследования и результаты [Текст] / А. А. Лебедев, Н. Р. Музыка, Н.Л. Волчек, С.А. Недосека // *Проблемы прочности*. – 2003. – № 2. – С. 29-36.
117. ГОСТ 9450-76. Измерение микротвердости вдавливанием алмазных наконечников [Текст] – Введ. 1977-01-01. – М. : Из-во стандартов, 1976. – 33 с.
118. Deep microrelief measurement and stereo photography in scanning electron microscopy [Text] / D. A. Sakseev, E. M. Ershenko, S. V. Baryshev, A. V. Bobyl', D. V. Agafonov // *Technical Physics*. – 2011. – Vol. 56, № 1. – P. 127-131.
119. Klinger, C. Axle fracture of an ICE3 high speed train [Text] / C. Klinger, D. Bettge // *Engineering Failure Analysis*. – 2013. – Vol. 35. – P. 66-81.
120. Krasovskii, A. Y. Stereoscopic measurements of the stretched zone as an independent method for metal fracture toughness control [Text] / A. Y. Krasovskii // *Strength of Materials*. – 2000. – Vol. 32, № 5. – P. 476-479.

121. ГОСТ 4728-96. Заготовки осевые для подвижного состава железных дорог колеи 1520 мм [Текст] – Введ. 1996-01-01. – М. : Из-во стандартов, 1997. – 6 с.
122. ГОСТ 1497-84. Металлы. Методы испытаний на растяжение [Текст] – Введ. 1986-01-01. – М. : Из-во стандартов, 1985. – 28 с.
123. Гуляев, А. П. Металловедение [Текст] / А. П. Гуляев. – М : Metallurgy, 1986. – 544 с.
124. ГОСТ 5639-82. Стали и сплавы. Методы выявления и определения величины зерна [Текст] – Введ. 1983-01-01. – М. : Из-во стандартов, 1994. – 45 с.
125. ГОСТ 31334-2007. Оси для подвижного состава железных дорог колеи 1520 мм. Технические условия [Текст] – Введ. 2008-07-01. – М. : Стандартинформ, 2008. – 23 с.
126. Пиндус, Ю. Оцінка коефіцієнтів інтенсивності напружень на фронті півеліптичної тріщини осі колісної пари електропотяга [Текст] / Ю. Пиндус, Г. Сулим, О. Ясній // Машинознавство. – 2008. – Т. 133, № 7. – С. 9-13.
127. ГОСТ 30272-96. Оси черновые (заготовки профильные) для подвижного состава железных дорог колеи 1520 мм. Технические условия [Текст] – Введ. 1996-01-01. – М. : Из-во стандартов, 1997. – 16 с.
128. Strnadel B. Statistical scatter in fracture toughness and Charpy impact energy of pearlitic steel [Text] / B. Strnadel, P. Haušild // Material science and engineering. – 2008. – Vol. 486, № 1-2. – P. 208–214.
129. Interrelation between parameters of structural degradation and fracture toughness of heat-resistant steel [Text] / I. B. Okipnyi, P. O. Maruschak, R. T. Bishchak, A. P. Sorochak // Proceedings of 6<sup>th</sup> International conference «Intelligent Technologies in Logistics and Mechatronics Systems» (Panevėžys, Lithuania, May 5-6, 2011). – Kaunas, 2011. – P. 39-42.

130. Antolovich, S. D. Plastic strain localization in metals: origins and consequences [Text] / S. D. Antolovich, R. W. Armstrong // Progress in Materials Science. – 2014. – Vol. 59, № 1. – P. 1-160.
131. On the nature of low-temperature brittleness of BCC steels [Text] / V. E. Panin, L. S. Derevyagina, N. M. Lemeshev, A. V. Korznikov, A. V. Panin, M. S. Kazachenok // Physical Mesomechanics. – 2014. – Vol. 17, № 2. – P. 89-96.
132. Ray, K. K. The effect of interlamellar spacing on strength of pearlite in annealed eutectoid and hypoeutectoid plain carbon steels [Text] / K. K. Ray, D. Mondal // Acta Metallurgica et Materialia. – 1991. – Vol. 39, № 10. – P. 2201-2208.
133. Goritskii, V. M. Nature of anisotropy of impact toughness of structural steels with ferrite-pearlite structure [Text] / V. M. Goritskii, G. R. Shneyderov, M. A. Lushkin // The Physics of Metals and Metallography. – 2013. – Vol. 114, № 10. – P. 877-883.
134. Kobayashi, T. Evaluation of dynamic fracture toughness parameters by instrumented Charpy impact test [Text] / T. Kobayashi, I. Yamamoto, M. Niinomi // Engineering Fracture Mechanics. – 1986. – Vol. 24, № 5. – P. 773-82.
135. Mechanical behaviour of material of thermal power plant steam superheater collector after exploitation [Text] / O. Yasniy, T. Vuherer, V. Yasniy, A. Sobchak, A. Sorochnik // Engineering Failure Analysis. – 2013. – Vol. 27. – P. 262-271.
136. Khokhlov, M. Multi-scale stereo-photogrammetry system for fractographic analysis using scanning electron microscopy [Text] / M. Khokhlov, A. Fischer, D. Rittel // Experimental Mechanics. – 2012. – Vol. 52. – P. 975-991.
137. Toughness and failure of heat resistant steel before and after hydrogenation [Text] / P. V. Yasniy, I. B. Okipnyi, P. O. Maruschak, R. T. Bishchak, A. P. Sorochnik // Theoretical and Applied Fracture Mechanics. – 2011. – Vol. 56. – P. 63-67.



138. Krasowsky, A. J. On a relationship between stretched zone parameters and fracture toughness of ductile structural steels [Text] / A. J. Krasowsky, V. A. Vainshtok // *International Journal of Fracture*. – 1981. – Vol. 17. – P. 579-592.
139. Stepanenko, V. A. Stereofractographic investigation of the zone of static advance and the dynamic jump of a fatigue crack in casing steel [Text] / V. A. Stepanenko, A. S. Shtukaturova, P. V. Yasnyi // *Soviet Materials Science*. – 1983. – Vol. 19, № 6. – P. 550-556.
140. Maruschak, P. O. Regularities in macro- and micromechanisms of fatigue crack growth in a bimetal of continuous caster rolls [Text] / P. O. Maruschak, A. P. Sorochak, A. Menou, O. V. Maruschak // *Case Studies in Engineering Failure Analysis*. – 2013. – Vol. 1, № 2. – P. 165-170.
141. Maruschak, P. O. Cyclic crack resistance and micromechanisms of fracture of steel 25Kh1M1F [Text] / P. O. Maruschak, D. Y. Baran, A. P. Sorochak, R. T. Bishchak [et al.] // *Strength of Materials*. – 2012. – Vol. 44. – P. 410-418.
142. Shanyavskiy, A. A. Mechanism for fatigue striations as formed under variable negative R-ratio in Al-based structural alloys [Text] / A. A. Shanyavskiy, L. M. Burchenkova // *International Journal of Fatigue*. – 2013. – Vol. 50. – P. 47-56.
143. Wawszczak, J. Grain size correlation with the geometry of fracture surface profiles in polycrystalline iron by a continuous wavelet transformation method [Text] / J. Wawszczak, K. J. Kurzydłowski // *Materials Characterization*. – 2009. – Vol. 60, № 10. – P. 1180-1184.
144. Larijani, N. The effect of anisotropy on crack propagation in pearlitic rail steel [Text] / N. Larijani, J. Brouzoulis, M. Schilke, M. Ekha // *Wear*. – 2014. – Vol. 314. – P. 57-68.
145. Elwazri, A. M. The effect of microstructural characteristics of pearlite on the mechanical properties of hypereutectoid steel [Text] / A. M. Elwazri, P. Wanjara, S. Yue // *Materials Science and Engineering*. – 2005. – Vol. 404. – P. 91-98.

146. Effect of billet strained condition on microstructure homogeneity of railway axles [Text] / G. V. Levchenko, E. G. Dyomina, E. E. Nefedyeva, I. D. Buga, Y. G. Antonov, G. A. Medinskiy // Metallurgical and Mining Industry. – 2010. – Vol. 2. – P. 207-214.
147. Иванова, В. С. Разрушение металлов [Текст] / В. С. Иванова. – М. : Metallurgiya, 1979. – 168 с.
148. ГОСТ 4835-2013. Колесные пары железнодорожных вагонов. Технические условия [Текст] – Введ. 2014-07-01. – М. : Изд-во стандартов, 2014. – 36 с.
149. Розвиток процесів руйнування осі колісної пари при циклічному навантаженні [Текст] / І. О. Вакуленко, О. М. Перков, В. Г. Анофрієв [та ін.] // Залізничний транспорт України. – 2008. – № 3. – С. 47-48.
150. Расчет вагонов на прочность [Текст] : [Изд 2-е] / С. В. Вершинский и др. ; под ред. Л. А. Шадура. – М. : Машиностроение, 1971. – 432 с.
151. Вериго, М. Ф. О взаимодействии пути и подвижного состава [Текст] / М. Ф. Вериго // Железнодорожный транспорт Украины. – 2001. – № 5. – С.71-74.
152. Попов, А. А. Расчет вагонов на прочность [Текст] / А. А. Попов. – М. : Трансжелдориздат, 1960. – 360 с.
153. Бороненко, Ю. П. Тележки с повышенной осевой нагрузкой [Текст] / Ю. П. Бороненко, А. М. Орлова // Железнодорожный транспорт. – 2008. – №8. – С. 50-53.
154. Грузовые вагоны железных дорог колеи 1520 мм. Руководство по деповскому ремонту /ЦВ/4859 [Текст] - 1992 г. – М. : Транспорт, 1992. – 89 с.
155. Устич, П. А. Надежность рельсового нетягового подвижного состава [Текст] / П. А. Устич, В. А. Карпычев, М. Н. Овечников. – М. : ИГ "Вариант", 1999. – 418 с.

156. ГОСТ 22780-93. Оси для вагонов железных дорог колеи 1520 (1524) мм. Типы, параметры и размеры [Текст] – Введ. 1995-01.01. – М. : Госстандарт, 1996. – 20 с.
157. Длительные эксплуатационные испытания колесных пар с полыми осями [Текст] / Л. М. Школьник, Н. И. Мартынов, В. В. Новиков [и др.] // Вестник ВНИИЖТ. – 1980. – № 4. – С. 36-41.

## ДОДАТКИ



МІНІСТЕРСТВО ІНФРАСТРУКТУРИ УКРАЇНИ

ДЕРЖАВНА АДМІНІСТРАЦІЯ ЗАЛІЗНИЧНОГО ТРАНСПОРТУ УКРАЇНИ

ДЕРЖАВНЕ ТЕРИТОРІАЛЬНО-ГАЛУЗЕВЕ ОБ'ЄДНАННЯ  
"ЛЬВІВСЬКА ЗАЛІЗНИЦЯ"

відокремлений підрозділ

## « Локомотивне депо Тернопіль »

46400 м. Тернопіль, вул. Бродівська, 59, р/р 26007004774 Львівська філія АБ  
Експрес-Банк м.Тернополя, МФО 325956, код 01070600, тел. (0352) 47-22-08, факс  
(0352) 47-41-15

### ДОВІДКА

Видана про те, що згідно акту впровадження № 57 від 08.07.2015 результати дисертаційної роботи співробітника Тернопільського національного технічного університету імені Івана Пулюя **Сорочака Андрія Петровича** в частині методів оцінювання впливу асиметрії циклу навантажування на довговічність осей колісних пар використовується в відокремленому підрозділі "Локомотивне депо Тернопіль" при розрахунку залишкового ресурсу елементів колісних пар.



Головний інженер  
ВП "Локомотивне депо Тернопіль"

А.В.Поважний