

Івано-Франківський національний технічний університет нафти і газу

На правах рукопису

Рудко Василь Петрович

УДК 622.692.4

**ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ БЕЗАВАРІЙНОЇ РОБОТИ
ГАЗОПРОВОДІВ У ЗСУВОНЕБЕЗПЕЧНИХ
ГІРСЬКИХ РАЙОНАХ**

Спеціальність 05.15.13 – Нафтогазопроводи, бази та сховища

Дисертація на здобуття наукового ступеня
кандидата технічних наук.

Науковий керівник

Крижанівський Євстахій Іванович

доктор техн. наук, професор,

Заслужений діяч науки і техніки України



Івано-Франківськ – 2005

Л.Б.Л

ЗМІСТ

ВСТУП.....	5
РОЗДІЛ 1. Аналіз факторів, які впливають на безаварійну експлуатацію газопроводів в горах.....	10
1.1. Умови та закономірності утворення зсувів.....	10
1.2. Використання методу спостережень природного імпульсного електромагнітного поля Землі (ПЕМПЗ) при виявленні зсувів.....	16
1.3. Навантаженість трубопроводів, які знаходяться в зсувній зоні....	19
1.4. Керування цілісністю магістральних трубопроводів.....	26
1.5. Основні поняття та положення механіки руйнування.....	32
1.6. Постановка задачі досліджень.....	39
РОЗДІЛ 2. Методики досліджень.....	43
2.1. Методика досліджень вивчення напружено-деформованого стану гірського масиву методом ПЕМПЗ.....	43
2.2. Вибір матеріалів досліджень.....	49
2.3. Випробування на статичний розтяг.....	50
2.4. Втомні випробування	52
2.5. Наведення тріщин на зразках, призначених для оцінки опору поширення тріщини.....	52
2.6. Випробування на циклічну тріщиностійкість.....	55
2.7. Методика оцінки ефекту закриття втомної тріщини.....	57
2.8. Випробування на статичну тріщиностійкість.....	59
2.9. Мікроструктурні дослідження.....	63
РОЗДІЛ 3. Запобігання перевантаженню об'єктів трубопровідних систем у зсувонебезпечній зоні.....	65
3.1. Вплив локальних глибинних напружень на зміну інтенсивності ПЕМПЗ.....	65
3.2. Дослідження загального поля напружень на компресорній станції “КС-2 Голятин”	73

3.3.Оцінка допустимих навантажень на трубопровід у зоні сповзання ґрунту.....	77
3.4 Висновки.....	85
РОЗДІЛ 4.Вплив пластичного деформування трубопроводів на механічні характеристики сталі 17Г1С.....	86
4.1. Вплив характеру пластичного деформування на пружні властивості сталі 17Г1С.....	87
4.2. Вплив пластичного деформування на втомні характеристики сталі 17Г1С.....	90
4.3. Вплив пластичного деформування трубопроводів на короткочасну тріщиностійкість сталі 17Г1С.....	92
4.4.Вплив пластичного деформування трубопроводів на циклічну тріщиностійкість сталі 17Г1С.....	94
4.5.Сумарний вплив різних експлуатаційних чинників на в'язкість руйнування трубопроводів.....	98
4.6. Висновки.....	106
РОЗДІЛ 5. Оцінка залишкової міцності магістральних трубопроводів з тріщинами.....	108
5.1. Встановлення доцільності використання критеріїв лінійної механіки руйнування для оцінки тріщиностійкості трубопроводів.....	108
5.2.Порівняльна оцінка тріщиностійкості магістральних трубопроводів за критичними коефіцієнтами інтенсивності напружень і δ_k - моделлю.....	110
5.3. Аналіз діаграм руйнування та зламів зразків, призначених для оцінки δ_k	113
5.4. Аналіз мікрогеометричних характеристик зламів зразків, призначених для оцінки δ_k	118

5.5. Встановлення кореляційних залежностей між шириною зони витяжки та δ_k трубної сталі 17Г1С.....	120
5.6 Вплив поверхнево-активного зовнішнього середовища на δ_k сталі 17Г1С.....	123
5.7.Вплив експлуатаційного окрихчення трубопровідної сталі 17Г1С на δ_k	126
5.8. Висновки.....	128
ВИСНОВКИ.....	130
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ.....	133

ВСТУП

Актуальність теми. В інфраструктурі паливно-енергетичного комплексу України важливу роль має трубопровідний транспорт. Через територію країни прокладено понад 35 тис. км. магістральних газопроводів. Перетинаючи геодинамічні активні зони, різні кліматичні пояси, різні елементи рельєфу, трубопроводи зазнають впливу механічної та хімічної дії, що призводить до деформації та розривів. В першу чергу це стосується газопроводів у зсувонебезпечних гірських умовах.

Стабільна робота магістрального трубопроводу залежить від його технічного стану. При оцінці останнього важливе місце займає достовірне визначення напружено-деформованого стану його лінійної частини. Особливо гостро ця проблема торкається потенційно небезпечних ділянок, які експлуатуються в екстремальних умовах, спричинених різними перевантаженнями. Як приклад, можна навести численні випадки перенапружень труб внаслідок переміщень оточуючого ґрунту в зонах зсуву, випинання недостатньо закріплених ділянок газопроводів, надмірного згину труби при укладальних роботах тощо.

В окремих випадках ці додаткові навантаження є основною причиною утворення в трубопроводі пластично деформованих зон, які нерідко переростають в тріщиновидні дефекти. Вони як концентратори напружень можуть істотно впливати на надійність і довговічність трубопроводів. Аналіз на основі критеріїв механіки руйнування показує, що у високов'язких пластичних трубних сталях можуть стабільно існувати достатньо великі докритичні тріщини, що не розкриваються. Однак практика експлуатації трубопроводів свідчить, що в складних умовах, навіть, коли нормативні експлуатаційні напруження не перевищені, дефекти в стінці труби внаслідок втомних процесів розвиваються і, досягнувши критичних розмірів, можуть виникати аварійні ситуації. Все це створює труднощі в нормальному ритмічному транспортуванні газу, а також загрозу екологічній безпеці на великих територіях.

Таким чином, дисертаційна робота, спрямована на забезпечення без аварійної експлуатації газопроводів в зсувонебезпечних гірських умовах, має як наукову актуальність, так і важливе народногосподарське значення.

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами. Дисертаційні дослідження виконувалися в рамках національної програми “Нафта і газ України до 2010 року”, регіональної програми “Визначення залишкового ресурсу конструкцій, споруд і машин тривалої експлуатації та розробка заходів щодо підвищення терміну їх безаварійної роботи на 2001-2005 рр.”.

Мета і задачі дослідження. Мета роботи – розробка ефективних методів оцінки технічного стану магістральних газопроводів в зсувонебезпечних гірських умовах.

Відповідно до мети були поставлені такі задачі:

1. Дати оцінку загального поля напружень масивів гірських порід по траєкторіях трубопроводів, відслідкувати його динаміку та спрогнозувати розвиток геологічних процесів.

2. Визначити допустимий рівень довільно орієнтованого навантаження на трубу в області сповзання ґрунту.

3. Дослідити особливості впливу перевантажень трубної сталі 17Г1С при зсувах ґрунтів на їх пружні та втомні характеристики.

4. Дослідити вплив наклепаного при перевантаженнях матеріалу на статичну та циклічну тріщиностійкість трубопроводів.

5. Провести оцінку експлуатаційного окрихчення матеріалу трубопроводів, обумовленого наклепом і пошкоджуваністю металу в вершині тріщини при циклічних і разових перевантаженнях, впливом робочого середовища та деформаційним старінням.

6. Вивчити доцільність проведення оцінки залишкової міцності магістральних трубопроводів з тріщинами за δ_x -критерієм.

7. Дослідити вплив тривалої експлуатації магістральних газопроводів на механічні властивості (деградацію) трубної сталі 17Г1С.

Об'єкт дослідження: надійність газопроводів в зсувонебезпечних гірських умовах.

Предмет дослідження: методи діагностування технічного стану магістральних газопроводів в зсувонебезпечних гірських умовах.

Методи дослідження. Дослідження проведено з застосуванням опробованих практикою сучасних методів і засобів для геофізичних, механічних і електроннофрактографічних експериментальних досліджень з дотриманням стандартних методик і використанням математичної статистики та планування експерименту. Розв'язок задачі про напружено-деформований стан трубопроводу, який перебуває під довільно орієнтованим навантаженням з боку сповзаючого ґрунту, здійснений за допомогою методів і гіпотез теорії пружності. Основні висновки роботи узгоджуються з відомими літературними джерелами.

Наукова новизна одержаних результатів.

Методом природного імпульсного електромагнітного поля Землі (ПЕМПЗ) встановлені загальні поля напружень і аномально напружені ділянки масивів гірських порід по трасах трубопроводів в геодинамічноактивних зонах Карпат.

Вперше дана оцінка величини допустимого орієнтованого навантаження на трубопровід у зоні сповзання ґрунту.

Дістали подальший розвиток експериментальні дослідження з визначення механічних характеристик попередньо пластично деформованих трубних сталей.

Встановлений вплив циклічних і разових перевантажень робочих середовищ деформаційного старіння, тривалої експлуатації на статичну та циклічну тріщиностійкість трубної сталі.

Вперше дана науково обґрунтована основа доцільності оцінки опору поширенню тріщини трубної сталі 17Г1С за δ_k -критерієм.

Практичне значення одержаних результатів.

Використання методу ПЕМПЗ дає можливість здійснювати контроль за напруженодеформованим станом масивів гірських порід по трасах трубопроводів і спрогнозувати розвиток геологічних процесів а також прийняти заходи для зняття напружень.

Розроблена методика інженерної оцінки величини допустимого довільно орієнтованого навантаження на трубопровід у зоні сповзання ґрунту. Запропоновано при оцінці опору поширенню тріщини магістральних трубопроводів враховувати не тільки вихідний рівень в'язкості руйнування, але й здатність матеріалів до експлуатаційного окрихчення під впливом різного роду перевантажень робочих середовищ, деформаційного старіння та тривалої експлуатації.

Показана доцільність практичного використання δ_x -критерію для оцінки тріщиностійкості магістральних газопроводів.

Особистий внесок здобувача. Основні результати, які виносяться на захист, отримані автором самостійно. Використанням методу ПМПЗ вивчений напружено-деформований стан масивів гірських порід по трасах трубопроводів [38]; дана оцінка допустимих довільно орієнтованих навантажень на трубу в зоні сповзання ґрунту [40]. В роботах [24, 25, 36, 115] на основі проведених експериментальних досліджень встановлений вплив різних перевантажень, деформаційного старіння, робочих середовищ і довготривалої експлуатації на технічний стан магістральних трубопроводів. проведена оцінка залишкової міцності магістральних трубопроводів з тріщинами з позицій механіки руйнування [60, 61].

Постановка задач, аналіз і обговорення результатів досліджень проведено спільно з науковим керівником.

Апробація результатів дисертації. Основні результати роботи доповідалися і обговорювалися на науково-технічних конференціях професорсько-викладацького складу національного технічного університету нафти і газу

(Івано-Франківськ, ІФНТУНГ, 2001-2004 рр.); шостому міжнародному симпозиумі українських інженерів-механіків (м. Львів, 2003 р.); міжнародній конференції Карпатського регіону (м. Бая-Маре, Румунія, 2003р.).

Публікації. За матеріалами дисертаційної роботи опубліковано 8 наукових праць, з них – 7 статей у фахових виданнях України.

Структура і обсяг дисертації.

Дисертація складається з вступу, п'яти розділів, загальних висновків, списку використаних літературних джерел, який містить 133 найменування. Текстова частина викладена на 144 сторінках комп'ютерного набору і містить 42 рисунки і 6 таблиць.

РОЗДІЛ 1

АНАЛІЗ ФАКТОРІВ, ЯКІ ВПЛИВАЮТЬ НА БЕЗАВАРІЙНУ ЕКСПЛУАТАЦІЮ ГАЗОПРОВОДІВ В ГОРАХ

1.1 Умови та закономірності утворення зсувів

Об'єкти газотранспортної системи часто розміщуються в геодинамічних активних зонах складних рельєфів і за відповідних кліматичних умов піддаються діям механічних навантажень від гірських порід. В кінцевому результаті це може призвести до деформації і руйнувань труб та інших технологічних конструкцій. Особливо небезпечними є зсуви в гірській місцевості. Отже, важливо вміти прогнозувати процеси геодинамічної активності гірських порід з метою попередження аварійних ситуацій.

Територія Карпатською регіону включає в себе різні за умовами формування та техногенної трансформації типи геологічного середовища, які характеризуються значною геодинамічною активністю. Так, на сьогоднішній день із зафіксованих 16 тис. зсувів на території України більше 30 % знаходиться в межах Карпатського регіону [28]. З точки зору трансформації геологічного середовища шляхом розвитку геологічних процесів у межах Карпатського регіону в останні десятиріччя різко зросла питома вага техногенного фактору. Щодо кількісних показників зсувів даної території, то тут визначені наступні особливості в різних адміністративних областях: територія Чернівецької (близько 1800 зсувів), Івано-Франківської (близько 1800 зсувів), Львівської (близько 1000 зсувів) та Закарпатської (близько 1400 зсувів).

У Карпатському регіоні були давно відомі випадки як поодиноких, так і масових проявів геодинамічного характеру. Так, у 1969 році катастрофічно активізувався зсув об'ємом 40 млн.м³ у с.Верхній Ясенів, який створив загрозу території русла р. Чорний Черемош. У квітні 1979 року в Передкарпатті була

відмічена масова катастрофічна активізація зсувів, що призвела до руйнування житлових будинків, доріг, ліній електропостачання тощо. Було зруйновано понад 500 житлових споруд. В осінньо-зимовий період 1998 року та весняний період 1999 року в межах території Закарпатської, Чернівецької та частково Івано-Франківської областей відмічена інтенсивна катастрофічна активізація зсувів та інших небезпечних екзогенних геологічних процесів. У межах території Закарпатської області активізувалось понад 400 зсувів, ще близько 200 ділянок розвитку зсувів за результатами обстеження знаходяться в стані критичної рівноваги. В весняний період 1999 року масова активізація зсувів відбулася в межах території Чернівецької області та в м. Чернівцях, де катастрофічно проявилися більше ніж 40 зсувів.

Саме територіями Івано-Франківської, Львівської та Закарпатської областей проходять транзитні магістральні газопроводи, де є всі передумови катастрофічної активізації зсувів.

У межах території Карпатського регіону України геологічне середовище характеризується наступними особливостями: тут мають розвиток гірсько-складчаста область, яка сформувалась в альпійську епоху орогенезу (Карпатська складчаста область); передгірські та міжгірські прогини (Передкарпатський та Закарпатський прогини); платформа (південно-західна окраїна Східноєвропейської платформи). Організація геологічного середовища визначається різними, пов'язаними в єдину систему параметрами (від інформаційного комплексу до літологічної різновидності порід, тектонікою, рельєфом, кліматичними параметрами, ландшафтом і техногенною діяльністю) [33].

Згідно з результатами повторних геодезичних спостережень встановлено, що з максимальною швидкістю (до 3 мм/рік) проходить підняття Карпатської складчастої області. По напрямку до прогинів швидкість сучасних тектонічних рухів зменшується до 1,0 мм/рік, а на платформі до 0,5 мм/рік. При переважанні лінійності ізолій швидкості сучасних тектонічних рухів паралельно структурам Карпат відмічається їх блокова диференціація. Сучасні тектонічні

рухи визначають закономірності розвитку гідросітки та екзогенних геологічних процесів. Сучасні тектонічні рухи зумовили формування ряду похованих долин, а також визначили загальні тенденції ерозійної діяльності водостоків [76].

Сейсмічність території Карпатського регіону є важливим фактором розвитку геологічних процесів. Найактивнішим сейсмічним районом є Закарпаття, де інтенсивність локальних землетрусів досягає 8 балів. Слід відмітити ряд локальних епіцентрів землетрусів, які пов'язані з активними розломами земної кори (1880, 1903, 1937). Відомим дрібнофокусним епіцентром землетрусів є район м. Сторожинця на контакті Східноєвропейської платформи з Передкарпатським прогином. Основним глибокофокусним епіцентром землетрусів Карпатського регіону і суміжних територій є гори Вранча в Румунії. За результатами виконаних досліджень кожний сейсмічний поштовх у межах тектонічно активної території регіону обумовлює можливість незначного зміщення тимчасово стабілізованих зсувів Карпатської гірської області та Передкарпатського передового прогину на величину від 1 до 5 мм. Це визначає сприятливі умови для активного розвитку зсувного процесу в наступний період після аномального зволоження зсувних порід схилів. Так, наприклад, після землетрусів силою 6 балів у березні 1977 р. та через два роки (квітень 1979 р.) після аномального зволоження (80-100 мм за дві доби) пройшла масова активізація зсувів (більше 560 зсувів) на території південно-східного Передкарпаття [77].

У межах досліджуваної території для всіх геоструктурних регіонів та інженерно-геологічних обстановок виділяються три схеми та відповідні їм моделі механізму розвитку зсувного процесу [28].

1. Структурно-пластичні зсуви характеризують весь спектр гірських порід території Карпатського регіону, від дисперсних до скельних. На схилах, які складені однорідними породами, зміщення зсуву проходить на поверхні, близькій до круглоциліндричної. В зім'ятих у складки і пологозалягаючих ба-

гатошарових товщах Карпатської гірськоскладчастої області та Передкарпатського прогину розвиток активних зсувів проходить по поверхні напластування та по тріщинах, які січуть масив схилу. Об'єм порід при розвитку структурно-пластичних зсувів досліджуваної території становить від 40 до 0,1 млн. м³. Швидкість руху зсувів змінюється в широких межах і складає від декількох метрів на рік до десятків метрів на добу.

2. Структурні зсуви утворюються на схилах з близьким до горизонтального заляганням порід. На досліджуваній території такі зсуви характерні в межах південно-західної окраїни Східноєвропейської платформи та в зоні контакту платформи з Передкарпатським прогином. Вони характеризуються довготривалими (до 70 років) періодами підготовки з незначними швидкостями зміщення та швидкою активною стадією (до 10-15 м/добу). Об'єми зміщених порід досягають 30 млн. м³.

3. Пластичні зсуви найширше розповсюджені в делювіальних відкладах. За механізмом даний вид зсувів проявляється у вигляді в'язкопластичних деформацій в межах усієї досліджуваної території. Об'єм пластичних зсувів коливається від десятків тисяч метрів кубічних до 1 млн. м³. Переважає п'ятирічна ритмічність катастрофічної активізації пластичних зсувів.

На прикладі території Карпатського регіону започаткований підхід, який дозволяє з точки зору системного підходу та моделювання вирішити проблему розрахунку техногенно-екологічної безпеки та інженерного захисту територій від зсувів [78].

Закономірності деформування порід при зсувній повзучості досліджувались [42] на прикладі вивчення зсувів південно-східного Криму. При цьому використовувався пристрій для вивчення повзучості ґрунтів при зсуві [45] і аналітичний метод за методикою Г.І. Тер-Степаняна [88]. Обробку результатів проводили за методикою А.Я. Будина, реологічна модель якого достатньо повно відображає закономірності деформування порід при зсувній повзучості [14].

Виконані дослідження [42] дозволили отримати аналітичні залежності основних реологічних параметрів ґрунтів: коефіцієнт в'язкості η , граничне напруження зсуву τ_0 , λ - коефіцієнт текучості, на основі яких розраховується швидкість глибинних деформацій порід і швидкість зміщення поверхні зсуву.

Коефіцієнт в'язкості визначається за формулою

$$\eta = \frac{\sigma_0 + \sigma}{\lambda}, \quad (1.1)$$

де $\sigma_0 + \sigma$ - ефективне напруження.

Величина граничного напруження зсуву, яка відповідає за "норму" повзучості, визначається за формулою

$$\operatorname{tg} \theta_0 = \frac{g \rho d_r}{q_a + g \rho' d_r} \operatorname{tg} \beta, \quad (1.2)$$

де $q_0 = \sigma_0 \cos^2 \beta + g \rho_w d_p$; ρ - густина ґрунту; ρ_w - густина води; d_p - глибина горизонту ґрунтових вод від поверхні; β - кут нахилу схилу; d_r - глибина на границі жорсткості; ρ' - густина ґрунту під водою.

Коефіцієнт текучості λ , який характеризує швидкість деформації на стадії встановленої повзучості, визначається за формулою

$$\lambda = \frac{S_1 - S_2}{f \cos \beta \left\{ \left(\frac{\rho}{\rho'} \operatorname{tg} \beta - \operatorname{tg} \theta_0 \right) + \frac{\operatorname{tg} \beta}{g \rho'} \left[\frac{\rho}{\rho'} (q_a + g \rho' h) \right] \ln \frac{q_0 + g \rho' Z_1}{q_a + g \rho' Z_2} \right\}}, \quad (1.3)$$

де S_1 і S_2 - величини зміщення точок, які знаходяться в зоні повзучості, на глибинах Z_1 і Z_2 від поверхні.

Швидкість глибинної повзучості схилу в даній точці на даній глибині визначається рівнянням

$$V = \lambda \cos \beta \left\{ \frac{\rho}{\rho'} (tg\beta - tg\theta_0)(h - d_r) + \frac{tg\beta}{g\rho'} \left[-\frac{\rho}{\rho'} (q_a + g\rho'h) - (q_0 + g\rho'h) \right] \times \right. \\ \left. \times \ln \left[1 - \frac{g\rho'(h - Z)}{q_0 - g\rho'h} \right] \right\}. \quad (1.4)$$

Отримані реологічні параметри порід [42], зміни загального напруженого стану і кінематичних характеристик зсувного процесу при дії зсувоутворюючих факторів, для зсуву “Ставлухор” в Криму можна виділити такі стадії розвитку за Є.П.Ємельяною [31], які є характерними для закономірностей утворення зсувів.

Стадія підготовки визначається низьким рівнем діючих напружень на глибинах в зоні площини зміщення (8,0-9,0 м в межах верхньої частини 1-го ступеня), які не перевищують границю тривалої міцності порід ($\tau < 0,33$ МПа). В цей період відбувається постійна активізація нижнього ступеня, швидкість зміщення якого становить 3-5 м/добу і менше.

Вступ зсуву в стадію основного зміщення характеризується пришвидшенням зсувного процесу в результаті підвищення зсувних напружень, які перевищують границю міцності ($\tau > 0,43$ МПа). Ця стадія характеризується втягненням в зміщення верхнього ступеня, а в подальшому і прилягаючої до зсуву водороздільної частини.

Якщо на попередній стадії зсувні ступені поведуть себе як відокремлені динамічні системи, то з початку стадії основного зміщення кінематика зсуву підпорядковується загальним закономірностям розвитку.

Викладене вище дає можливість аналізувати закономірності розвитку зсувного процесу, встановлювати кількісні критерії переходу із однієї стадії

його розвитку в іншу, а також прогнозувати цей процес і його динаміку в часі [13].

1.2 Використання методу спостережень природного імпульсного електромагнітного поля Землі (ПЕМПЗ) при виявленні зсувів

При зсувах, гірських ударах, викидах, розривах порід, найбільше проявляється перерозподіл напружень в гірській породі [52].

На зсувах характер розподілу напружень в породах є найбільш складним, оскільки він залежить від цілого ряду динамічних взаємопов'язаних факторів. При підготовці зсуву і його утворенні має місце концентрація напружень в окремих місцях з подальшим їм перерозподілом. Різні за своїми кінематичними характеристиками частини зсуву мають і різний напружено-деформований стан порід, що має своє відображення і у варіаціях ПЕМПЗ.

Геофізичні методи в даний час знаходять широке використання для вивчення напружено-деформованого стану масивів гірських порід. З другої половини минулого століття систематично вивчаються електромагнітні поля різних геодинамічних явищ.

Сучасну уяву про їх природу було напрацьовано професором А.А.Воробйовим в 50-60 роках [19, 20, 21]. Ним було введено в петрофізиці поняття природного імпульсного електромагнітного поля Землі (ПЕМПЗ). Його необхідно відрізнити від змінних природних електромагнітних полів [82], полів ближніх і віддалених атмосфериків [2, 8], вивчення магнітосфери і іоносфери [2; 92] і електромагнітних полів індустриальних шумів і полів ближніх і віддалених радіостанцій [87, 99].

ПЕМПЗ створюється джерелами, розміщеними безпосередньо в літосфері і доступні для спостереження на невеликих віддальх від них. Джерела ПЕМПЗ знаходяться в масиві гірських порід, в яких під дією механічних напружень різного походження відбуваються необоротні деформації зерен міне-

ралів-діелектриків або капілярів, заповнених електролітом. А.А. Воробйов спостерігав два типи механізмів збудження електричного стану геологічного середовища в джерелі або її електричну поляризацію (виникнення надлишкового дипольного моменту) або електризацію (поява надлишкового електричного заряду).

Оскільки в природних діелектриках надлишковий електричний заряд одного знаку індукує виникнення заряду другого знака, надлишковий дипольний момент виникає завжди і стан поляризації є загальною властивістю джерела ПЕМПЗ. Короткочасна поляризації може виникнути за рахунок:

а) масового розколювання мінералів діелектриків, явища електроадгезії і когезії в зернах трибоелектризації поверхонь зміщуваних зерен, введення електрично заряджених дефектів кристалічної структури на поверхні деформованих вільних пор, а також внаслідок ефекту Степанова - електризація зерен мінералів-неп'єзоелектриків при пластичному протіканні;

б) розриву капілярів, заповнених рідиною, внаслідок чого на поверхні різко змінюється дзета-потенціал Гельмгольца [29, 91] і гірська порода загалом змінює стан природної поляризації фільтраційно-адсорбційного походження;

в) інтенсивної фільтрації рідини в капілярах, відтискання її у вільні пори й інші порожнини під час розповсюдження фронту ударної хвилі (ФУХ), тобто явищ, які також супроводжуються різкою зміною дзета-потенціалів Гельмгольца й іншими порушеннями подвійних електричних шарів на поверхні розділення фаз діелектрик – електроліт [35].

Для практичної мети ПЕМПЗ вивчається переважно в ближній зоні. Воно проявляється у вигляді швидкоплинних одна за одною серій (“пачок”) імпульсів електромагнітного поля трикутної або трапецієподібної форми тривалістю $10^{-7} \div 10^{-3}$ с. Їх спостережні амплітуди залежать від відстані точки спостереження до джерела, форми цього джерела, природи геоелектричних процесів, які виникли в ньому внаслідок механічних напружень, інтенсивності і



І. С. С.

Під час дослідних робіт діапазон спостережних амплітуд імпульсів є достатньо широким: $10^{-6} \div 10^{-3}$ В/м по електричному полю і $10^{-7} \div 10^{-4}$ А/м — по магнітному. Число імпульсів за секунду може при цьому бути від одиниць до десятків тисяч залежно від їх амплітуд і інтенсивності рухів.

Деяка область масиву гірських порід, в якій відбуваються геоелектричні процеси, що призводять до її електронної поляризації, є джерелом електромагнітних збуджень у навколишньому середовищі.

Джерело під час дослідження в ближній зоні [3, 55] можна апроксимувати тілом простої геометричної форми. Найчастіше застосовується апроксимація джерела однорідним за питомим опором рівномірно поляризованим еліпсоїдом [15, 55], розміщеним в однорідному безмежному середовищі. Неоднорідність реального середовища враховується введенням поправок. На відміну від теорії постійних природних електричних струмів [15, 82], коли поляризація джерела вважається постійною, під час опису виникнення ПЕМПЗ джерело характеризується миттєвими значеннями дипольного моменту, які стохастично змінюються в часі відповідно до випадкових змін інтенсивності руху локальних процесів розриву суцільності й інших незворотних механічних деформацій в геологічному середовищі [23].

Електромагнітна хвиля з джерела зсуву, гірського удару, обвалу розповсюджується у різноманітних складних умовах. Можна розглядати декілька способів розповсюдження хвилі від джерела до антени: безпосередньо через гірські породи, хвилеподібний спосіб, механічним рухом порід поблизу давача. Розростання джерела в об'ємі, масовий ріст в ньому числа тріщин аераторів електромагнітного випромінювання буде викликати збільшення числа потоків імпульсів. Це зумовлено зміною дипольного моменту зарядженої тріщини.

В точці спостереження на ПЕМПЗ накладаються поля від багатьох інших джерел, що потребує застосування певних методичних засобів як реєстрації електромагнітних сигналів, так і обробки даних з метою виділення корисної інформації.

Варіаційні спостереження ПЕМПЗ дають можливість одночасно давати оцінку стану різних ділянок зсуву та зміни цього стану в часі.

1.3 Навантаженість трубопроводів, які знаходяться в зсувній зоні

За ВБН В.2.3. - 000018201.04-2000 визначено перелік навантажень та впливів, що зазнає трубопровід під час експлуатації, їх класифікація, а також методи визначення регламентуються за СНиП 2.05.06-85 та іншими нормативними документами. Навантаження та впливи, а також зусилля, що викликаються ними, і напруження, встановлені нормативними документами на підставі статистичного аналізу, називаються нормативними. Розрахункові навантаження враховують підвищення по відношенню до нормативних за рахунок впливу різних факторів. Залежно від характеру дії навантаження впливи поділяються на постійні й тимчасові. До постійних належать навантаження, що діють протягом усього терміну будівництва й експлуатації трубопроводу, а саме: вага трубопроводу, вплив попереднього напруження, тиск ґрунту на трубопровід, гідростатичний тиск. Всі ці навантаження викликають дію напружень в матеріалі трубопроводу, величина і методика визначення яких регламентовані відповідними нормативними документами. В переважній більшості ці напруження є незмінними і безпечна дія їх встановлюється статичними інженерними розрахунками. Особливу увагу необхідно звернути на попередні напруження. Зазвичай вони створюються за рахунок пружного вигину при поворотах трубопроводу в горизонтальній і вертикальній площинах, визначаються за формулою

$$\sigma_{згн} = \sigma_{згн}^H = \pm \frac{E D_{306}}{2R}, \quad (1.5)$$

де: E - модуль пружності матеріалу труби;
 R - радіус пружного вигину трубопроводу;
 $D_{зов}$ - зовнішній діаметр труби.

До попередніх напружень необхідно віднести і залишкові технологічні напруження, наприклад, залишкові напруження в зоні зварного шва. Ці напруження можуть відігравати позитивну і негативну роль в міцності трубопроводу залежно від знака (стиску або розтягу) тобто можуть зміцнювати або розміцнювати матеріал трубопроводу. Точне визначення їх величини може бути здійснене тільки експериментальним шляхом.

Особливо небезпечними з точки зору міцності напруження можуть бути в місцях виходу трубопроводу на поверхню, на переходах через річку або в місцях інших поверхневих інженерних споруд. Тут під впливом технологічних або кліматичних факторів зовнішні навантаження змінюються і тоді в матеріалі трубопроводу розвиваються процеси малоциклової втоми і як наслідок, знижують їх опір руйнуванню.

Тимчасовими називаються навантаження та впливи, які в окремі періоди будівництва й експлуатації можуть бути відсутніми. До тривалих тимчасових навантажень і впливів належать:

1. *Внутрішній тиск* p , нормативне значення якого встановлюється проектом. Для нафтопроводів і нафтопродуктопроводів прийнятий нормативний робочий тиск не повинен бути нижчим за пружність пари продукту, що транспортується, при максимальній розрахунковій температурі. Внутрішній тиск створює в стінках трубопроводу кільцеві й поздовжні напруження. Кільцеві напруження [12] діють дотично до поверхні трубопроводу

$$\sigma_{кц} = n_p \sigma_{кц}^н = n_p \frac{pD_{вн}}{2\delta}, \quad (1.6)$$

де n_p – коефіцієнт надійності по навантаженню для внутрішнього тиску, дорівнює 1,15 для нафтопроводів діаметром 700-1200 мм із проміжними перекачувальними станціями без підключення ємностей і 1,1 – в інших випадках.

Поздовжні напруження від внутрішнього тиску в прямолінійному трубопроводі нескінченної довжини знаходяться за формулою

$$\sigma_{\text{поз.р}} = n_p \sigma_{\text{поз.р}}^{\text{н}} = n_p \mu \sigma_{\text{кц}}^{\text{н}} = n_p 0,15 \frac{pD_{\text{вн}}}{\delta}, \quad (1.7)$$

де μ – коефіцієнт поперечної деформації. Визначається за СНиП 2.05.06-85.

Для напівнескінченного трубопроводу

$$\sigma_{\text{поз.р}}^{\text{н}} = \frac{pD_{\text{вн}}}{4\delta} = 0,25 \frac{pD_{\text{вн}}}{\delta}. \quad (1.8)$$

2. Вага продукту, що знаходиться в трубопроводі одиничної довжини:

– при перекачуванні газу

$$q_{\text{нр}} = n_{\text{нр}} q_{\text{нр}}^{\text{н}} = n_{\text{нр}} \cdot 0,0215 \gamma_{\text{газ}} \frac{n_p p D_{\text{вн}}^2}{zT}, \quad (1.9)$$

де: $n_{\text{нр}}$ і n_p – коефіцієнти перевантаження для ваги продукту та внутрішнього тиску ($n_{\text{нр}} = 1$, а при розрахунках на поздовжню стійкість і стійкість положення $n_{\text{нр}} = 0,95$); $\gamma_{\text{газ}}$ – питома вага газу при 0°C і 760 мм рт. ст.; z – коефіцієнт стисливості газу; T – абсолютна температура газу, що перекачується;

– для природного газу допускається приймати

$$q_{\text{нр}}^{\text{н}} \approx n_p p D_{\text{вн}}^2 \cdot 10^{-6}; \quad (1.10)$$

– при перекачуванні нафти, нафтопродуктів або закачуванні в трубопроводі ВОДИ

$$q_{np}^H = \gamma_{H(\phi)} \frac{\pi D_{\phi H}^2}{4}, \quad (1.11)$$

де $\gamma_{H(\phi)}$ – об'ємна вага нафти, що транспортується, нафтопродукту (або води, що закачалася в трубопровід).

3. Температурні впливи викликають у трубопроводі (при неможливості деформацій) поздовжні напруження

$$\sigma_{noz1} = \sigma_{noz1}^H - \alpha_l E \Delta t = -25,2 \Delta t, \quad (1.12)$$

де: α_l – коефіцієнт лінійного розширення металу труб для сталі

$$\alpha_l = 0,0000121/^\circ C;$$

Δt – розрахунковий температурний перепад,

$$\Delta t = t_e - t_{\phi}, \quad (1.13)$$

де t_e – максимальна (або мінімальна) можлива температура стінок труби в процесі експлуатації, визначається в технологічній частині проекту; t_{ϕ} – найменша (t^x) або найбільша (t^m) температура, при якій фіксується розрахункова схема трубопроводу. При відомому календарному терміні замикання трубопроводу t_{ϕ} знаходиться за формулами

$$\begin{cases} t^x = t_H^x - 6^\circ C, \\ t^m = t_H^m + 3^\circ C, \end{cases} \quad (1.14)$$

де t_n^x і t_n^m – нормативні температури зовнішнього повітря в холодний і теплий час року, $t_n^x = t_I - \Delta_I$, $t_n^m = t_{VII} + \Delta_{VII}$, де t_I і t_{VII} – багаторічні середньомісячні січнева та липнева температури повітря, що приймаються за СНиП 2.06.05-85 або СНиП “Будівельна кліматологія і геофізика”; Δ_I і Δ_{VII} – відхилення середньої температури найтепліших і найхолодніших діб від значень t_I і t_{VII} відповідно.

Для гірських і маловивчених районів значення t_n^x визначається за формулою

$$t_n^x = t_I^{\min} + \frac{A_I}{2}, \quad (1.15)$$

t_I^{\min} – середній із абсолютних січневих мінімумів температури; A_I – середній добовий розмах температури в січні за умови ясного неба.

Для підземних трубопроводів нормативний температурний перепад приймається в розрахунках не менш ніж $\pm 40^\circ\text{C}$, для надземних – не менш ніж $\pm 50^\circ\text{C}$.

До короткочасних належать навантаження та впливи, дія яких може тривати від декількох секунд до декількох місяців:

1. Нормативне *снігове навантаження*, що діє на 1 м^2 площі горизонтальної проекції трубопроводу, знаходиться за такою формулою:

$$P_{сн}^H = P_{сн} c_{сн}, \quad (1.16)$$

де: $P_{сн}$ – вага снігового покривала на 1 м^2 горизонтальної поверхні землі; $c_{сн}$ – коефіцієнт переходу від ваги снігового покриву землі до снігового навантаження на трубопровід; для трубопроводу, що прокладається поодиноким, приймається таким, що дорівнює 0,4, для складніших конструкцій надземних трубопроводів визначається за СНиП 11-6-74.

Розрахункове снігове навантаження, що приходить на одиницю довжини трубопроводу, розраховується за формулою

$$q_{сн} = n_{сн} p_{сн}^н D_{зов} \cdot 10^{-4}, \quad (1.17)$$

де: $n_{сн}$ – коефіцієнт перевантаження для снігового навантаження, рівний 1,4 (за СНиП 2.05.06-85); $p_{сн}^н$ – нормативне снігове навантаження; $D_{зов}$ – зовнішній діаметр.

2. Розрахункове ожеледне навантаження

$$q_{ож} = n_{ож} q_{ож}^н = n_{ож} 1,7 \cdot 10^{-3} b_{л} D_{зов}, \quad (1.18)$$

де: $n_{ож}$ – коефіцієнт перевантаження для ожеледного навантаження, рівний 1,3;

$b_{л}$ – товщина шару ожеледі, що приймається один раз на п'ять років (див. СНиП 11-6-74).

3. Розрахункове вітрове навантаження знаходиться в такий спосіб:

$$q_{віт} = n_{віт} q_{віт}^н = n_{віт} (q_n^c + q_n^d) D_{зов} \cdot 10^{-4}, \quad (1.19)$$

де: $n_{віт}$ – коефіцієнт перевантаження для вітрового навантаження, дорівнює 1,2; q_n^c, q_n^d – нормативне значення відповідно статичної та динамічної складової вітрового навантаження, що визначається згідно з СНиП 2.05.06-85 і СНиП 11-6-74 як для споруди з рівномірно розподіленою масою та постійною жорсткістю.

Нормативне значення статичної складової вітрового навантаження враховується у вигляді двох складових загального опору трубопроводу. Одна з них діє у напрямі вітрового потоку

$$q_{nx}^c = q_0 k_d c_x, \quad (1.20)$$

інша – перпендикулярно вітровому потоку

$$q_{ny}^c = q_0 k_d c_y, \quad (1.21)$$

де q_0 – швидкісний натиск вітру; k_d – коефіцієнт, що враховує зміну швидкісного натиску по висоті; c_y – коефіцієнт поперечної сили, приймається таким, що дорівнює 0,25; c_x – коефіцієнт лобового опору трубопроводу вітровому потоку, визначається за довідковими даними.

Нормативні документи, зокрема ВБН В.2.3 - 00118201.04-2000, не регламентують методів визначення внутрішніх силових факторів, моментів, сил, що мають місце в трубопроводі. Кожний конкретний випадок вимагає своєї розрахункової схеми. Найбільш загальні вимоги до визначення силових факторів регламентуються за СНиП 2.05.06-85. При їх визначенні за будь-яким із доступних методів розрахункова схема повинна максимально відображати умови роботи трубопроводу та його взаємодію з ґрунтом та навколишнім середовищем.

Однак, в практиці експлуатації трубопроводів мають місце ситуації, для яких важко встановити допустимий рівень навантаження на трубу і, як наслідок, судити про безпеку об'єкта в цілому. Прикладом може служити трубопровід, який експлуатується в гірській зсувонебезпечній зоні.

Для забезпечення надійної експлуатації трубопроводів, які попали в зону сповзання ґрунту необхідно провести дослідження силової дії рухомого ґрунту під довільним кутом до осі труби.

1.4 Керування цілісністю магістральних трубопроводів

В підрозділі 1.3 показано, що трубопроводи, які експлуатуються в гірських зсувонебезпечних зонах, є потенційно більш небезпечними об'єктами, ніж у звичайних умовах. Тому тут питання технічного та екологічного ризику набувають особливої актуальності [83]. Останнім часом експлуатація потенційно небезпечних підприємств одержала нову науково обґрунтовану методологічну основу, що базується на концепції допустимого ризику. Термін “Ризик” є цілком конкретною кількісною мірою безпеки і визначається як добуток імовірності виникнення аварії на її наслідки, що виражаються в економічних, екологічних і людських втратах. Кількісний ризик-аналіз (КРА) передбачає функціонування промислового об'єкта, несприятливої дії зовнішніх чинників та розвитку аварійної ситуації.

Методологія КРА набула широкого застосування у визначенні основних факторів, що зумовлюють ризик, і, на основі цього аналізу, різних можливих варіантів прийняття проектних рішень чи стратегій керування діючими підприємствами.

Відповідно до нового бачення повністю себе вичерпала панівна раніше концепція техніки безпеки в промисловій сфері, що базувалась на принципі “реагувати і виправляти”. Їй на зміну прийшла концепція допустимого техногенного ризику, в основі якої принцип “передбачати і випереджувати” [27].

Кількісний ризик-аналіз містить у собі три принципові складові – інтегральний ризик-аналіз, що поєднує можливість аварій з їх наслідками; оцінка ризику, що порівнює одержаний ризик з існуючими критеріями його допустимості, керування ризиком, що передбачає заходи зі зменшенням ризику.

У практичному застосуванні виникає низка проблем, що пов'язана з невизначеністю вибору математичних методів, фізичних моделей і вхідних даних [56]. Особливо це стосується невизначеності функцій розподілу імовірнісних величин, що характеризують стан об'єкта чи зовнішніх чинників, амплітуд і періоду повторюваності певних природних катаклізмів.

На практиці впровадження методу КРА регламентується різними нормативними документами. В Європі основним таким документом є Директива Ради Європи 96/82EG “Севезо II” [111].

Разом з тим, у даний час у Європі розробляється спеціальний додатковий документ, який буде регулювати засади Системи Управління Безпеки трубопроводів на принципах “Севезо II” [122].

У США конкретизація загальних документів зі створення системи керування цілісністю (СКЦ) описується у документах, розроблених в American Petroleum Institute – API 750 [128] API 1160 [105].

Застосування таких документів привело до необхідності розроблення прогресивних конкретних методик, які стосуються особливостей використання засобів неруйнівного контролю [101, 129], запровадження ризик-аналізу для планування діагностичних робіт [103] з оцінки стану конструкцій в процесі експлуатації, зокрема наявності дефектів з урахуванням деградації металу [104].

Відзначимо, що документ [105] вперше замість одиночних дій передбачає створення єдиної методології, яка має назву “Система керування цілісністю трубопроводу [СКЦТ].

Ситуація в Україні з нагляду за безпекою підприємств характеризується наявністю тільки документів наказового типу, які жорстко регламентують порядок проведення обстежень і не дають змоги оптимізувати затрати і науково обґрунтувати продовження ресурсу [85].

В роботі [34] нагальність впровадження систем з оцінки ризику в Україні відноситься до проблеми національної безпеки. Такий стан частково зумовле-

ний відсутністю державницького підходу до керування ризиками у колишньому Радянському Союзі, де ціна безпеки людини і екології не відповідала належному рівню [30].

Відповідальність за відсутність в Україні як нормативів з ризику так і з надійності (одна зі складових ризику) промислових об'єктів несуть також вчені в галузі міцності та надійності.

Правда, за останні роки і в Україні спостерігається певний прогрес у законодавчому забезпеченні впровадження ризик-аналізу в керування діяльністю підприємств. Це пов'язано з гармонізацією вимог українського законодавства з Європейським.

Зокрема, прийнятий Закон про стандартизацію, де відзначається, що стандарти застосовуються на добровільних засадах і це дає змогу керуватися передовими документами; прийнятий Закон про об'єкти підвищеної безпеки, що є аналогом Директиви "Севезо II" і вимагає періодичного складання Декларації безпеки. Проте технічне заповнення цих декларацій відсутнє, як і не визначені методи оцінки в уточнювальній методиці Міністерства праці та соціальної політики [46].

Все більшого поширення в Україні отримують підходи RIMAP.

RIMAP — це аббревіатура англійського словосполучення Risk Based Inspection and Maintenance Procedures for European Industry (Порядок обстеження і обслуговування промислових об'єктів на основі ризику руйнування). Під такою назвою Європейська Комісія фінансує важливий проект фахівців з країн Європейського Союзу (ЄС), який спрямований на покращення обслуговування відповідальних промислових об'єктів тривалої експлуатації, головним чином в енергетиці, нафтохімії, металургії та на транспорті. З цього переліку зрозуміло, що проект спрямований на об'єкти, оцінка та продовження залишкового ресурсу яких є особливо актуальною в Україні. Нові підходи до методології обслуговування таких об'єктів, де руйнування елементів конструкцій може привести до значних економічних, екологічних і навіть людських

втрат, базуються на основі аналізу ризику руйнування – поняття, яке враховує, з одного боку, ймовірність руйнування як математичну категорію, а з іншого – наслідків руйнування, виражені у вигляді фінансових втрат. У Європі найбільшу увагу приділяють підходу RBMI (Risk Based Maintenance and Inspection – обслуговування та обстеження на основі оцінки ризику), який є методологічною основою при виконанні проекту RIMAP. У 2002 році до проекту RIMAP в рамках проекту Європейської комісії RIMAP NAS (New Associated States – нові асоційовані держави) долучились нові асоційовані члени ЄС, а також Україна зі Сербією та Чорногорією, як спостерігачі [53,132].

Однак, прямий перехід на стандарти провідних країн та Євросоюзу не є ефективним, оскільки, по-перше, у наших умовах не може бути швидко реалізований, а, по-друге, прийняття норм повністю виключає власну ініціативу і поставить важливу галузь промисловості в повну залежність від закордонних фахівців і експертів.

Отже, потрібно створити систему, яка би стимулювала вивчати механізми деградації газотранспортної мережі, як потенційно небезпечного об'єкта, приймати запобіжні заходи зі зменшення деградації і попереджувати аварії [64].

Згідно з аналізом, проведеним у роботі [9], оцінка різного роду дефектів магістральних нафто- і газопроводів на значення їх експлуатаційних характеристик здійснюється з використанням цілої низки нормативно-технічних документів (НТД), які поділяють на чотири групи. До першої належать нормативи, які регламентують якість виготовлення труб і виконання робіт під час будівництва трубопроводів. Такі документи, як правило, містять суб'єктивні і дуже консервативні вимоги щодо розмірів дефектів, які ніяк не пов'язані з реальним станом характеристик матеріалу і рівнем навантаженості. І якщо їх застосування на етапі виготовлення можна виправдати вимогами до якості, то під час експлуатації трубопроводів їх застосування приводить до невиправданих витрат на ремонтні роботи, проведення яких часто пов'язане з виникнен-

ням додаткових більш небезпечних дефектів, чи збільшенням рівня навантаження.

Трубопровідна промисловість за останні сорок років виробила специфічні методи оцінки дефектів, які базуються на повномасштабних натурних експериментах з обмеженою теоретичною основою. Найвідомішим прикладом є формули, одержані в інституті ім. Баттеля (США). Ці формули, які відносять до другої групи, використовують тільки один параметр матеріалу, пов'язаний з його характеристиками міцності. Формули інституту ім. Баттеля покладено в основу критеріїв допустимості для корозійних дефектів у трубопроводах, викладених у багатьох нормативних документах. Трубопровідноспецифічні вимоги, які реалізовано у таких відомих стандартах, як B31G[106], BGC/PS/P11 [108], DNV-RP-F101 [114], RSTRENGTH [119], є прості у користуванні для прийняття рішень, встановлюють зрозумілі й прийнятні коефіцієнти запасу і не вимагають від оператора розуміння критеріїв та механізмів руйнування.

Дедалі ширшого застосування в трубопровідній промисловості набувають загальнометодичні стандарти оцінки міцності елементів, що мають дефекти. Це пояснюється тим, що механізми пошкоджуваності та зменшення міцності є спільними для різних матеріалів та елементів конструкцій і описуються фундаментальними положеннями механіки деформівного твердого тіла та руйнування.

До таких загальних норм, які відносяться до третьої групи, належить загальновизнана універсальна процедура на основі двокритеріального підходу механіки руйнування R6 [127]. Цей документ ліг в основу багатьох національних і міжгалузевих стандартів. Як правило, його положення використовуються в загальноєвропейському документі SINTAP [107], а також у API 579 [117].

Останнім часом спостерігається прогресивна тенденція в нормотворенні, а саме, розробка норм, що поєднують переваги методик другої і третьої груп. Прикладом таких документів, які відносять до четвертої групи норм, є керів-

ництво з розрахунку дефектів, розроблене фірмою Пенспен на замовлення провідних нафтогазових компаній [110].

До останньої групи норм можна віднести ВБН В.2.3 – 00018201.04-2000 [18]. В основу ВБН було закладено прогресивну ідеологію, яка характеризується такими особливостями:

- Застосування двокритеріального підходу процедури R6 [57], яка використовує діаграму оцінки руйнування для можливості одночасного аналізу дефекту за двома граничними станами, крихкого руйнування і пластичного колапсу;
- Використання сучасних методів визначення параметрів міцності на основі підходів механіки руйнування та пластичного граничного аналізу для кількісного аналізу трубопроводу з дефектом;
- Використання коефіцієнтів надійності, успадкованих від норм на проектування СНіП 2.05.06-85 [85], для отримання неперервних рішень у процесі переходу від бездефектного матеріалу до матеріалу з дефектом;
- Формування простої системи класифікації і схематизації дефектів технологічного та експлуатаційного походження;
- Формування системи додатків, що мають рекомендований або довідковий характер щодо механічних характеристик трубних сталей, кореляційних залежностей визначення характеристик тріщиностійкості та ін.
- Високий ступінь алгоритмізації положень документа, що дає можливість паралельно з його розробкою створити комп'ютерну програму StrengthPRO, яка значно спрощує процес розрахунків.

Разом з тим, аналіз сучасних тенденцій в галузі забезпечення надійності високонавантажених конструкцій і практичне застосування ВБН виявив низку його недоліків, які детально описані в роботі [9].

Перш за все, це пов'язано з тим, що в розвинутих країнах для забезпечення безаварійної роботи трубопроводів впроваджується СКЦ. Щодо трубопроводів, СКЦ регламентує періодичне виконання “програм якості” на основі ідеології ризику-аналізу для забезпечення нормативних показників надійності [102, 131].

В ідеалі, відповідно до СКЦ, Норми “ придатності до експлуатації” (до яких можна віднести ВБН) мають доповнювати Норми на проектування та будівництво за рахунок розгляду специфічних граничних станів, що можуть виникнути на етапі експлуатації. Цей фактор має важливе значення для забезпечення безаварійної експлуатації газопроводів в зсувонебезпечних гірських умовах. Значним недоліком ВБН є те, що вони дають можливість оцінити лише поточний стан міцності трубопроводу з дефектом. Навіть, якщо дефект віднесено до категорії безпечних, оператору важливо знати, коли саме він стане недопустимим. На це питання дає відповідь лише розрахунок довговічності (залишкового ресурсу) на основі врахування можливих механізмів пошкоджуваності. Експлуатація трубопроводів у складних гірських умовах значно ускладнює ці механізми.

Автори роботи [9] цілком справедливо вважають, що оцінювання дефектомістких ділянок трубопроводів є ключовою методичною ланкою у впровадженні системи керування цілісністю магістральних трубопроводів.

Такі проблеми вирішуються методами механіки руйнування.

1.5 Основні поняття та положення механіки руйнування

Основною концепцією механіки руйнування матеріалів [5,16,17,54,69,94] є трактування процесу руйнування як процесу зародження і поширення тріщиноподібних дефектів у деформованому твердому тілі. У рамках такого підходу принципово важливим є врахування особливостей напружено-деформованого стану у вершині тріщини і встановлення критеріїв руй-

нування твердих тіл з тріщинами, тобто поширення тріщини у даному тілі для заданих умов його деформування. Розрізняють три основні види деформованого стану матеріалу в околі вершини тріщини: нормальний відрив, поперечний зсув і поздовжній зсув (рис.1.1).

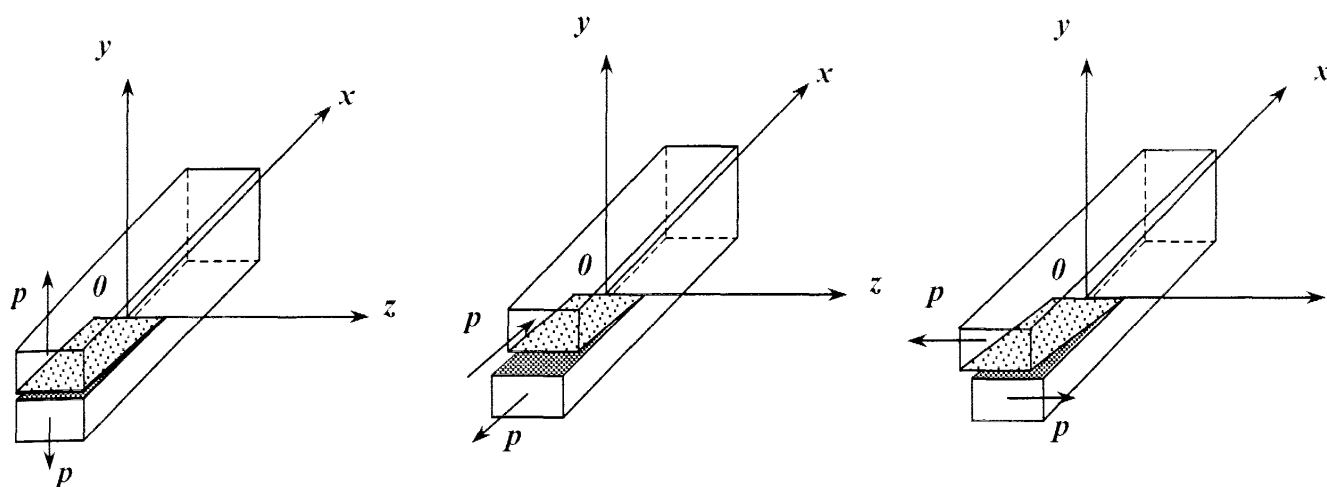


Рис.1.1. Схематичне представлення переміщень в околі вершини тріщини:
а) нормальний відрив; б) поперечний зсув; в) поздовжній зсув

Переміщення берегів тріщини у напрямі осі Oy (рис 1.1а), характерне для тріщини нормального розриву (I), переміщення у напрямі осі Ox (рис.1.1б) – для поперечного зсуву (II), а переміщення у напрямі осі Oz , (рис.1.1в) – для поздовжнього зсуву (III). Сполучення типів деформацій I, II та III дозволяє отримати усі можливі випадки деформованого стану, який виникає в околі вершини тріщини при будь-якому довільному навантаженні. Як приклад розглянемо пластину необмежених розмірів з центрально розміщеною тріщиною довжиною $2a$, яка розтягається на безмежній віддалі навантаженням з інтенсивністю p (рис 1.2).

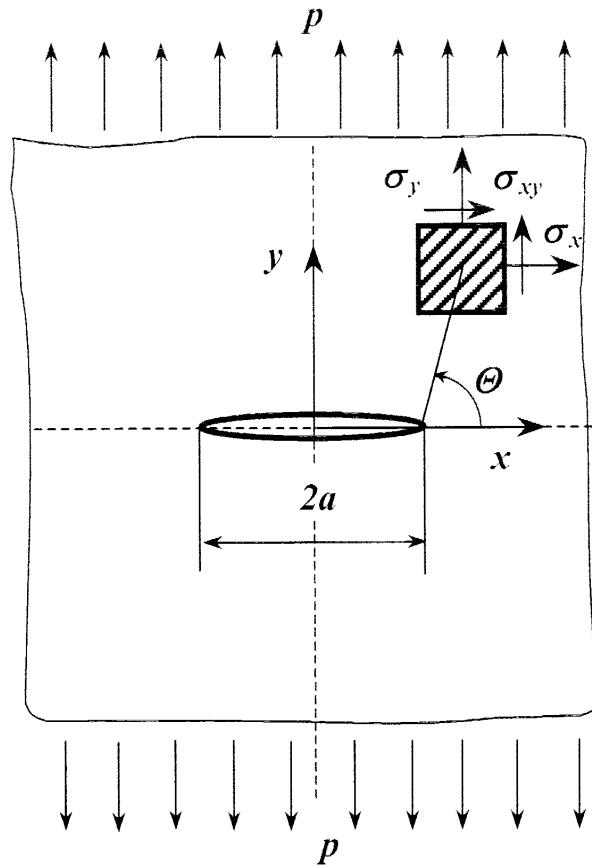


Рис.1.2. Схема розтягу пластини з центральною тріщиною довжиною $2a$

Якщо ввести локальну систему координат (r, Θ) з початком у вершині тріщини (рис. 1.2), то компоненти тензора напруги поблизу вершини тріщини можна записати у такому вигляді (двовірна задача) [49,63]:

$$\begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{pmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi \cdot r}} \cdot \begin{pmatrix} f_1(\Theta) \\ f_2(\Theta) \\ f_3(\Theta) \end{pmatrix} + \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi \cdot r}} \cdot \begin{pmatrix} f_4(\Theta) \\ f_5(\Theta) \\ f_6(\Theta) \end{pmatrix} + 0(1) \quad (1.22)$$

де $K_I = K_I(p, a)$ - коефіцієнт інтенсивності напружень для тріщин нормального розриву; $K_{II} = K_{II}(p, a)$ - коефіцієнт інтенсивності напружень для тріщин поперечного зсуву; $f(\Theta)$ - відомі функції кута Θ ; $0(1)$ - обмежена величина при $r \rightarrow 0$. Аналогічні співвідношення мають місце і для поля деформацій.

Критерій до визначення початку поширення тріщини в деформованому твердому тілі (критерій Ірвіна [63]) для тріщин нормального розриву полягає у тому, що коефіцієнт інтенсивності напружень K_I у розглядуваній точці контуру тріщини у момент її локального просування (розвитку) вважається рівним деякій константі матеріалу K_{IC} . Тобто, якщо для тріщини нормального розриву нормальні напруження розтягу (максимальне по куту Θ) мають вигляд

$$\sigma_y(p, r, \Theta) = \frac{K_I(p, a)}{\sqrt{2\pi \cdot r}} + 0(1); K_{II}(p, a) = 0, \quad (1.23)$$

то критерій граничної рівноваги тіла з тріщиною можна записати так:

$$K_{I^*} = K_I(p^*, a) = K_{IC}. \quad (1.24)$$

Тут p^* - граничне значення зовнішнього навантаження p , при досягненні якого (і його перевищенні) настає поширення тріщини; r - відстань по нормалі до контуру тріщини у площині $y = 0$; a - розмір тріщини. Величина K_{IC} характеризує опір матеріалу поширенню у ньому тріщини при квазістатичному навантаженні (статична тріщиностійкість). Її значення є константою матеріалу в заданих умовах випробування і характеризує його тріщиностійкість при короткочасному статичному навантаженні.

Викладені вище положення лежать в основі так званої лінійної механіки руйнування твердих тіл. Важливе фізичне припущення у цьому підході полягає в тому, що розміри пластично деформованої області матеріалу в околі вершини тріщини вважаються малими у порівнянні з характерними розмірами тріщини і тіла. Тому можливість застосування положень лінійної механіки руйнування зумовлена виконанням цих умов, тобто умов автотельності поля напружень і деформацій поблизу вершини тріщини [63]. Вважається, що

умови автотодельності виконуються, якщо розмір пластичної зони у напрямі розвитку тріщини буде на порядок менше у порівнянні з довжиною тріщини і відстанню її вершини від межі тіла [49,63], тобто

$$a; (a - b) \geq (1,5 \div 2,5) \cdot \left(\frac{K_1}{\sigma_T} \right)^2, \quad (1.25)$$

де b – ширина тіла у напрямі розвитку тріщини;

σ_T – границя текучості матеріалу при розтягу.

Слід відзначити, що дослідженню і обґрунтуванню умов автотодельності присвячено значну кількість робіт [5,48,49,50], узагальненням яких стало створення відповідних нормативних документів, які регламентують послідовність проведення випробувань конструкційних матеріалів і сплавів методами механіки руйнування [26,47,48,50,65,66]. При цьому розроблені ефективні методи визначення коефіцієнтів інтенсивності напружень для тіл різних конфігурацій і різних схем прикладання до них навантажень. Результати цих досліджень узагальнено і подано у зручному для застосування в інженерній практиці вигляді [48,49,50]. Значним досягненням у розвитку прикладних аспектів механіки руйнування є використання коефіцієнта інтенсивності напружень для опису закономірностей росту субкритичних, тобто таких, що розвиваються в діапазоні $K_1 < K_{1C}$, тріщин під впливом циклічного навантаження. Вперше це було зроблено і обґрунтовано Перісом у роботах [123,124]. Наступними чисельними експериментами було доведено [48,109,125], що коефіцієнт інтенсивності напружень краще за інші механічні характеристики (наприклад, номінальні напруження у перерізі зразка) контролює процес росту втомної тріщини, незалежно від геометрії зразка і способу навантаження. Так, швидкість росту втомної тріщини буде постійною при однакових значеннях коефіцієнта інтенсивності напружень і змінюється з його зміною, тобто

$$da/dN = f(C_i, K_I)^n, \quad (1.26)$$

де da/dN - швидкість росту втомної тріщини; N - число циклів втомного навантаження; $C_i (i = 1, 2, 3 \dots)$ - константи матеріалу, які характеризують опір розвитку у ньому тріщини.

Більш широко на практиці застосовують залежність [124]:

$$da/dN = C(\Delta K_I)^n, \quad (1.27)$$

де C і n експериментально визначені константи, які залежать від властивостей матеріалу та умов випробувань; $\Delta K_I = K_{\max} - K_{\min}$ - розмах коефіцієнта інтенсивності напружень циклу; K_{\max} і K_{\min} - відповідно найбільше і найменше значення коефіцієнта інтенсивності напружень циклу.

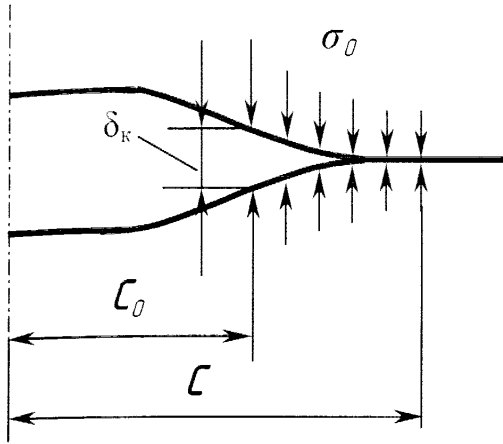
Залежність (1.26) є основою для представлення результатів експериментальних досліджень у вигляді так званих діаграм циклічної тріщиностійкості [48,63], які є графічним зображенням швидкості росту втомної тріщини від коефіцієнта інтенсивності напружень.

Останнім часом широке поширення отримала нова модель руйнування квазікрихкого тіла, запропонована вперше М.Я. Леоновим і В.В. Панасюком, яка отримала назву δ_k -моделі [43,44,62].

Модель передбачає існування пластичної зони у вершині тріщини з самого початку процесу деформації. Умовне усунення пластично деформованого об'єму матеріалу та заміна його дії на решту тіла розподіленим навантаженням приводить до пружної задачі.

Відповідно до δ_k -моделі максимальні напруження розтягу в тілі не перевищують σ_0 (границю крихкої міцності). При цьому залежність між напруженням і деформацією виражається законом Гука, якщо пружні розтягуючі

напруження не досягають величини σ_0 . Потім в тілі утворюються мікротріщини (області ослаблених міжчасткових зв'язків), якщо максимальні розтягуючі напруження перевищують σ_0 (рис. 1.3).



Особливе значення має наступна умова моделі: протилежні береги тріщин притягуються з напруженням σ_0 , якщо віддаль між її берегами не перевищує певної величини δ_k , і не взаємодіють, якщо ця віддаль більша за δ_k . Величина параметра δ_k визначається з фізично обгрунтованої енергетичної умови

Рис. 1.3. Схематичне зображення кінця тріщини відповідно до представлення δ_k -моделі

$$\sigma_0 \cdot \delta_k = 2\gamma \quad (1.28)$$

На основі сформульованої моделі рішення елементарної задачі теорії тріщин приводить до такого виразу для граничного (руйнуючого) напруження

$$\sigma_K = \frac{2}{\pi} \sigma_0 \arccos\left(e^{-\frac{\delta_k}{8C_0\sigma_0 K}}\right), \quad (1.29)$$

де C_0 - довжина початкової тріщини; K - постійна, яка для узагальненого плоского напруженого стану дорівнює $\frac{1}{\pi E}$, а для плоскої деформації — $\frac{1-\mu^2}{\pi E}$.

Якщо початкова величина тріщини досить велика, то з рівнянь (1.28) і (1.29) витікає відома формула Гріффітса $\sigma_K = \sqrt{\frac{2E\gamma_s}{\pi C}}$.

Таким чином, δ_K -модель розширює можливості сучасної теорії тріщин. З іншого боку, при значних довжинах і малій локальній пластичності спостерігається збіг результатів як за δ_K -параметром, так і за критерієм Ірвіна

$$K_C^2 = EG_C = E\sigma_0 \cdot \delta_K \quad (1.30)$$

В кінці відзначимо, що на сьогодні ми маємо розроблені нові експериментальні методи оцінки опору матеріалів крихкому руйнуванню з позиції δ_K -моделі [54].

1.6 Постановка задачі досліджень

Оскільки об'єктом нашого дослідження є надійність газопроводів у зсувонебезпечних гірських умовах, нагадаємо, що при зсувах найбільше проявляється перерозподіл напружень в гірській породі [52]. При підготовці зсуву та його утворенні має місце концентрація напружень в окремих місцях з подальшим їх перерозподілом. Різні за своїми кінематичними характеристиками частини зсуву мають різний напружено-деформований стан порід. Для вивчення напружено-деформованого стану масивів гірських порід в даний час знаходять широке застосування геофізичні методи, які базуються на визначенні електромагнітних полів різних геодинамічних явищ [19, 20, 21]. Варіаційні спостереження ПЕМПЗ дають можливість одночасно оцінити стан різних ділянок зсуву та зміни цього стану в часі.

Однак до цього часу на території Карпатського регіону такі дослідження не проводяться. Тому, на наш погляд, оцінка методом ПЕМПЗ загального поля напружень масивів гірських порід по трасах трубопроводів, відстежування

його динаміки та прогнозування геологічних процесів є досить перспективною.

Поряд з цим одержимо можливість визначити допустимий рівень довільно орієнтованого навантаження на трубу в області сповзання ґрунту.

Сталеві труби — це головний конструктивний елемент трубопроводів. Для їх виготовлення найчастіше використовують сталь 17Г1С. Якість труб, властивості металу і зварних з'єднань є визначальними при можливих відмовах, зупинках і аваріях на газопроводах.

Проблема забезпечення високої експлуатаційної надійності магістральних трубопроводів має важливе значення для народного господарства України, оскільки значна їх частина експлуатується протягом тривалого часу і вже відпрацьована амортизаційний термін. Стабільна робота магістрального трубопроводу та його висока економічна ефективність в першу чергу залежить від його технічного стану, при оцінці якого важливе місце займає достовірне визначення напружено-деформованого стану лінійної частини. Особливо гостро ця проблема стосується потенційно небезпечних ділянок, які експлуатуються в складних умовах при значних рівнях напружень, спричинених додатковими до розрахункових навантаженнями. Сюди, в першу чергу, слід віднести перевантаження труб внаслідок зсувних процесів в гірських умовах.

Додаткові навантаження є основною причиною утворення в трубопроводі пластично деформованих зон і тріщин. До таких випадків також відноситься пластичний згин труб під час спорудження трубопроводу, гідростатичні випробування високими тисками, коли фактичні напруження можуть навіть перевищувати умовну границю текучості матеріалу труб. Разом з тим практика показує, що за відсутності значних дефектів в стінці, пластично zdeформовані ділянки магістрального трубопроводу продовжують чинити опір навантаженням і виконувати свої експлуатаційні функції.

Проте існуючі методи оцінки напружено-деформованого стану та несучої здатності магістральних трубопроводів не повністю задовольняють сучасні

вимоги інженерної практики. Більшість виконаних досліджень відносяться до роботи трубопроводів в межах пружності. Питання забезпечення безаварійної експлуатації магістральних газопроводів з урахуванням пластичних властивостей матеріалу труб потребують подальшого розвитку. Останнім часом можна назвати тільки одну роботу [10], присвячену науковим основам оцінки напружено-деформованого стану магістральних трубопроводів з урахуванням пластичних деформацій. Тому в даній галузі знань є ще багато не висвітлених проблем, які потребують подальшого розвитку експериментальних досліджень з пружно-пластичного деформування труб з метою удосконалення методів розрахунку елементів магістральних трубопроводів за межею пружності.

Щоб надійно оцінити працездатність трубопроводів, необхідний комплексний підхід, однією з важливих складових якого є визначення напруженого стану труби, зокрема в місцях із дефектами. Причинами виникнення їх у металі труб є корозія та різного роду перевантаження. Встановлено, що в високов'язких пластичних трубних сталях можуть стабільно існувати достатньо великі докритичні тріщини [6, 18, 50, 63]. Однак практика експлуатації трубопроводів свідчить, що в складних умовах дефекти в стінці труби розвиваються і, досягнувши критичних розмірів, можуть викликати аварійні ситуації. Як показали дослідження, розвиток дефектів залежить від додаткових напружень, що спричинені різними зовнішніми та внутрішніми чинниками, зокрема, залишковими технологічними деформаціями [7, 58, 86, 96].

Останнім часом для оцінки конструктивної міцності трубопроводів все більш широке застосування отримують методи механіки руйнування [6, 18, 50, 95]. Однак в нормативному документі [18] така оцінка здійснюється виключно на основі критичних коефіцієнтів інтенсивності напружень. В той же час вибір того чи іншого підходу до визначення граничного стану повинний здійснюватися залежно від ряду факторів, в першу чергу від пластичних властивостей матеріалу. Так як труби використовуються в нормалізованому стані,

то їх сталь має підвищену пластичність. Тому в даному випадку слід вивчити питання про оцінку тріщиностійкості трубних сталей з позиції δ_k -моделі.

Разом з тим не до кінця вивчені процеси деформування та руйнування тіл в екстремальних умовах експлуатації, які властиві трубопроводам в гірських регіонах (різного роду перевантаження, фізико-хімічна дія агресивних середовищ, підвищена вологість, довготривала експлуатація тощо).

Проведене вище обґрунтування вибору напрямків досліджень дало можливість сформулювати основні задачі досліджень, які наведені у вступі представленої роботи.

РОЗДІЛ 2

МЕТОДИКИ ДОСЛІДЖЕНЬ

2.1 Методика досліджень вивчення напружено-деформованого стану гірського масиву методом ПЕМПЗ

У 1977-78 рр. вперше в колишньому Союзі на прикладі багатьох регіонів (Крим, Карпати, Москва, копальня “Таштагоська”, тунелі БАМ та ін.) В.Н.Саломатіним були проведені експерименти з дослідження закономірностей формування імпульсних електромагнітних полів в районах розвитку небезпечних геологічних процесів і явищ як природної, так і техногенної природи на різних стадіях їх проявів [79]. Вони дали можливість розробити нові оригінальні способи дослідження найрізноманітніших сучасних геологічних процесів [80]. Виник і зміцнився новий експрес-метод геофізичних досліджень — метод ПЕМПЗ, включений в СНіП 1.02.07–87 [84].

Сьогодні для вивчення напружено-деформованого стану масивів гірських порід методом реєстрації ПЕМПЗ застосовують варіаційні (режимні) спостереження та профілювання.

Основним методом вивчення ПЕМПЗ є варіаційні (режимні) спостереження. Вони виконуються двома чи більшою кількістю варіаційних станцій, одна з яких розміщується у нормальному полі (бажано подалі від інтенсивних індустриальних завод). Великою, що вимірюється на станціях, є кількість імпульсів електромагнітного поля, що перевищують поріг чутливості станцій, які фіксуються в заданому інтервалі часу (час експозиції) [81].

Проводять або дискретні спостереження, або неперервну реєстрацію електромагнітних імпульсів за одиницю часу (“швидкість рахунку”). Вибір способу реєстрації електромагнітних імпульсів (ЕМІ) визначається перш за все масштабною і активністю процесу, що вивчається, а також збитками, які він наносить народному господарству. Так, спостереження за електромагнітними

передвісниками землетрусів в густонаселених сейсмоактивних районах необхідно проводити неперервно в довгий час. Такі ж спостереження доцільно проводити і на великих зсувах, що активно розвиваються, або в зонах підготовки гірських ударів, обвалів, вулканічних вивержень тощо.

Під час неперервного запису або фіксується величина, пропорційна швидкості рахунку рівномірної розгортки за часом, або кількість імпульсів, зареєстрованих від початку спостереження в інтервалах часу.

Під час дискретних спостережень кількість імпульсів, зареєстрованих за час експозиції (зазвичай 5 с, 15 с, 30 с, 1 хв., 5 хв., зрідка більше) визначаються через інтервал часу ("шпаруватість спостережень") у 30 с, 1 хв., 5 хв., 10 хв., 15 хв., 30 хв., 1 год. Для обчислення швидкості рахунку кількість зафіксованих імпульсів відносять до часу експозиції.

Іноді фіксують з визначеним інтервалом "шпаруватості" величину, пропорційну швидкості рахунку за час, який автоматично відмірюється варіаційною станцією (1 с, 5 с), середню за показами стрілкового індикатора станції, що спостерігається впродовж 5 і 10 с.

Результат варіаційних вимірювань представляється у вигляді функцій залежності швидкості рахунку від часу, зафіксованих станцією, розміщеною в місці очікуваного прояву ПЕМПЗ, і опорної варіаційної станції, розміщеної у нормальному полі, тобто подалі від очікуваних джерел вогнищ ПЕМПЗ.

У деяких випадках визначаються і розглядаються різниці кількості імпульсів, зафіксованих цими станціями, від загальної з початку спостережень і залежність цієї величини від часу.

Одним з головних моментів є вибір правильного місця розташування станції. У загальному вигляді вибір розташування станції у нормальному полі провадиться на основі морфометричного аналізу, даних буріння, гірських робіт і розвідницької геофізики, що свідчать про однорідність геологічної будови ділянок, де буде розміщуватися станція, а також ретельної рекогносцировки місцевості з метою виявлення джерел перешкод.

Вивчення власне гравітаційних зміщень (зсувів, обвалів, селів, снігових лавин) методом реєстрації ПЕМПЗ потребує для вибору розташування станції знань про загальні умови їх розвитку та закономірності варіацій ПЕМПЗ в кожному районі. Враховуючи ці закономірності, антени розміщують в найбільш цікавих місцях, де постійно відбуваються зміни напруженого стану і підготовка вогнища до геодинамічної події.

Для вивчення фонових характеристик ПЕМПЗ в районі розміщують так звану опорну станцію для реєстрації сигналів, які не пов'язані безпосередньо з вогнищем, що вивчається. Перед розміщенням станції в зоні очікуваного вогнища ПЕМПЗ на опорній станції зазвичай проводять комплекс досліджень, що мають за мету виявити характерні для району і регіону зміни швидкості рахунку: часовий хід, сезонні та метеорологічні [21], а також прояви перешкод, яких зазвичай не вдається позбутися повністю. Відомо, що ПЕМПЗ має періодичну і аперіодичну складові. Аперіодична складова пов'язана з природними стихійними явищами, що спостерігаються як в атмосфері, так і в земній корі [22]. Типовими є такі періодичні зміни швидкості рахунку електромагнітних сигналів:

- наявність в добовому ході 2-4 екстремумів, пов'язаних визначеним способом з тривалістю світлового дня, з сонячно-добовими варіаціями;
- сезонні варіації ПЕМПЗ. Що умовно поділяються на відносно спокійний осінньо-зимовий період та збурений весняно-літній період.

Різкі перекручування добового ходу відбуваються під дією метеорологічних факторів (грозова погода, опади, сильний вітер, хвилеприбійні явища біля великих водоймищ, льодостав, льодохід). Ці зміни спостерігаються синхронно в точках, віддалених одна від одної на перші кілометри (до півтора десятків кілометрів). На відміну від них, індустриальні перешкоди проявляються асинхронно на таких відстанях, зменшуючись при віддаленні точки приймання від джерел. Їх інтенсивність виявляє кореляцію з доступним спостереженню режимом джерел перешкод.

Стационарні перешкоди з боку довгохвильових і середньохвильових радіостанцій на вищезгаданих відстанях можуть проявлятися синхронно, однак вони виявляють зв'язок інтенсивності з геологічною будовою (геологічним розрізом), що вивчається методом радіокіп [89, 99]. Засобом боротьби з індустриальними перешкодами під час їх інтенсивного проявлення, коли вони виявляються на опорній станції, є відбракування даних за проміжками часу.

Коли нема впевненості, що на опорній станції достатньо придушені та надійно розпізнаються перешкоди, вдаються до розміщення двох станцій на невеликих відстанях одна від одної у ближній зоні вогнища, у якого припускається нерівномірність та несинхронність поляризації прилеглих до станції частин в різних проміжках часу. Ці станції є взаємно-опорними. Відстані між ними вибираються так, щоб нестационарні перешкоди на них виявлялися приблизно синхронно.

Несинхронні варіації у цих випадках відносять з великою вірогідністю до нерівномірності поляризації вогнища та несинхронності механоелектричних перетворень у ньому.

Наприклад, у зоні розлому станції розміщують на різних крилах симетрично відносно лінії зміщувача або контакту різних товщ гірських порід, під час вивчення зсувів — в головній частині та в язичку, чи в інших динамічно різних частинах, на різних горизонтах при відпрацюванні родовищ шахтним способом тощо. Кількість цих станцій може сягати десятка, детальність вивчення об'єкта визначається відстанню між станціями і освітленістю, спостереженнями його основних структурно-морфологічних елементів.

В результаті тривалих спостережень виділяються регулярні варіації напруженості ПЕМПЗ.

Профілювання під час вивчення ПЕМПЗ методично будується так само, як і в методі радіокіп при вивченні магнітотелуричних варіацій [87, 99]. Виконується воно зазвичай двома станціями, одна з яких, нерухома, призначена для вимірювання варіацій ПЕМПЗ в часі, а друга зміщується по профілю для

виявлення швидкості рахунку на деякій ділянці. Профілювання наче складається з великої кількості короточасних варіаційних спостережень, що виконуються синхронно нерухомою (опорною) станцією та рухомою. Методично розрізняються одноточкове профілювання, коли в кожній точці рухомої станції виконується одне визначення швидкості рахунку; багатоточкове профілювання, при якому синхронно виконуються при нерухомих станціях кілька підрахунків по рухомій, після чого вона зміщується на іншу точку.

Профілювання проводиться для різних геологічних та методичних цілей. Воно дає можливість впродовж короткого часу охопити дослідженнями значну площу, вибрати ділянки майбутнього розміщення станцій для варіаційних спостережень, оцінити вплив нестационарних завад.

Робота з профілювання однієї рухомої станції без опорних спостережень допускається в разі доброї вивченості особливостей тимчасового ходу ПЕМПЗ в районі, на ділянках з малим рівнем індустриальних перешкод і при надійному придушенні перешкод радіостанцій смуговою фільтрацією.

Спеціальна апаратура для спостережень ПЕМПЗ у нашій країні та за кордоном серійно не випускалась. Сьогодні застосовуються різні варіанти дослідних приладів, виготовлених спеціально для вимірювання швидкості рахунку імпульсів, які складаються загалом з антени, підсилювача з фільтром і реєстратора імпульсів — лічильника, осцилографа чи стрілкового індикатора. Технічні характеристики таких приладів суттєво відрізняються і тому результати є важко порівняними, іноді суперечливими. Відомий комплект апаратури “ТПИ – ТомскТисиз” [21]. Він дає можливість проводити роботу в різних режимах за допомогою магнітних і електричних антен і може використовуватись як в польових, так і в лабораторних умовах. Суттєвим недоліком його є потреба в сітьовому електроживленні, великі габарити, а також необхідність у виготовленні стикувальних пристроїв.

У Томському політехнічному інституті пізніше була розроблена багатоканальна станція “Катюша-2”, яка працює в напівавтоматичному режимі і

призначена для стаціонарних спостережень ПЕМПЗ за магнітною та електричною складовими в наземних і підземних умовах.

Спостереження ПЕМПЗ здійснюють переважно магнітними антенами, серед яких найбільш поширені котушки з нефритовими осердями індуктивністю від десятих часток до одиниць Генрі. Застосовуються також багатовиткові рамкові антени з площею витка порядку 1 м^2 , які мають більш вкрапленою вибірковою напрямленістю прийому сигналів.

Найбільш зручною для профілювання є станція, виготовлена на базі польового гамма-радіометра. Переробка радіометра полягає в заміні давача радіації на магнітну антену, котра узгоджується за допомогою спеціального блоку з рахунковою схемою. Узгоджувальний каскад виконує також роль активного фільтра. Така “приставка до радіометра” відрізняється компактністю, легкістю та герметичністю. З різних типів радіометрів рекомендується використовувати СРП-2 або СРП-68-01.

Дослідним виробництвом Західно-Української геофізичної розвідувальної експедиції (ДВ ЗУГРЕ) об'єднання “Укргеофізика” був розроблений радіохвильовий індикатор напружено-деформованого стану порід РВІНДІС.

Сьогодні в ДВ ЗУГРЕ розроблена нова конструкція індикатора ПЕМПЗ РВІНДІС-II-03. Він забезпечує цифрову індикацію щільності потоку імпульсів ПЕМПЗ в межах від 0 до 10 тисяч імпульсів за секунду з нижнім порогом дискримінації за напруженістю магнітної складової не більше $1,5 \times 10^{-5} \text{ А/м}$. Рахунок імпульсів може проводитися в різних режимах роботи — від 1 с до 10 хв.

В ОКБ Київського заводу “Геофізприлад” розроблена компактна апаратура “Апогей”. В її основу покладений РВІНДІС зі зміною функціональної і принципової електричної схем, що забезпечують вибір необхідної чутливості і діапазону параметрів, що реєструються, мале енергоспоживання, зменшені габарити і більш стабільне автономне живлення. Прилад “Апогей” забезпечує реєстрацію середньої частоти проходження імпульсів ПЕМПЗ від 0 до

10^5 c^{-1} . Приймальна частина приладу “Апогей” забезпечує підсилення сигналу в смузі частот від 3 ± 1 до 55 ± 5 кГц. Чутливість за напруженістю магнітної складової зовнішнього електромагнітного поля на частоті 10 кГц не менше $0,5 \cdot 10^{-4}$ А/м. Регулювання підсилення відбувається ступінчасто в межах 5 положень. Час вимірювань змінюється ступінчасто і становить $0,1 \pm 0,005$; $1 \pm 0,05$; $10 \pm 0,5$; 100 ± 1 С. Діапазон робочих температур зовнішнього середовища для приладу “Апогей” — від мінус 10° до плюс 50° .

Під керівництвом професора В.Н.Саломатіна [80] розроблено серію приладів типу “АДОНИС”, які виготовлені спеціально для вимірювання кількості електромагнітних імпульсів.

2.2. Вибір матеріалів досліджень

Відповідно до викладеної постановки задач дослідження в роботі вивчалися закономірності навантаження трубопроводу у зоні сповзання ґрунту.

Тому в дослідженнях використовувались зразки, вирізані з труби діаметром 1020 мм (товщина стінки 12 мм). У цьому випадку сталь знаходилась у нормалізованому стані, що відповідало заводському технологічному процесу виготовлення труб. Оскільки для їх виготовлення останнім часом широке застосування має сталь 17Г1С, то ця марка була прийнята основною в наших дослідженнях. Хімічний склад цієї сталі наведений у таблиці 2.1 і відповідає ТУ 14-1-1950-77, а механічні властивості – в таблиці 2.2.

В основному використовувались зразки, вирізані з нових труб. У випадку вивчення впливу експлуатаційного окрихчення (деградації) матеріалу на його корозійно-механічні властивості використовували зразки з труб, які працювали 29 років.

Таблиця 2.1

Хімічний склад сталі 17Г1С

Вміст елементів, % (за масою)							
C	Si	Mn	P	S	Al	Ce	Ni
0,17	0.55	1,4	0,03	0,025	–	–	0,11

Таблиця 2.2

Механічні властивості сталі 17Г1С

σ_T , МПа	σ_B , МПа	δ , %	ψ , %	KCV, Дж/см ²
425	600	26	55	37

2.3. Випробування на статичний розтяг

В роботі широко застосовували механічні випробування зразків на статичний розтяг. Досліди проводили на універсальній випробувальній машині типу УМ-5А з автоматичним записом діаграми навантаження в координатах „навантаження Р – переміщення активного захвату”, яка здійснювалася через тензOMETричний динамометр на самопишучому електронному потенціометрі. Швидкість деформації 0,06 мм/с.

При механічних випробуваннях на статичний розтяг підраховували такі механічні характеристики: номінальна границя міцності σ_B ; границя текучості $\sigma_{0.2}$; показники пластичності δ і ψ .

Завдяки самопишучому електронному потенціометру була можливість здійснювати попереднє пластичне деформування зразків за наперед заданими параметрами. Ескізи зразків, призначених для механічних випробувань розтягом, представлені на рис 2.1.

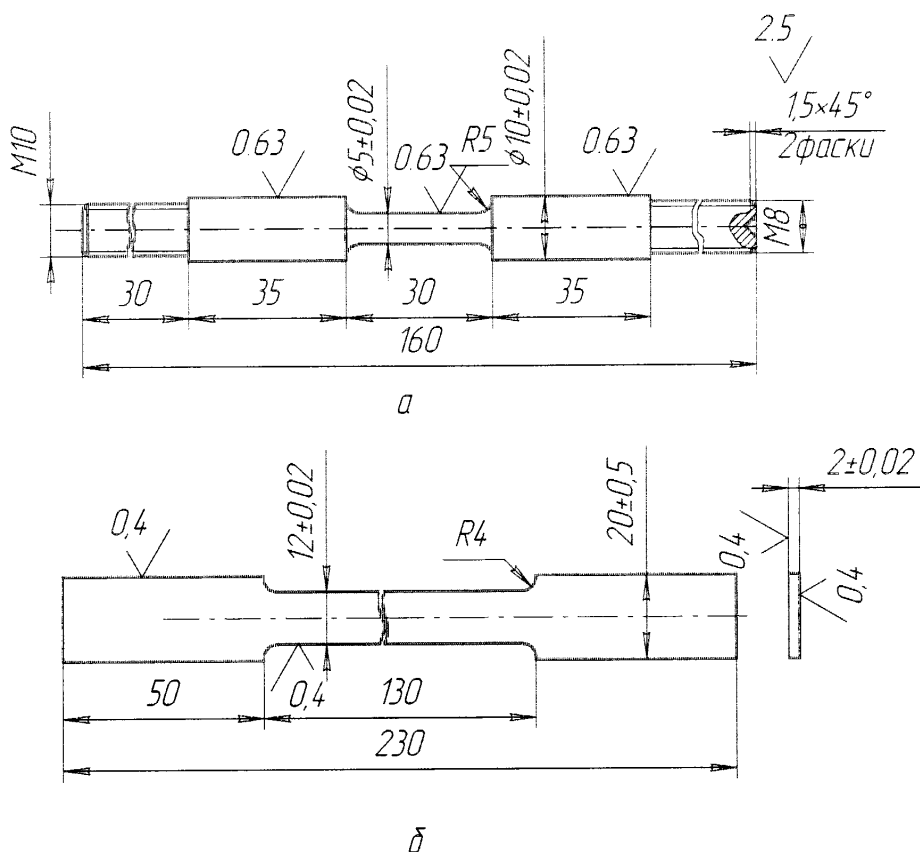


Рис. 2.1. Ескізи зразків, призначених для механічних випробувань на :
а – розтяг, б – розтяг і циклічну тріщиностійкість

Машини для випробувань на розтяг були обладнані пристроями для температурних випробувань в широкому діапазоні від 77 до 373К.

Випробування при температурі рідкого азоту (77К) проводили в холодильній камері, яку повністю заливали рідким азотом. Випробування зразків при температурах вище 77К і нижче кімнатної здійснювали в тій же холодильній камері, але охолодження зразків у цьому випадку відбувалося парами азоту. Для випробувань при підвищених температурах використовували малоінерційну ніхромову пічку.

2.4. Втомні випробування

Випробування на втому проводили при чистому круговому згині на машинах ИМА-5 (частота 50 Гц). При цьому використовували зразок, ескіз якого представлений на рис 2.2.

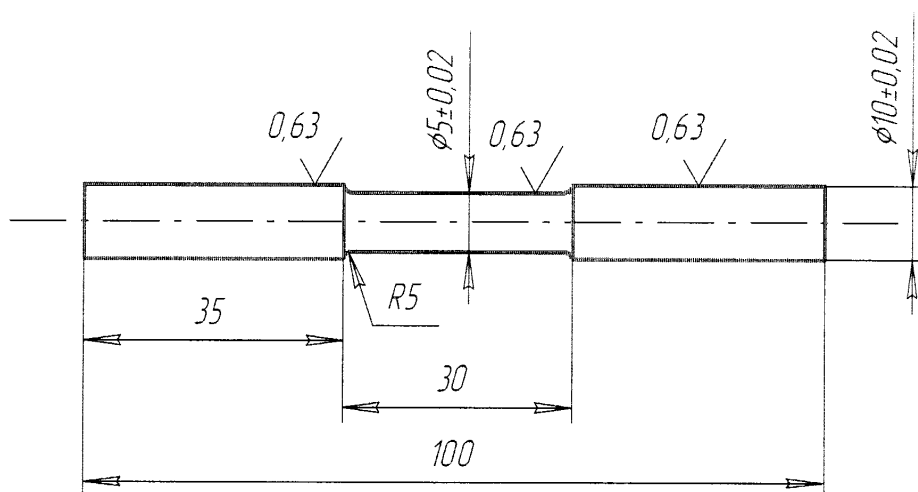


Рис. 2.2. Ескіз зразка, призначеного для випробувань на втомну міцність

Коли вивчали вплив попереднього пластичного деформування на втомні властивості сталей, то зразок (рис. 2.1 а) попередньо піддавався деформації розтягом. Потім ту частину, з допомогою якої він кріпився на випробувальній машині УМ-5А, відрізали.

2.5. Наведення тріщин на зразках, призначених для оцінки опору поширенню тріщини

Для нанесення тріщин на плоских зразках з концентраторами (рис.2.10) використовували спеціально виготовлену вібраційну установку відцентрового типу (рис. 2.3).

Контроль за кінетикою росту втомної тріщини здійснювали за допомогою катетометра КМ-6.

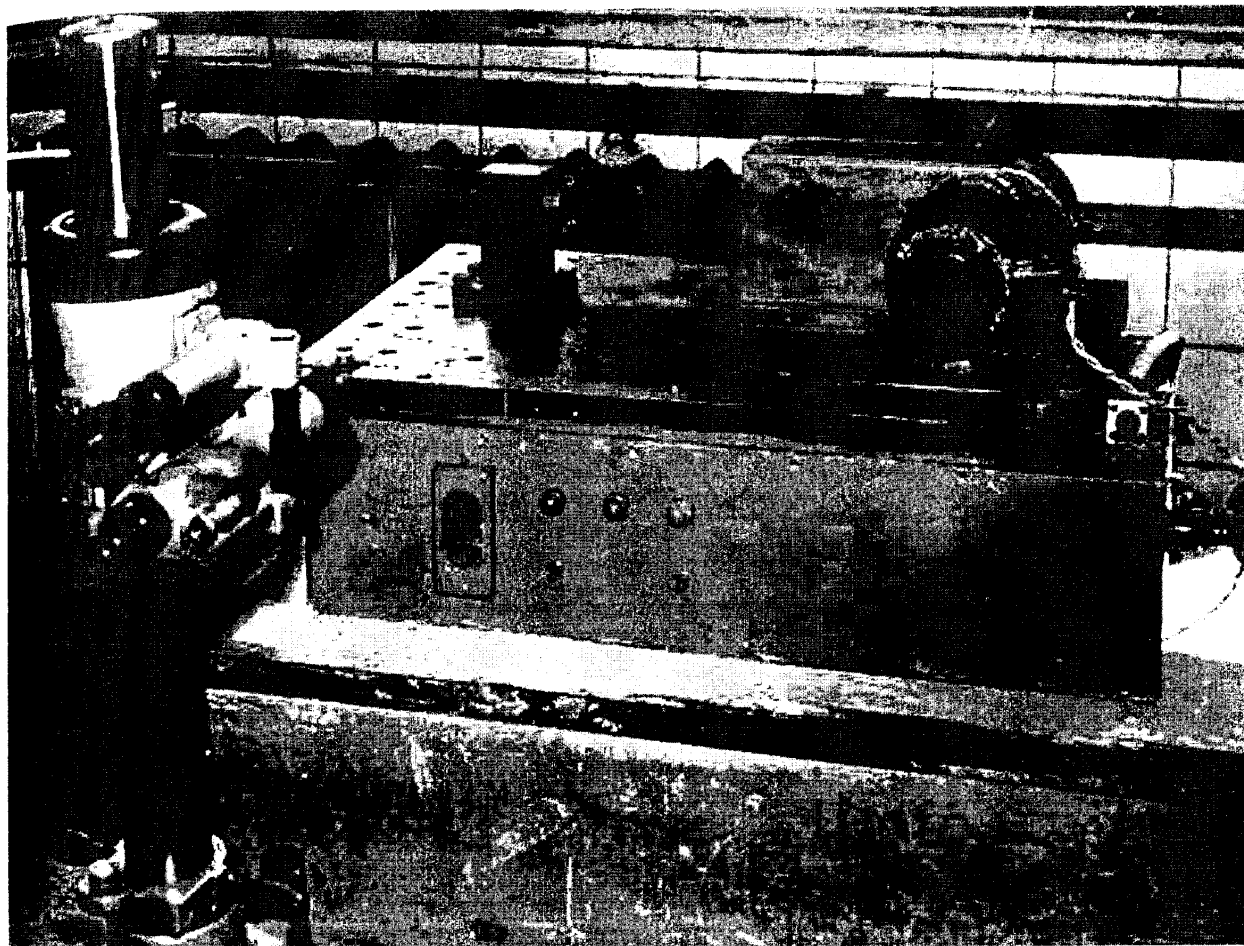


Рис.2.3. Загальний вид установки для наведення тріщин на балкових зразках

Для створення зовнішньої кільцевої втомної тріщини у вершині концентратора циліндричного зразка, призначеного для випробувань на в'язкість руйнування (рис. 2.4), використовували машину НУ-5.

Встановлено, що застосування певних режимів випробувань (малоциклова втома в присутності води при частоті навантаження 49 циклів за хвилину і рівні напружень в межах $0,7 \dots 0,8 \sigma_{0,2}$) забезпечує поступовий осесиметричний розвиток тріщини в глибину. За наявності достатніх практичних навичок ставало можливим одержання кільцевої осесиметричної тріщини регламентованої глибини на циліндричних зразках (рис.2.5).

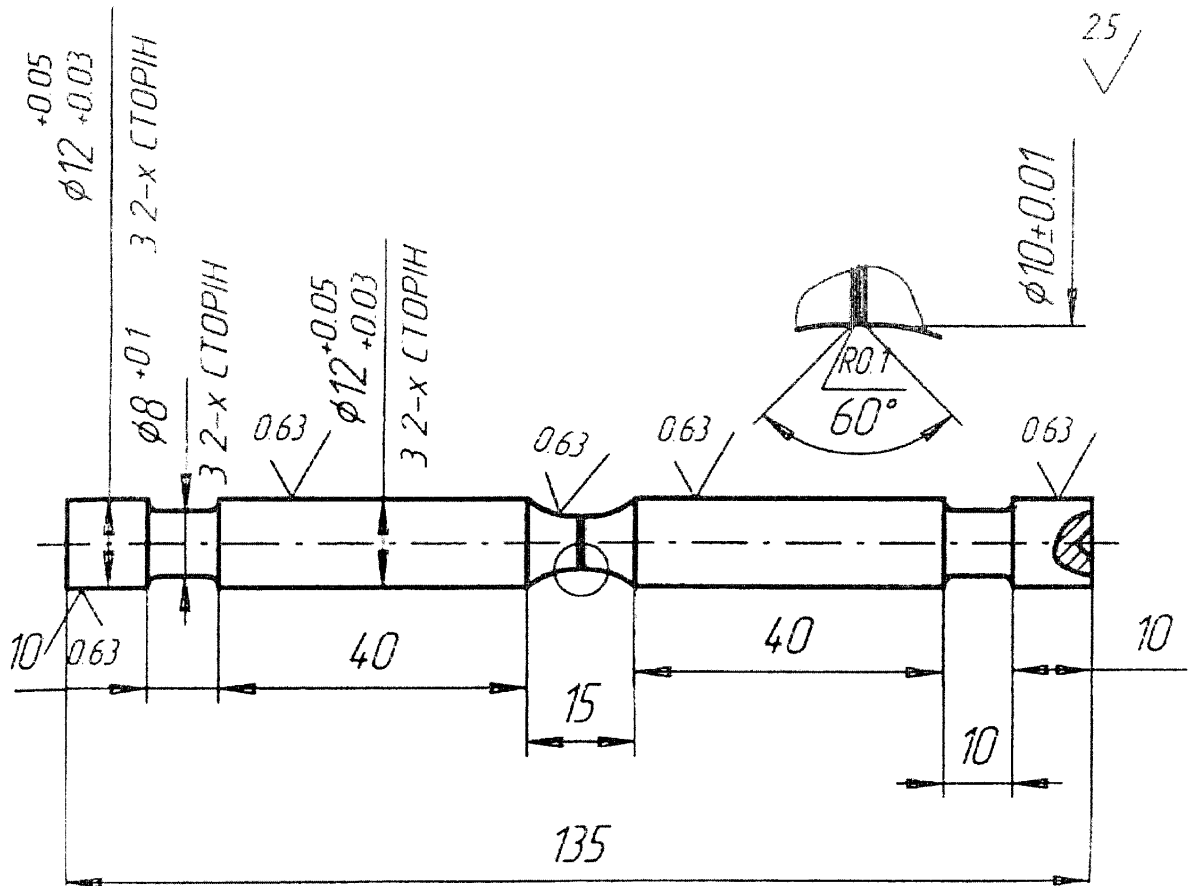


Рис. 2.4. Ескіз зразка, призначеного для випробувань на в'язкість руйнування розтягом

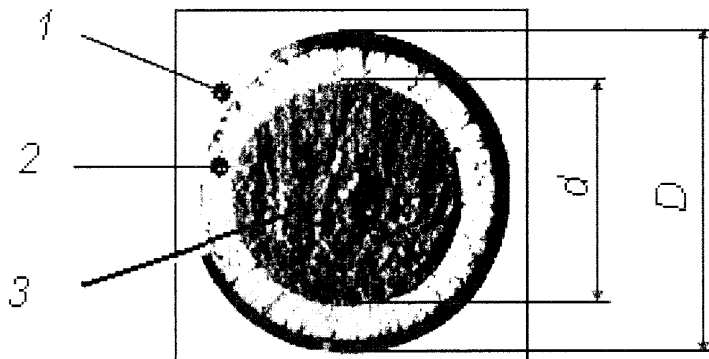


Рис. 2.5. Злам циліндричного зразка, одержаний при розтягу з кільцевою осесиметричною тріщиною (1 – зона конструктивного концентратора; 2 – кільцева втомна тріщина; 3 – зона долому)

Загальний вид установки для нанесення втомних тріщин в присутності води представлений на рис. 2.6.

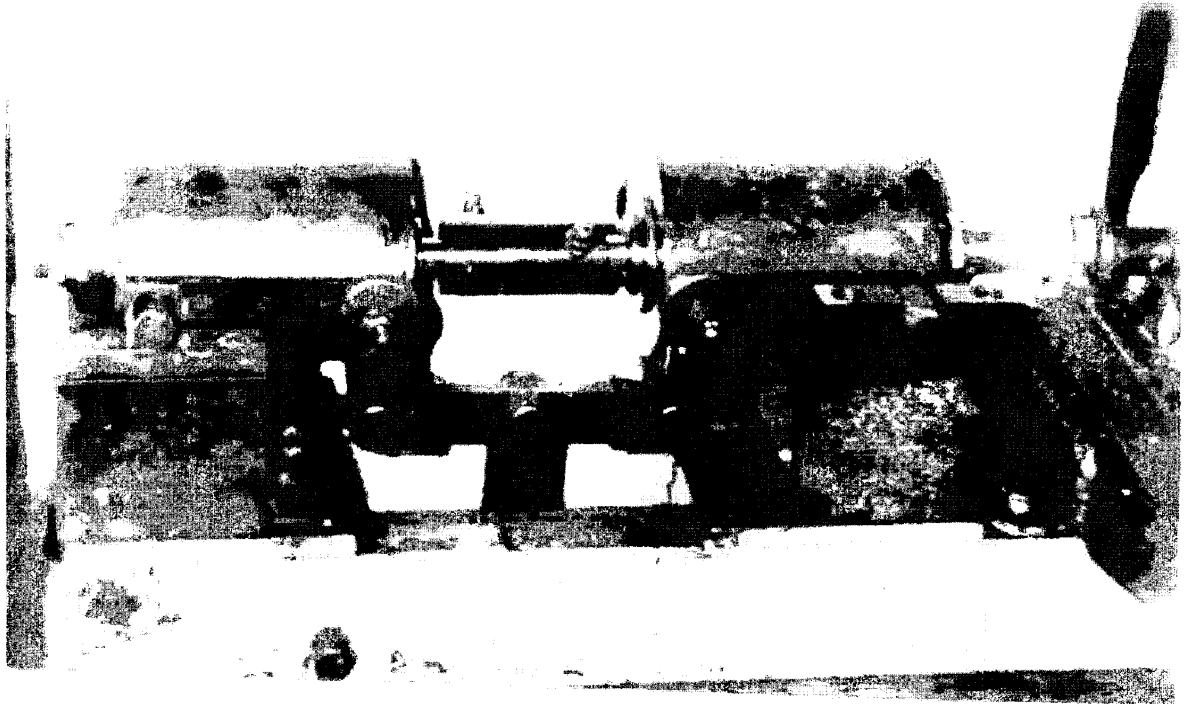


Рис. 2.6. Загальний вид установки для нанесення втомних тріщин на циліндричних зразках в присутності води

2.6. Випробування на циклічну тріщиностійкість

Для випробування на циклічну тріщиностійкість сталей використовували призматичні зразки у вигляді балки з одностороннім бічним надрізом (рис.2.1,б) Чистота обробки та гострота концентраторів регламентувалась згідно з ГОСТ 2789-73. Для візуального спостереження за ростом тріщини робочу частину зразків полірували з використанням алмазних паст різної зернистості.

Циклічну тріщиностійкість досліджуваних матеріалів оцінювали згідно з методичними рекомендаціями [66] шляхом консольного навантаження зразків. Задавались певним розмахом циклічного навантаження ΔP , вимірювали дов-

жину тріщини і фіксували відповідне число циклів навантаження. Швидкість росту тріщини визначали як відношення приросту довжини тріщини Δl між двома вимірюваннями до відповідного числа циклів ΔN . Приріст тріщини між двома послідовними вимірюваннями складав не менше 0,2 мм. Величину коефіцієнта інтенсивності напружень для випробувань на консольний згин визначали за формулою [72]

$$K = \frac{4.12M}{t\sqrt{W^3}} \sqrt{a^{-3} - a^3} \quad (2.1)$$

де

$$a = 1 - \frac{l}{W} \quad (2.2)$$

M - згинальний момент;

l - довжина тріщини;

t, W — розміри зразка.

Під час досліджень величину розмаху навантажень підтримували постійною. За експериментальними результатами будували кінетичні діаграми втомного руйнування (КДВР) - залежності швидкості росту втомної тріщини dl/dN від амплітудних значень коефіцієнта інтенсивності напружень ΔK . Для побудови КДВР згідно з методичними рекомендаціями випробовували не менше трьох зразків.

Порогові значення, що відповідають росту тріщини зі швидкістю порядку 10^{-10} м/цикл, визначили методом ступеневого зниження навантаження. При цьому завжди приріст тріщини після чергового пониження навантаження був на порядок більше розміру пластичної зони для вершини тріщини, яка відповідала рівню навантаження на попередньому ступені. Розмір пластичної зони визначали за формулою :

$$r = 1/8\pi(\Delta K / \sigma_{0,2})^2 \quad (2.3)$$

Ті рівні ΔK , при яких мав місце стабільний ріст тріщини зі швидкостями $1 \dots 3 \cdot 10^{-10}$ м/цикл, приймали за порогові значення ΔK_{th} .

Експеримент проводили на випробувальних установках із жорстким типом навантаження за допомогою кривошипно-шатунного механізму (рис.2.7). Запис розмаху зусилля навантаження здійснювали на потенціометрі КСП-4. Зразки випробовували при віднульовому циклі навантаження. Частота циклічного навантаження становила $f=10$ Гц. Спостереження за ростом тріщини та вимірювання її довжини проводили за допомогою мікроскопів МПБ-2 з похибкою вимірювання не більше 0,01 мм.

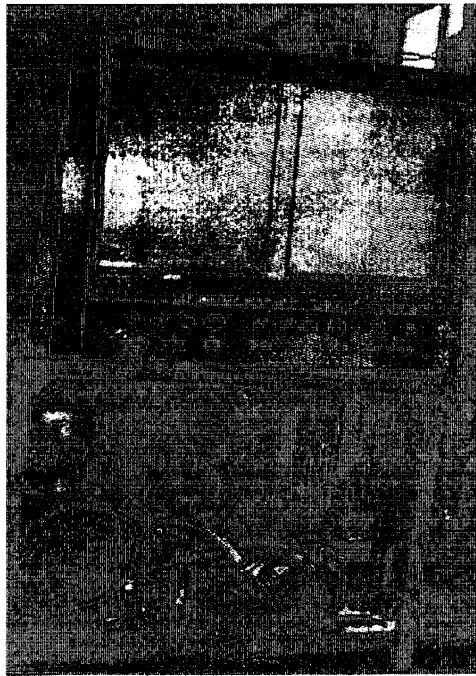


Рис. 2.7. Установа для випробувань на циклічну тріщиностійкість

2.7. Методика оцінки ефекту закриття втомної тріщини

При дослідженні циклічної тріщиностійкості враховували ефект закриття тріщини (ЗТ), який полягає в змиканні берегів тріщини позаду її вершини протягом певної частини позитивного циклу навантаження. ЗТ зумовлює зменшення рівня розмаху КІН до величини ефективного ΔK_{eff} , який визначається як

$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op}$, а ефект ЗТ кількісно оцінюється коефіцієнтом відкриття тріщини

$$U = \frac{K_{max} - K_{op}}{K_{max} - K_{min}} = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K}, \quad (2.4)$$

де K_{op} - рівень КІН, при якому вершина тріщини починає розкриватися.

Оцінку ЗТ здійснювали за допомогою відомої методики [73], яка полягає в реєстрації зміни зусилля на зразку і переміщенні берегів тріщини приблизно на рівні її вершини в циклі навантаження. Деформацію заміряли високочутливим тензометричним датчиком переміщень, який закріплювали на зразку на обох берегах тріщини, симетрично до її вершини, на віддалі 4 мм за допомогою гострих контактів (рис.2.8а).

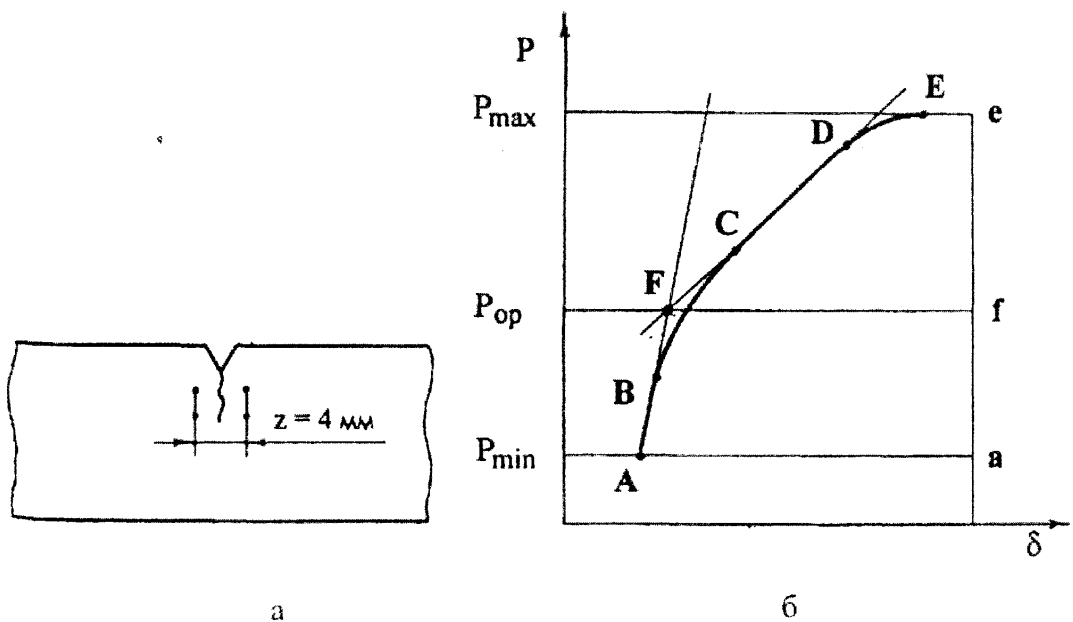


Рис. 2.8. Визначення закриття тріщини:

а - кріплення датчика переміщень; б - типова діаграма зміщення берегів тріщини від зовнішнього навантаження

Експериментально ефект ЗТ проявляється в порушенні лінійної залежності величини деформації берегів тріщини від зовнішніх зусиль, прикладених

до зразка. Сигнал від датчика переміщень подається на двокоординатний самописець ЛКД. На цей же прилад подається сигнал від тензодинамометра. Діаграма залежності зміщення берегів тріщини від зовнішнього зусилля викреслюється за один цикл навантаження. У найбільш загальному випадку вона може включати чотири типові ділянки (рис.2.8 б). Лінійні ділянки АВ та CD відповідають повністю закритій та відкритій тріщині, тоді як ділянка ВС відтворює зміну податливості зразка з частково відкритою тріщиною. Ділянка DE відповідає початку пластичного течіння в матеріалі. Повертаючись до ділянки ВС можна стверджувати, що вона відтворює неодночасність розкриття берегів тріщини по її фронту в процесі навантаження: точка В відповідає початку, а С – закриттю процесу розкриття тріщини вздовж всього її фронту.

В роботі [59] запропоновано визначати K_{op} за точкою F – продовження прямолінійних ділянок АВ і CD. Співвідношення відрізків fe та ac визначає значення U .

Отримані дані використовували для побудови ефективних КДВР у координатах $dl/dN \rightarrow \Delta K_{eff}$.

2.8. Випробування на статичну тріщиностійкість

За результатами випробувань на статичну тріщиностійкість визначали критичний рівень коефіцієнта інтенсивності напружень K_c . Для цього зразки (рис. 2.1б,) з попередньо наведеною втомною тріщиною навантажували розтягом, керуючись вимогами нормативного документа [26]. Визначення величини K_c зумовлено недотриманням умов коректності визначення K_{IC} по товщині зразка [26]:

$$t \geq 2,5 \left(\frac{K_c}{\sigma_{0,2}} \right)^2 \quad (2.5)$$

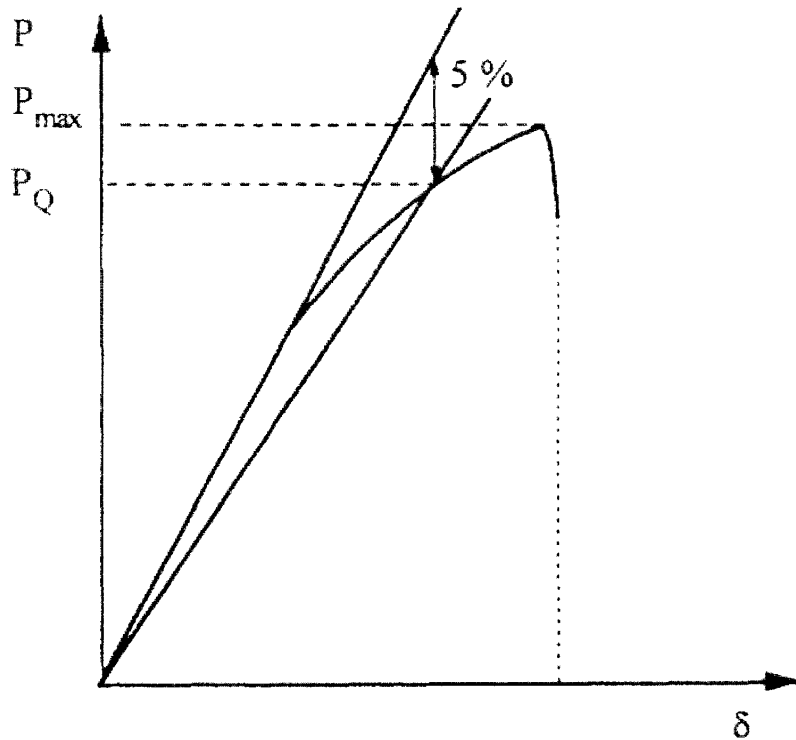


Рис. 2.9. Схематичне зображення діаграми P - δ для визначення критичного значення сили P_Q

Для попереднього наведення втомної тріщини використовували експериментальні втомні машини з навантаженням за схемою консольного згину. Наводили тріщину при асиметрії $R = 0,1$ таким чином, щоб максимальне зусилля в циклі навантаження K_{max} на кінцевій ділянці тріщини, довжиною $0,3$ від втомної тріщини, не перевищувало величини $0,6K_c$. Розтяг зразків супроводжували записом на двохкоординатному самописці діаграми "сила P - переміщення δ " вздовж осі прикладення сили, з якої визначали величину P_Q для підрахунку значення K_c .

Силу P_Q визначали по точці перетину діаграми з 5%-ною січною (рис.2.9). Величину K_c розраховували за формулами [26]:

$$K_c = \frac{P_Q}{t\sqrt{W}} \sqrt{\alpha F(\alpha)} \quad (2.6)$$

де $\alpha = \frac{l}{W}$ (2.7)

$$F(\alpha) = 1,99 - 0,41 \alpha + 18,7 \alpha^2 - 38,5 \alpha^3 + 53,85 \alpha^4. \quad (2.8)$$

Довжину тріщини l визначали як середнє 10 замірів вздовж фронту втомної тріщини, використовуючи катетометр КМ-8.

Для визначення K_{IC} найбільш придатним є циліндричний зразок з зовнішньою кільцевою тріщиною (рис. 2.4). Геометрія такого зразка забезпечує більш стиснені умови навантаження, при яких найбільш повно реалізується плоска деформація. З допомогою самопишучого електронного потенціометра фіксували руйнуюче навантаження P_c при розтягу. Величину K_{IC} визначали за формулою [26, 50]:

$$K_{IC} = \frac{P_c}{D\sqrt{D}} \cdot Y_{lp} \quad (2.9)$$

де Y_{lp} – функція, яка залежить від співвідношення d/D ,

D – зовнішній діаметр робочого перерізу зразка;

d – діаметр нетто-перерізу по кільцевій тріщині.

Для зручності проведення розрахунків значення функції Y_{lp} брали з таблиці [50, с.53]. Величину d визначали як середнє 10 замірів нетто-перерізу, яку вимірювали з допомогою інструментального мікроскопа.

Поряд з критичними КІН для оцінки статичної тріщиностійкості сталей широко використовують також параметр δ_k - критичне розкриття тріщини, який дає більш достовірну оцінку схильності до крихкого руйнування для сплавів підвищеної пластичності. Ескіз такого зразка наведений на рис. 2.10. При цьому необхідно враховувати, що отримана величина δ_k буде характерною, так як і K_c , тільки для даної товщини матеріалу (на відміну від K_{IC}).

Необхідність застосування втомної тріщини виключає можливість прямого вимірювання δ_k шляхом введення лопаточок вимірювача зміщення в основу тріщини. Тому в роботі використовували спосіб визначення розкриття тріщини, який полягає в вимірюванні зміщення Δ стінок тріщини [26, 54]. Розходження стінок тріщини фіксували пружними елементами з наклеєними на них датчиками опору і записували на двокоординатному самописці ПДС-021 в функції навантаження (рис.2.11).

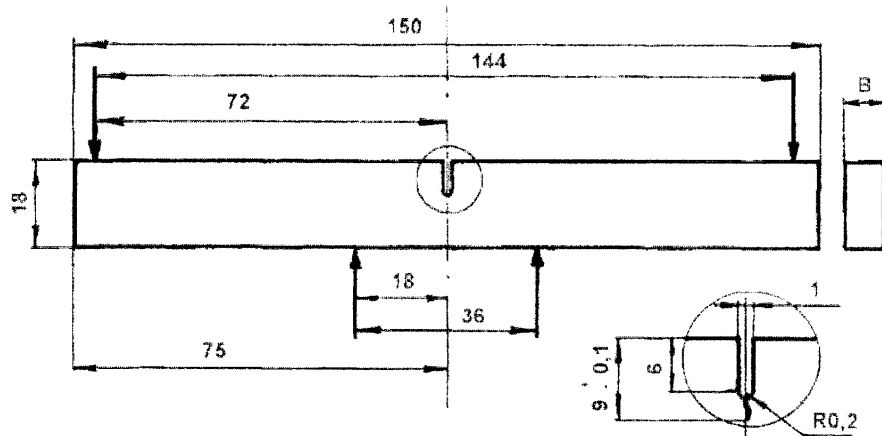


Рис. 2.10. Ескіз зразка, призначеного для механічних випробовувань на δ_k

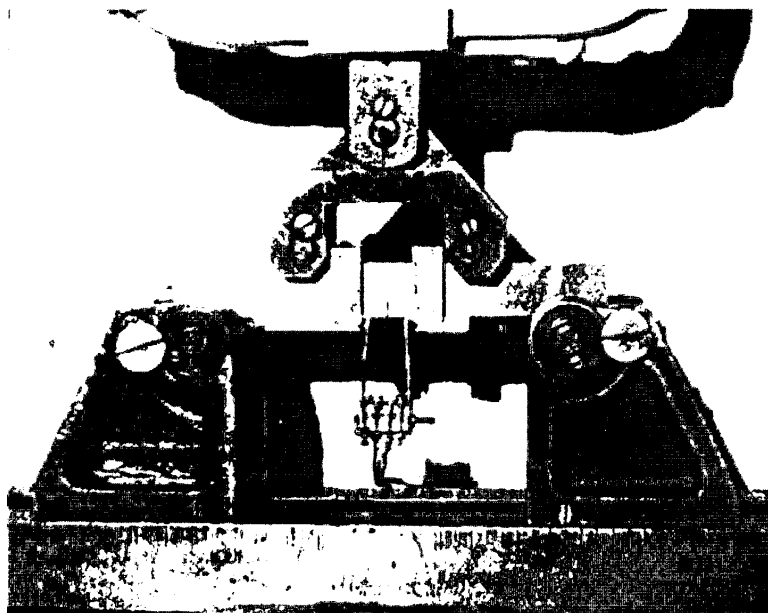


Рис. 2.11. Навантаження згином балочного зразка з тріщиною, призначеного для оцінки δ_k

При визначенні δ_k величина навантаження не представляє інтересу, а визначається (на основі геометричного перерахунку) тільки величина зміщення при розкритті тріщини в момент досягнення критичного навантаження. У випадку руйнування при зростаючому навантаженні вимірювання критичного значення Δ , позначеного через Δ_k , проводиться в точці максимуму навантаження; при наявності стрибка - в момент максимального навантаження при стрибку. Визна-

чене значення Δ_k перераховується в істинне розкриття δ_k в вершині тріщини за формулою [50]

$$\delta_k = \frac{\Delta_k}{1 + n \left(\frac{l+z}{B-l} \right)} \quad (2.10)$$

де z - віддаль від місця заміру до поверхні зразка; l - повна довжина вихідної тріщини (разом з надрізом); B - висота зразка; n — постійна.

Постійна n - доля віддалі $(B - l)$, що визначає положення центру повороту стінок тріщини при її розкритті (вони приймаються прямими). Звичайно рахують $n = 2$ (таке значення n приймалось в розрахунках), тобто ця віддаль дорівнює $\frac{B-l}{2}$ (або вісь повороту лежить посередині нетто-перерізу).

2.9. Мікроструктурні дослідження

Для контрольних оцінок якості структури та структурних змін, що протікають при термообробках, широко використовували мікроструктурний аналіз, який виконували з застосуванням оптичних мікроскопів МИМ-7 і МИМ-8. Виявлення основної структури сталей проводили 4%-ним розчином азотної кислоти в етиловому спирті. Границі вихідних (бувших) зерен аустеніту виявляли шляхом травлення шліфів в підігрітому до 340-350К насиченому водному розчині пікринової кислоти з добавкою 4-5% розчину поверхнево-активної речовини (синтолу) із застосуванням багаторазового переполірування. Кількісною характеристикою величини зерна був вибраний середній діаметр, який визначали статистичними методами. Величину зерна підраховували на мікротвердомірі ПМТ-3. В кожному випадку, ще до проведення основних механічних випробувань, здійснювали контроль якості термообробки за результатами мікроструктурного аналізу (основна структура і аустенітне зерно) і вимірювань твердості. Твердість за Роквеллом контролювали на приладі ТК.

Електронно-фрактографічні дослідження проводили на мікроскопі уЭМ-100 із застосуванням двоступеневого методу приготування реплік (целулоїд+вуглець) без відтінення. Попередньо проводили прицільно-статистичний аналіз, який усував фактор довільності. Цей аналіз включає три етапи дослідження: попередній візуальний огляд поверхні злому; перегляд на оптичному мікроскопі окремих ділянок зразка, що являють найбільший інтерес (наприклад, ділянка зародження чи поширення тріщини); і потім етап електронно-фрактографічного аналізу.

Для зони витяжки характерні неоднорідність по ширині та часті місцеві звуження і непомірні розширення. Це утруднює кількісну оцінку середньої ширини витяжки, яка проводиться з метою встановлення її залежності від рівня в'язкості руйнування. Щоб привести ширину зони до середньостатистичної величини \bar{a} , пропонується обчислювати її за формулою

$$\bar{a} = \frac{1}{N} \sum_{m=1}^{m=N} \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{i=n} a_i \quad (2.11)$$

де i – порядковий номер кожної чергової лінійної ділянки зони витяжки завдовжки ΔF , що визначається в інтервалі від одиниці до n в межах загальної довжини F ;

N – кількість реплік, за якими оцінюється зона витяжки;

a_i – дискретні значення ширини зони, що визначаються вздовж її контура з інтервалом ΔF .

Зрозуміло, що кількість значень a_i , які підраховуються в межах кожного поля репліки, дорівнює округленій до цілого числа величині $\frac{F}{\Delta F} \pm 1$.

РОЗДІЛ 3

ЗАПОБІГАННЯ ПЕРЕВАНТАЖЕННЮ ОБ'ЄКТІВ ТРУБОПРОВІДНИХ СИСТЕМ В ЗСУВОНЕБЕЗПЕЧНІЙ ЗОНІ

3.1 Вплив локальних глибинних напружень на зміну інтенсивності ПЕМПЗ

Для визначення впливу локальних глибинних напружень на зміну інтенсивності ПЕМПЗ на різних глибинах гірської породи проводили дослідження на Богородчанському підземному сховищі газу (ПСГ). Глибина газосховища 1150-1250 м. На всій глибині сховища гірська порода - це глини з пропластками пісковиків. Вивчення ПСГ даним геофізичним методом дало можливість отримати уточнену інформацію щодо розподілу підвищеного напружено-деформованого стану (НДС) гірських порід і зон релаксації напружень для визначення меж території з можливим розвитком деформаційних процесів, а також визначити просторову неоднорідність в загальному полі механічних напружень.[38]

Польові роботи виконувались в модифікації картування. Загалом виконано 512 спостережень за розподілом характеристик ПЕМПЗ при різних напрямках вимірювального елемента - вертикального (H_z) і набору горизонтальних через 45° (E_x, E_y). В тому числі проводились повторні виміри для контролю за варіаціями електромагнітного фону. Повторні контрольні спостереження проводились періодично протягом зйомки обсягом 25% від загальної кількості пікетів. При цьому похибка вимірювань не перевищувала 10%. Для більш точного встановлення ймовірного розміщення аномальних явищ в ґрунтовому масиві крок між вимірюваннями становив 25 м. Кожна точка спостережень фіксувалась на місцевості пікетом з його прив'язкою на топографічній основі з масштабом 1:5000.

Спостереження за розподілом поля напружень проводилось двома приладами типу "Адонис-32М", виготовленими спеціально для вимірювання кіль-

кості електромагнітних імпульсів за одиницю часу в компактному переносному варіанті з малим енергоспоживанням.

Обробка польових даних полягала в усередненні отриманих замірів на точці відніманням регіональних варіацій електромагнітного фону. При обробці використовувався комплекс статистичних методів аналізу спостережень для визначення їх достовірності при оцінці виявлених аномалій. Якщо область однорідна за своєю геологічною будовою, геофізичними властивостями, то випадкові значення ПЕМПЗ повинні належати до однієї генеральної сукупності, а їх відхилення мають випадковий характер.

Статистична обробка отриманих результатів здійснювалась за методикою, описаною в розділі 2.

Експеримент проводили при різних заповненнях газосховища, тобто при різних внутрішніх тисках. Перші заміри проводились в місяці червні при мінімально заповненому сховищі із внутрішнім тиском газу 58 атмосфер. Другі заміри виконували в тих же пікетах в місяці грудні при максимально заповненому сховищі з внутрішнім тиском газу 93 атмосфери. Результати досліджень представлялись у вигляді карт ізоліній середньої інтенсивності ПЕМПЗ для поверхневих вогнищ НДС на глибині 60-100 м та глибинних вогнищ НДС на глибині 600-800 м.

Для незаповненого сховища карта ізоліній середньої інтенсивності ПЕМПЗ, що характеризує глибинні вогнища НДС на глибині 60-100 м наведена на рисунку 3.1, а на глибині 600-800 м - на рисунку 3.2. Відповідно для заповненого сховища результати вимірювань ПЕМПЗ наведені на рисунку 3.3 та на рисунку 3.4.

Важливість проведеного натурального експерименту полягала в можливості виявити небезпечні зони при різних режимах роботи газосховища та прослідкувати залежності зміни інтенсивності ПЕМПЗ зі зміною завантаженості. При різних тисках порівнювались результати в одних і тих же точках. Для прикладу розглянемо ділянку довжиною 100 м між пікетами 29 та 49 (рис. 3.3)

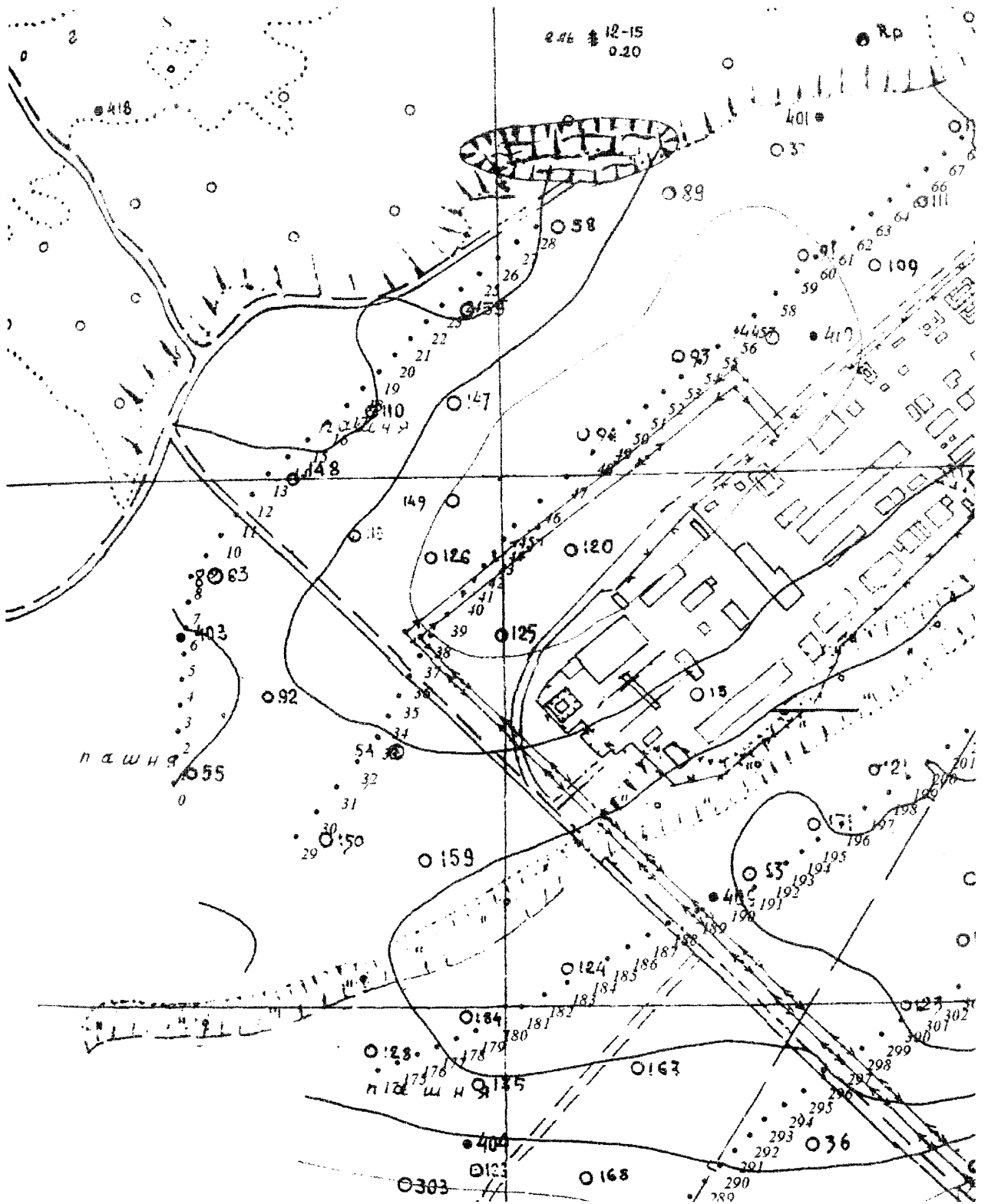


Рис.3.1. Карта ізолій середньої інтенсивності ПЕМПЗ, що характеризує поверхневі вогнища НДС (60-100 м) на площі Богородчанського ПСГ (сховище заповнене)

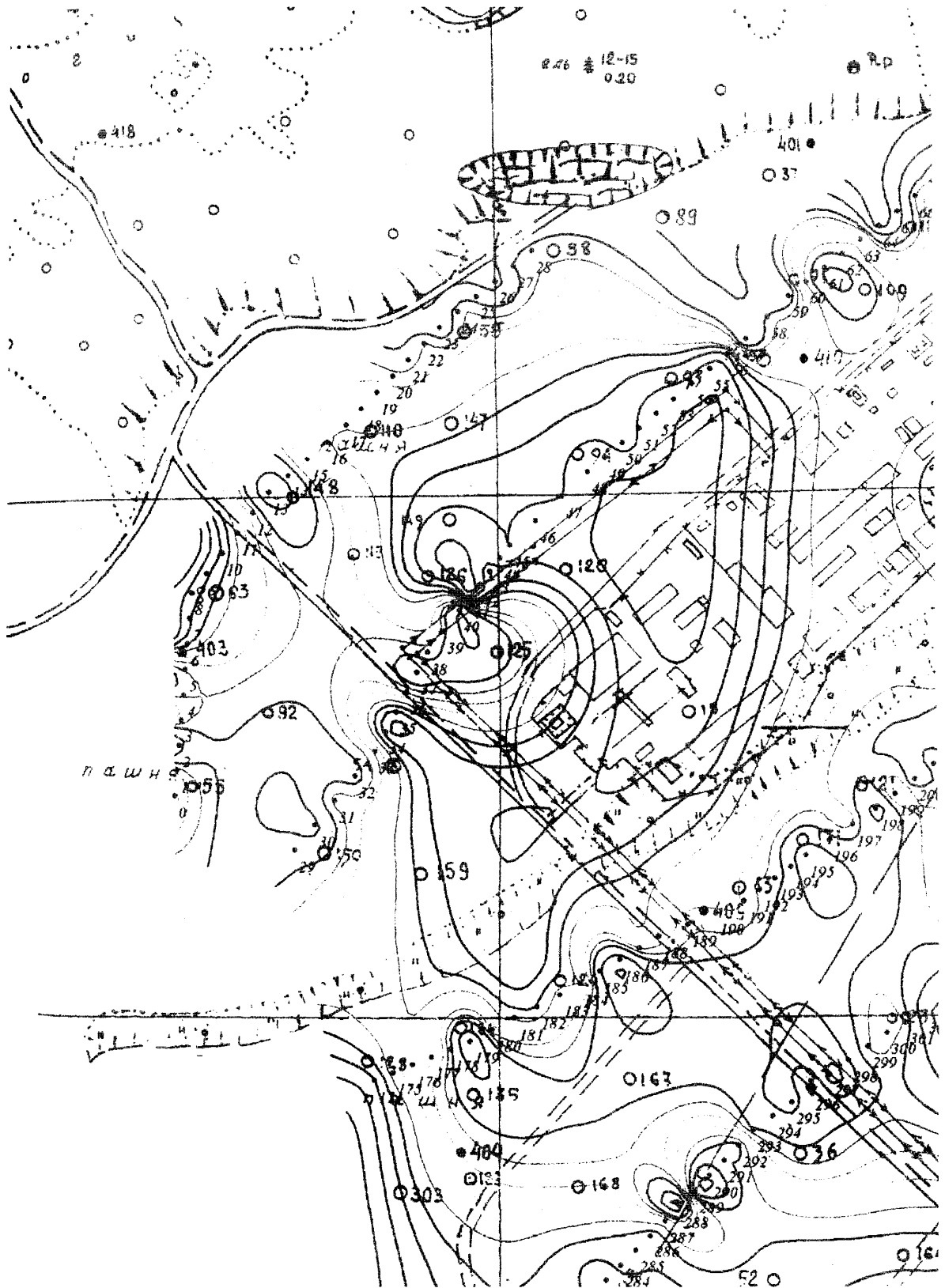


Рис. 3.2. Карта ізоліній середньої інтенсивності ПЕМПЗ, що характеризує глибинні вогнища НДС (600-1000 м) на площі Богородчанського ПСГ (сховище незаповнене)

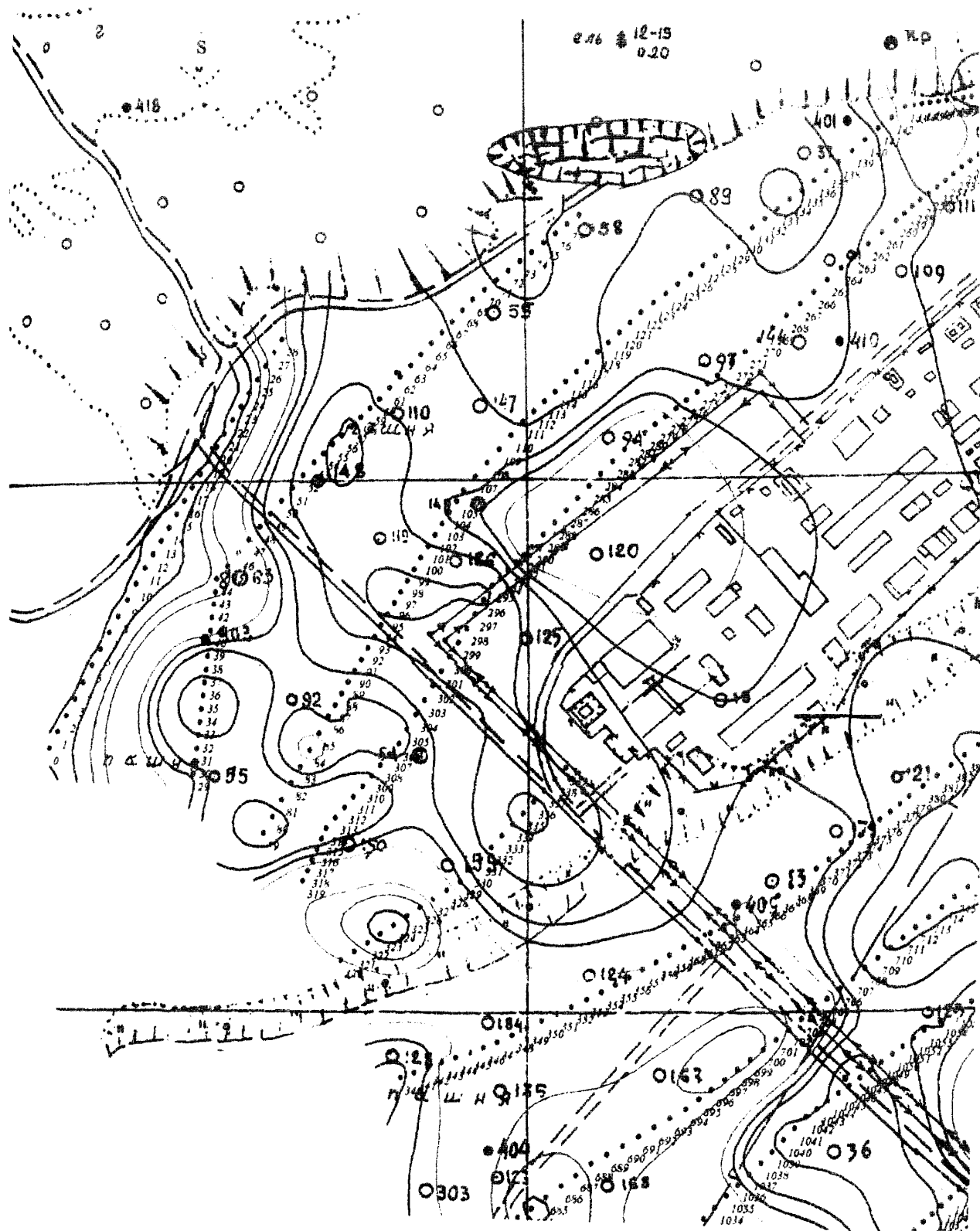


Рис. 3.3. Карта ізолій середньої інтенсивності ПЕМПЗ, що характеризує поверхневі вогнища НДС (60-100 м) на площі Богородчанського ПСГ (сховище незаповнене)

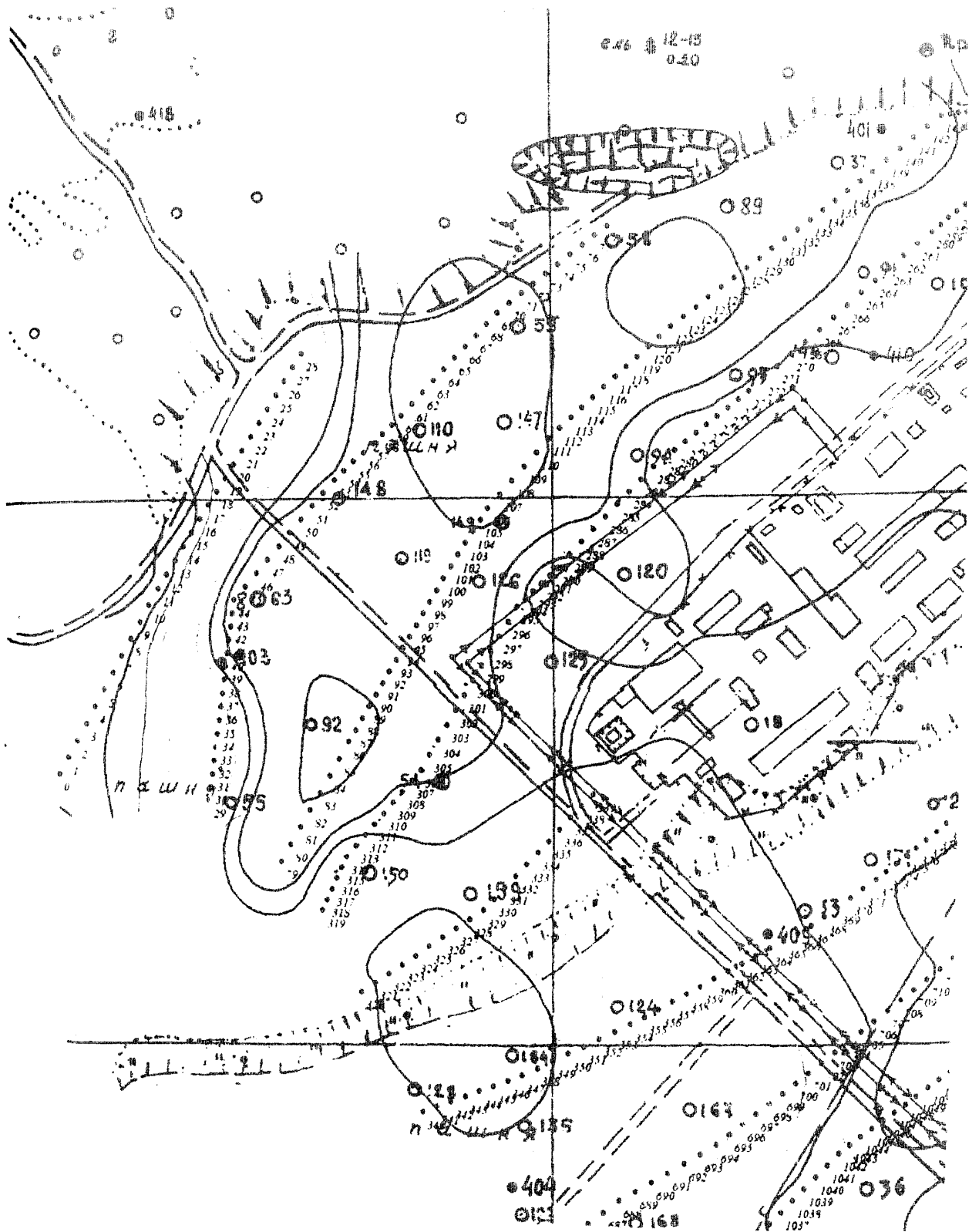


Рис. 3.4. Карта ізолій середньої інтенсивності ПЕМПЗ, що характеризує глибинні вогнища НДС (600-1000 м) на площі Богородчанського ПСГ (сховище заповнене)

Проведені порівняльні оцінки дають змогу зробити висновок, що при збільшенні внутрішнього тиску в ПСГ зменшується амплітуда зміни інтенсивності ПЕМПЗ для глибинних (рис. 3.5) та поверхневих (рис. 3.6) явищ НДС. Тобто, при більш високому тиску в ПСГ зменшуються механічні напруження в гірському масиві над сховищем. Це можна пояснити тим, що ПСГ - вичерпане газове родовище, гірський масив якого призвів до порушення природної рівноваги та створив вогнища механічних напружень в гірській породі. При заповненні підземного сховища газом відбувається зворотній процес - повернення до рівноважного стану гірського масиву, що підтверджують вимірювання інтенсивності ПЕМПЗ.

З викладеного вище слідує, що будь-яку втручання в рівновагу гірського масиву провокує утворення вогнищ механічних напружень, тобто є концентратором напружень та джерелом зародження майбутніх зсувів при відповідних умовах. Такими концентраторами напружень є траси магістральних газопроводів, прокладених в горах.

Як показали результати виконаних досліджень, що використання методу ПЕМПЗ є надійним чутливим інструментом для виявлення локальних глибинних напружень в гірській породі незалежно від природи їх виникнення. Таким чином, уже на початковій стадії формування умов утворення зсуву спостерігається зміна інтенсивності ПЕМПЗ, за допомогою якої можемо визначити межі ймовірного зсуву, що дасть можливість побудувати схему навантаження об'єкта.

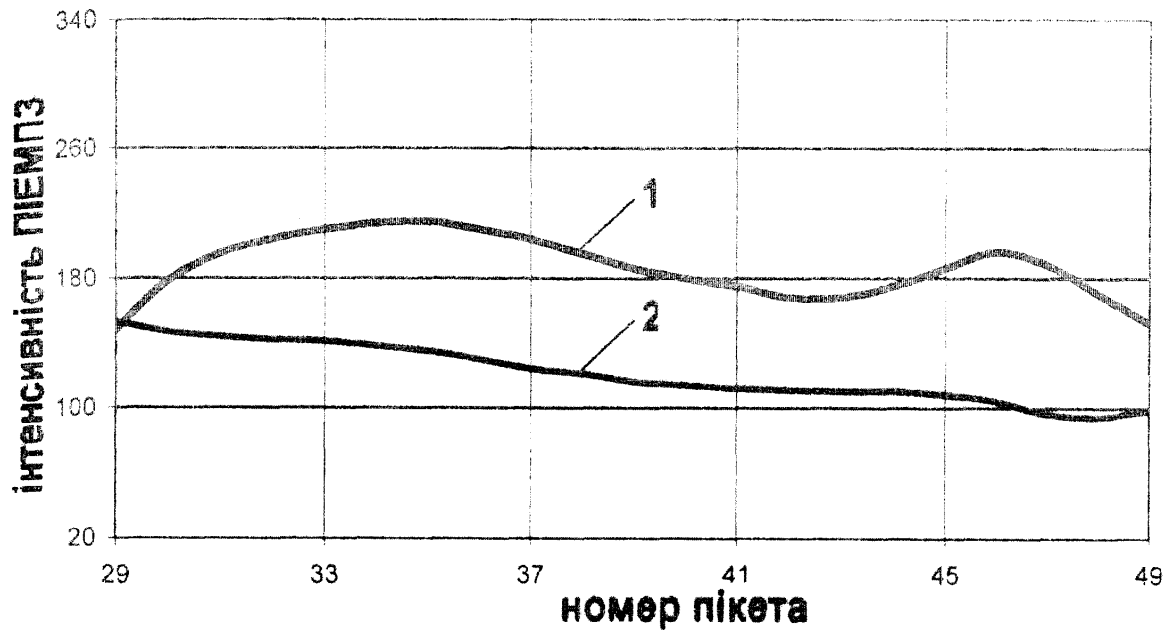


Рис. 3.5. Інтенсивність ПЕМПЗ, яка характеризує глибинні вогнища напружено-деформованого стану Богородчанського газосховища на ділянці довжиною 100 м (пікети 29..49): 1 – сховище незаповнене; 2 – сховище заповнене

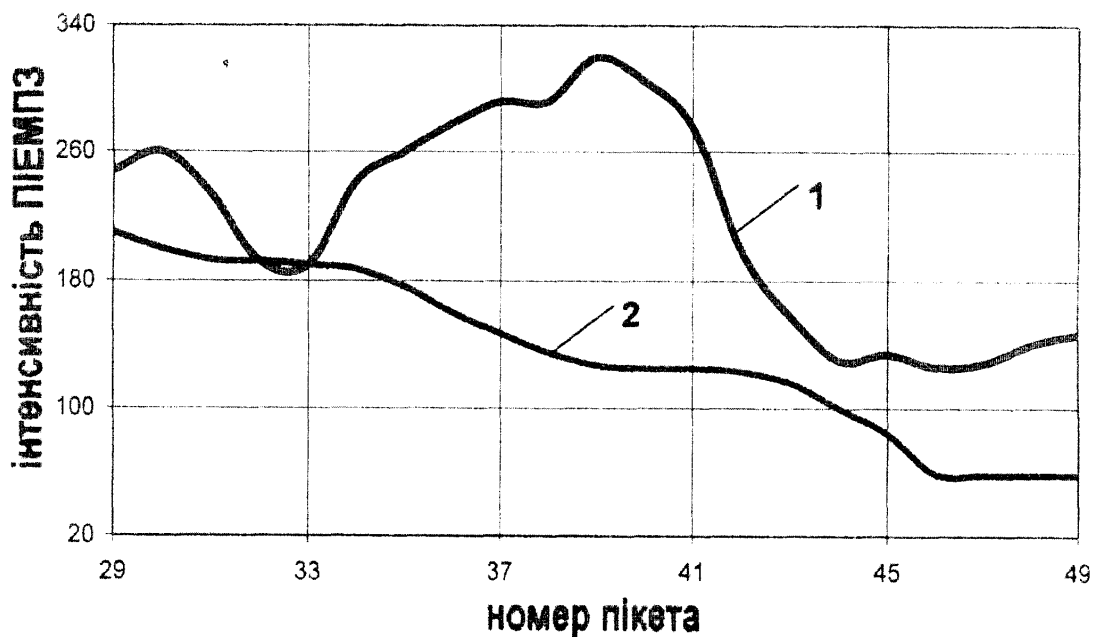


Рис. 3.6. Інтенсивність ПЕМПЗ, яка характеризує поверхневі вогнища напружено-деформованого стану Богородчанського газосховища на ділянці довжиною 100 м (пікети 29..49): 1 – сховище незаповнене; 2 – сховище заповнене

3.2 Дослідження загального поля напружень на компресорній станції “КС-2 Голятин”

Компресорна станція “КС-2 Голятин” розміщена в підніжжі гори в Карпатах. Територія станції знаходиться в зоні можливої траєкторії руху гірської маси при зсуві. На рисунку 3.7 показаний загальний план розміщення компресорної станції, з якого ми бачимо, що для підвищення надійності захисту споруд станції від можливого зсуву побудовані спеціальні захисні інженерні споруди, а саме: підпірні стінки, водоскидні колодязі і водоскидні лотки а також закріплення поверхні зсуву насадженням дерев гідрофільних порід.

Для підвищення надійності захисту споруд від зсуву “КС-2 Голятин” інститутом “ВНПТТрансгаз” був виконаний проект їх капітального ремонту і успішно реалізований.

Однак, небезпека зсуву і пошкодження споруд цієї станції існує, що вимагає постійних спостережень за розвитком зсувних процесів. Тому вона була вибрана як об’єкт дослідження для вивчення закономірностей розподілу загального поля напружень методом визначення зміни інтенсивності ПЕМПЗ. До задач входило встановлення напружено-небезпечних ділянок, виявлення ослаблених тріщинуватих зон, визначення фільтраційних потоків.

Розв’язок цієї задачі здійснювався шляхом вимірювання зміни інтенсивності ПЕМПЗ з допомогою приладу “Адонис-32М” за методикою, описаною в розділі 2.

На досліджуваній ділянці виділяються аномалії як позитивні, так і негативні. Основна частина позитивних аномалій витягнута вздовж існуючого паркана. Невеликі по площі і інтенсивності поля вогнища спостерігаються в середній частині досліджуваної території (точки спостереження 96, 141, 151, 161) рис. 3.8. Вздовж підпірних стінок виділяється декілька аномальних зон з екстремально високими значеннями інтенсивності поля, які можуть розглядатися як потенційні зсувні вогнища з можливим розвитком магістральних тріщин відриву (рис. 3.8).

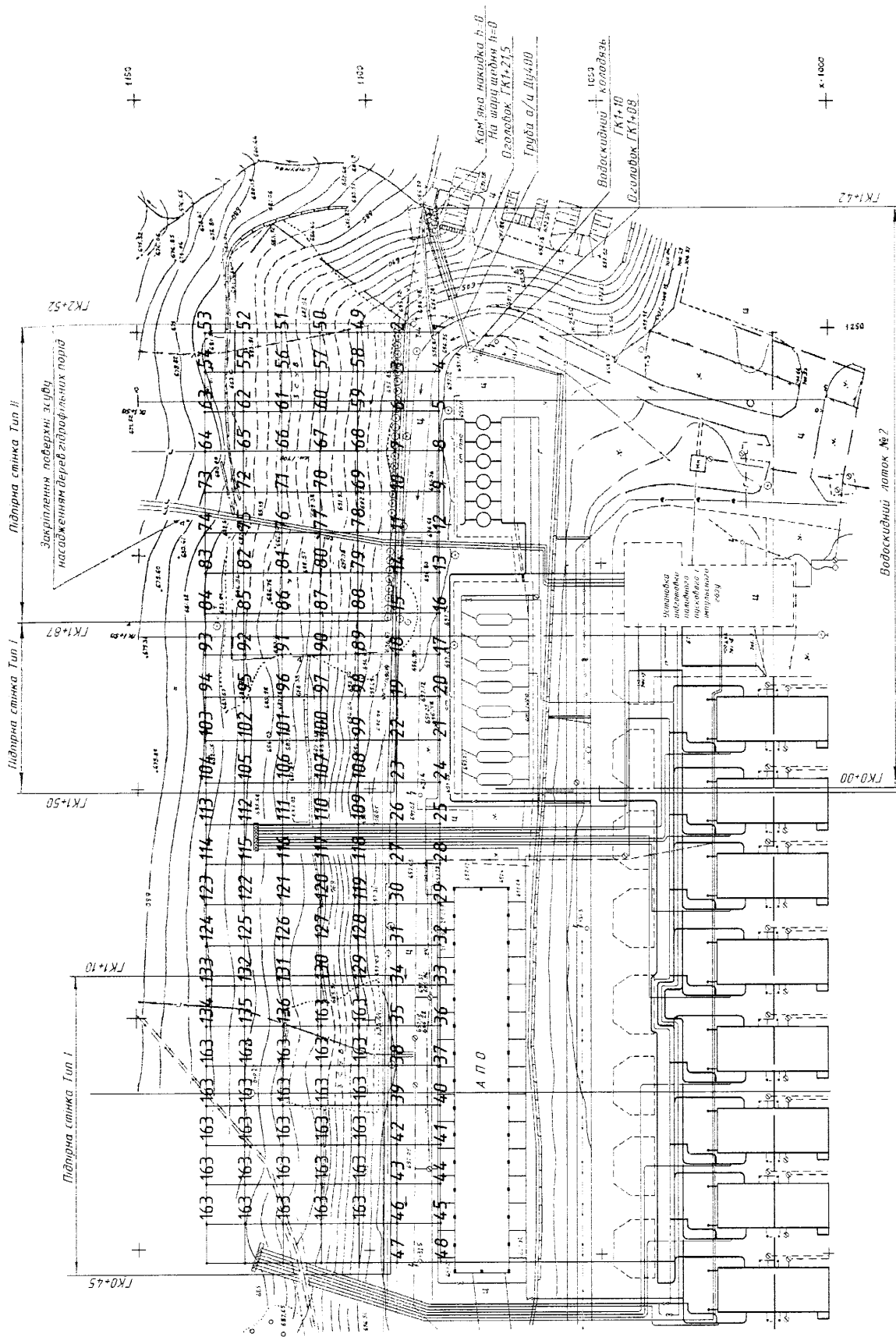


Рис. 3.7. Загальна схема території компресорної станції "КС-2 Голятин"

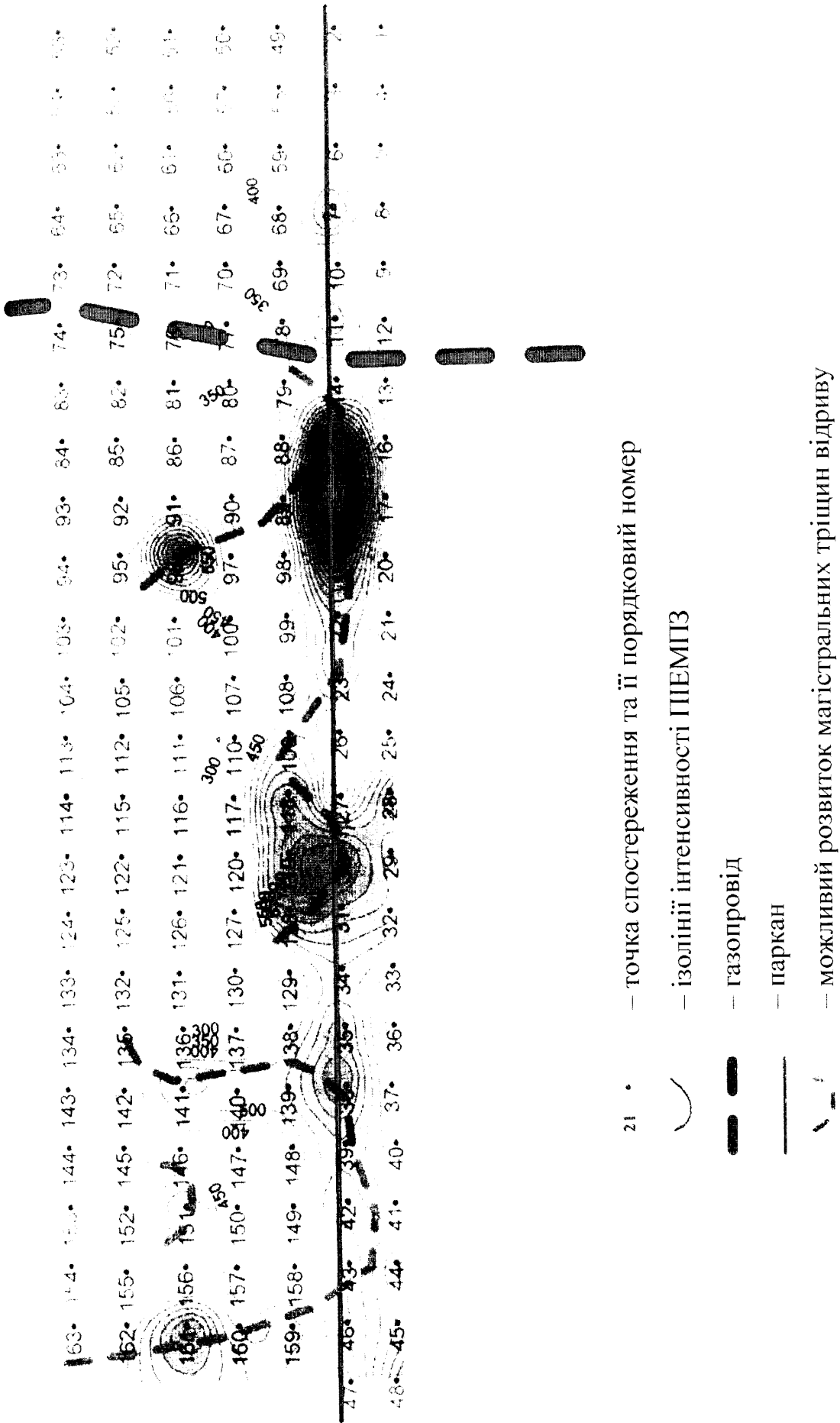


Рис. 3.8. Карта-схема інтенсивності ПЕМПЗ

Напруженість порід є інтегральною характеристикою, яка залежить від багатьох факторів і, в першу чергу, від складу і характеристик міцності порід, гідростатичного і гідродинамічного тиску.

Підвищена напруженість порід зумовлена і достатньо крутим схилом. За розробленою класифікацією професором В.М. Соломатіним масив порід відноситься до напружених і помірно-напружених [79]. Напружено-небезпечних ділянок не спостерігалось, тобто розвиток катастрофічних зміщень, обвалів на час проведення геофізичних досліджень не повинно бути. Однак, при виникненні сприятливих факторів: підвищення вологи, підрізка, динамічною дією напруження в аномальних зонах можуть зрости до критичних меж, що викличе формування локальних блокового типу зсувів з наступним розростанням і об'єднанням їх по фронту.

Рекомендується для запобігання подібних негативних явищ проводити повторні періодичні спостереження і у випадку підвищення інтенсивності ПП-ЕМПЗ у виділених аномаліях прийняти екстрені міри для зняття напружень. Це можуть бути відрізаючі розвантажувальні рови, свердловини, перебалансування ґрунтових мас, осушення та інші заходи.

На основі проведених досліджень приходимо до висновку, що в геодинамічно активних зонах Карпат необхідно здійснювати оперативний контроль за напружено-деформованим станом масивів гірських порід по трасах трубопроводів.

Повторні спостереження на особливо небезпечних ділянках дозволяють відслідкувати динаміку поля напружень і спрогнозувати розвиток геологічних процесів.

3.3 Оцінка допустимих навантажень на трубопровід у зоні сповзання ґрунту

Постановка задачі. Нехай прямолінійна нитка трубопроводу у довільному напрямку перетинає зону сповзання ґрунту на ділянці завдовжки $2l$. Силу дію рухомого ґрунту на трубопровід моделюємо рівномірно розподіленим навантаженням q , нахиленим під кутом α до осі труби. На прилеглих ділянках взаємодія з зовнішнім пружним середовищем здійснюється за гіпотезою Вінклера. Враховуючи напруження від внутрішнього тиску та сталого по довжині температурного перепаду, встановимо рівень допустимого навантаження q та його залежність від α [40].

Введемо систему декартових координат, сумістивши вісь x з віссю труби, а початок координат з серединою ділянки зсуву (рис. 3.9).

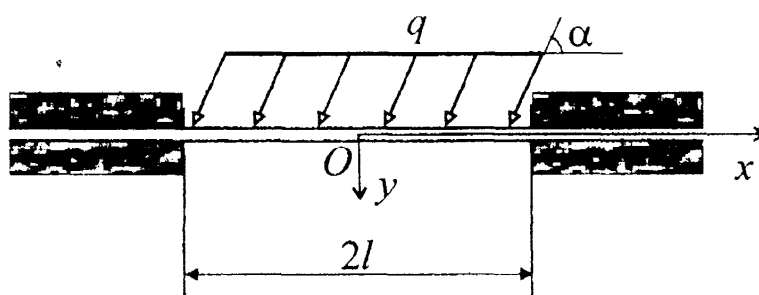


Рис. 3.9. Розрахункова схема

Дослідження проведемо в геометрично та фізично лінійній постановці. Трубопровід моделюємо безмежно протяжним стержнем з трубчастим попереччям, а при детальнішому розгляді питань міцності – безмоментною оболонкою.

Запишемо диференціальні рівняння рівноваги в переміщеннях, які описують деформування стержня в площину схилу:

$$EF \frac{d^2 u_x}{dx^2} - q_x = 0, \quad |x| \in [0, l];$$

$$EF \frac{d^2 u_x}{dx^2} - \pi D k_x u_x = 0, \quad |x| \in (l, \infty); \quad (3.1)$$

$$EJ \frac{d^4 u_y}{dx^4} - q_y = 0, \quad |x| \in [0, l];$$

$$EJ \frac{d^4 u_x}{dx^4} - \pi D k_y u_y = 0, \quad |x| \in (l, \infty). \quad (3.2)$$

Тут: u_x , u_y – повздовжній та поперечний компоненти переміщення ; $q_x = q \cos \alpha$, $q_y = q \sin \alpha$ – осьова та поперечна складові навантаження; k_x та k_y – коефіцієнти пружної постелі; $F \approx \pi D t$ – площа поперечного перерізу, $J \approx \pi D^3 t / 8$ – момент інерції, D – діаметр, а t – товщина стінки труби; E – модуль Юнга її матеріалу.

Побудова розв'язку. Загасаючи на безмежності один раз неперервно диференційований розв'язок рівнянь (3.1) та тричі неперервно диференційований розв'язок рівнянь (3.2) знайшли у вигляді:

$$u_x(x) = q_x l^2 \tilde{u}_x(\xi) / (EF), \quad u_y(x) = q_y l^2 \tilde{u}_y(\xi) / (EJ); \quad (3.3)$$

$$\tilde{u}_x(\xi) = \begin{cases} -\gamma_x + \frac{\xi^2 - 1}{2}, & |\xi| \leq 1; \\ -\gamma_x e^{-|\xi| - 1}, & |\xi| \geq 1. \end{cases}$$

$$\tilde{u}_y(\xi) = \begin{cases} -\frac{\gamma_y^2}{6} \frac{1+3\gamma_y + \frac{3}{2}\gamma_y^2}{1+\gamma_y} + \frac{1+3\gamma_y + 3\gamma_y^2}{1+\gamma_y} \frac{\xi^2 - 1}{12} + \frac{1-\xi^4}{4!}, & |\xi| \leq 1; \\ \frac{\gamma_y^2}{6} e^{-\frac{|\xi|-1}{\gamma_y}} \left[\frac{1+3\gamma_y + \frac{3}{2}\gamma_y^2}{1+\gamma_y} \cos \frac{|\xi|-1}{\gamma_y} + \frac{1-\frac{3}{2}\gamma_y^2}{1+\gamma_y} \sin \frac{|\xi|-1}{\gamma_y} \right], & |\xi| \geq 1, \end{cases}$$

де $\xi = x/l$ – безрозмірна координата;

$$\gamma_x = \sqrt{\frac{EF}{\pi D k_x}} / l \approx \sqrt{\frac{Et}{k_x D^2}} \frac{D}{l}, \quad \gamma_y = \sqrt{\frac{4EJ}{k_y D}} / l \approx \sqrt{\frac{\pi Et}{2k_y D^2}} \frac{D}{l}.$$

Переміщенням (3.3) відповідають осьова сила та згинальний момент

$$N = q_x l \tilde{N}(\xi), \quad M = q_y l^2 \tilde{M}(\xi); \quad (3.4)$$

$$\tilde{N}(\xi) = \begin{cases} \xi, & |\xi| \leq 1; \\ e^{-\frac{|\xi|-1}{\gamma_x}}, & |\xi| \geq 1. \end{cases}$$

$$\tilde{M}(\xi) = \begin{cases} \frac{1}{6} \frac{1+3\gamma_y + 3\gamma_y^2}{1+\gamma_y} - \frac{\xi^2}{2}, & |\xi| \leq 1; \\ -\frac{1}{6} e^{-\frac{|\xi|-1}{\gamma_y}} \left[\frac{1-\frac{3}{2}\gamma_y^2}{1+\gamma_y} \cos \frac{|\xi|-1}{\gamma_y} + \frac{1+3\gamma_y + \frac{3}{2}\gamma_y^2}{1+\gamma_y} \sin \frac{|\xi|-1}{\gamma_y} \right], & |\xi| \geq 1. \end{cases}$$

Аналіз міцності. З урахуванням двомірного термопружного стану напірного трубопроводу осьове напруження в його крайніх ($y = \pm D/2$) волокнах подамо у вигляді

$$\sigma_x(\xi) = \nu\sigma_\varphi - E\alpha_T T + ql \left(\frac{\tilde{N}(\xi)}{F} \cos\alpha \pm \frac{l\tilde{M}(\xi)}{W} \sin\alpha \right), \quad (3.5)$$

де: σ_φ – стале кільцеве напруження від внутрішнього тиску, T – температурний перепад (додатній при нагріванні); ν – коефіцієнт Пуассона, α_T – коефіцієнт лінійного температурного розширення матеріалу труби; $W = 2J/D \approx \pi D^2 t/4$ – момент опору її перерізу.

Нехтуючи дотичними напруженнями від поперечної сили порівняно з нормальними напруженнями від згинального моменту, можемо вважати, що σ_x та σ_φ є головними напруженнями. Запишемо умову міцності труби як безмоментної оболонки за енергетичним критерієм Губера-Мізеса-Генкі

$$\max_{\xi} \sigma_{екв}^{IV}(\xi) \leq [\sigma], \quad (3.6)$$

де $\sigma_{екв}^{IV} = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_\varphi^2 - \sigma_x \sigma_\varphi}$, $[\sigma]$ – допустиме напруження матеріалу (з урахуванням все можливих коефіцієнтів запасу, умов роботи тощо).

Зважаючи на вираз (3.5) та вимагаючи виконання умови міцності і за відсутності напору (при $\sigma_\varphi = 0$), нерівність (3.6) перетворили до вигляду обмеження на навантаження

$$q \leq q^* \quad (3.7)$$

$$q_* = \frac{[\sigma]F}{D} \begin{cases} \frac{(0,5 - \nu) \frac{\sigma_\varphi}{[\sigma]} + \frac{E\alpha_T T}{[\sigma]} - \sqrt{1 - 0,75 \left(\frac{\sigma_\varphi}{[\sigma]} \right)^2}}{\frac{l}{D} \min_{\xi} \left(\tilde{N}(\xi) \cos \alpha \pm 4 \frac{l}{D} \tilde{M}(\xi) \sin \alpha \right)}, & \sigma_x < 0; \\ \frac{1 + \frac{E\alpha_T T}{[\sigma]}}{\frac{l}{D} \min_{\xi} \left(\tilde{N}(\xi) \cos \alpha \pm 4 \frac{l}{D} \tilde{M}(\xi) \sin \alpha \right)}, & \sigma_x > 0. \end{cases}$$

Результат (3.7) дозволяє встановити величину допустимого додаткового навантаження на трубопровід з боку зсунутого ґрунту при заданих геометричних пружних та міцнісних параметрах системи.

Приклад. Розглядали систему трубопровід – ґрунт з параметрами: $D = 1,42$ м, $t = 1,8 \cdot 10^{-2}$ м, $E = 2,1 \cdot 10^{11}$ Па, $\nu = 0,3$, $k_x = 2 \cdot 10^6$ Н/м³, $k_y = 5 \cdot 10^6$ Н/м³. Взявши $2l = 60D$ за формулами (3.4) побудувати епюри осьової сили та згинального моменту в трубі від рівномірно розподіленого навантаження (рис. 3.10).

Параметри робочого навантаження прийняли такими: температурного перепаду немає ($T = 0$), робочий тиск створює у стінці труби кільцеві напруження $\sigma_\varphi = 0,75[\sigma]$ або відсутній ($\sigma_\varphi = 0$). За формулою (3.7) дослідили вплив кута α на рівень додаткового навантаження з боку рухомого ґрунту за сталої довжини труби в ділянці сповзання (рис. 3.11).

За окремих значень кута нахилу контролювали розподіл еквівалентного напруження у трубі, навантаженій робочим тиском та знайденим допустимим навантаженням q_* (рис. 3.12).

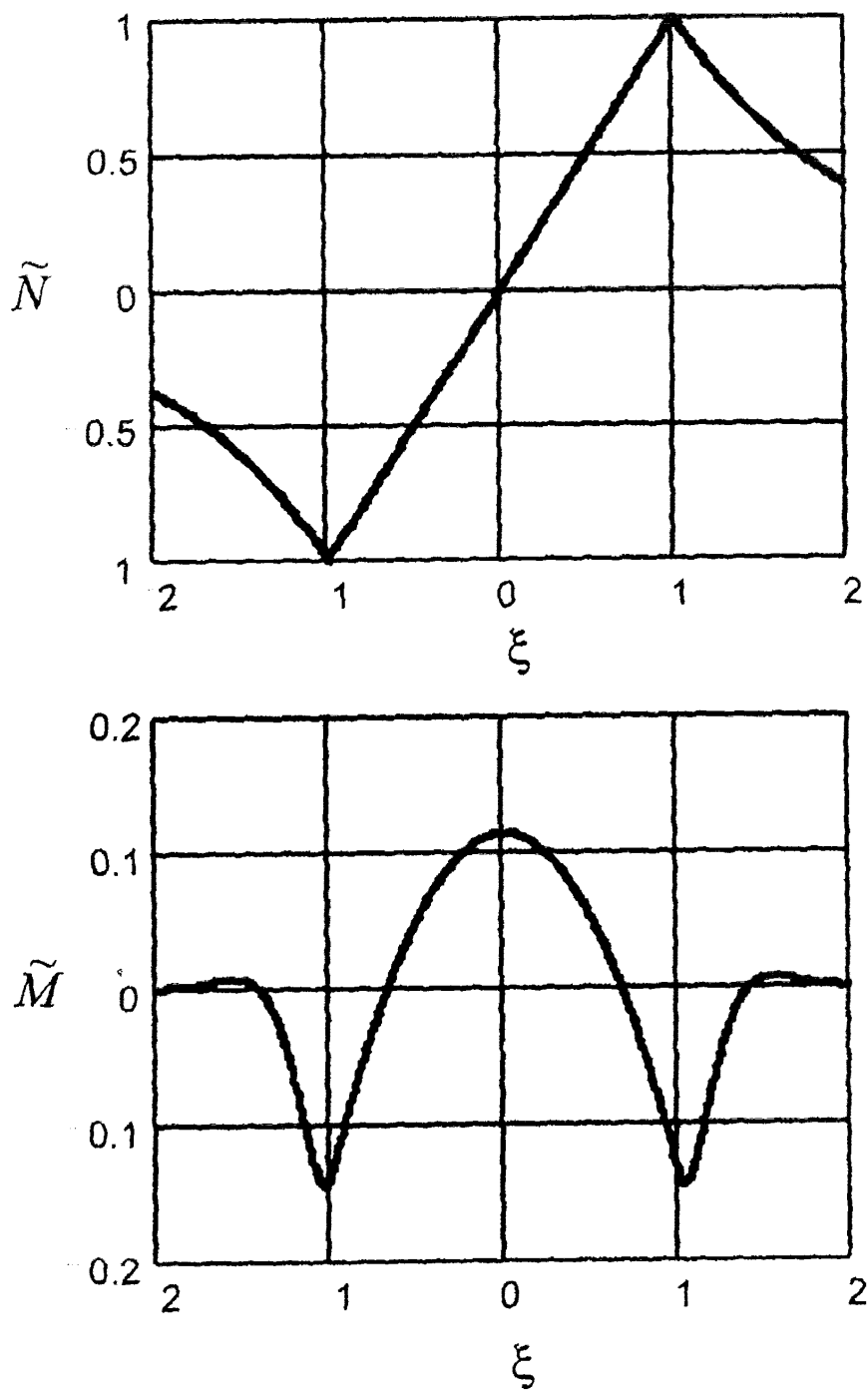


Рис.3.10. Безрозмірні функції осьової сили та згинального моменту

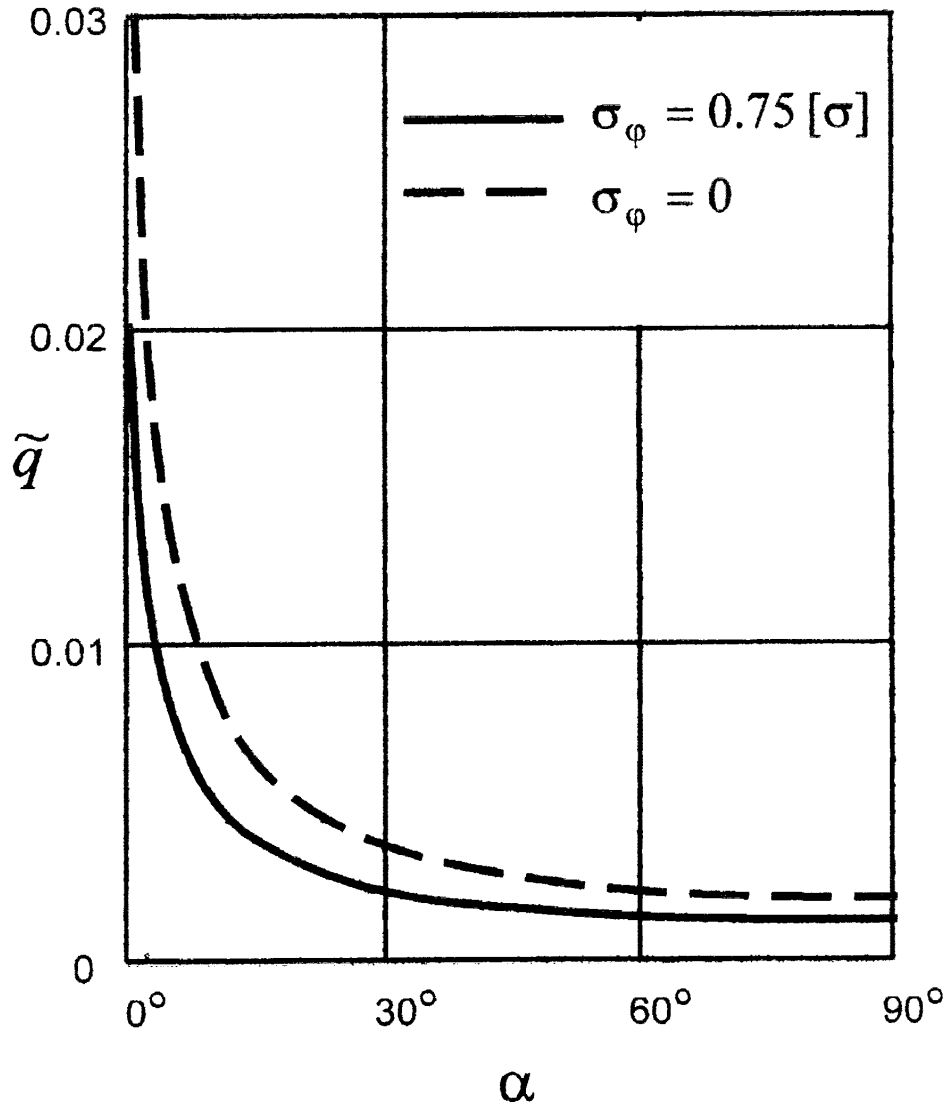


Рис. 3.11. Залежність допустимого навантаження від кута α

$$(\tilde{q} = q_* D / ([\sigma] F))$$

Граничний стан трубопроводу найперше досягається у його нижніх стиснутих волокнах на початку закопаної ділянки (зліва від точки $\xi = -1$) (рис. 3.12).

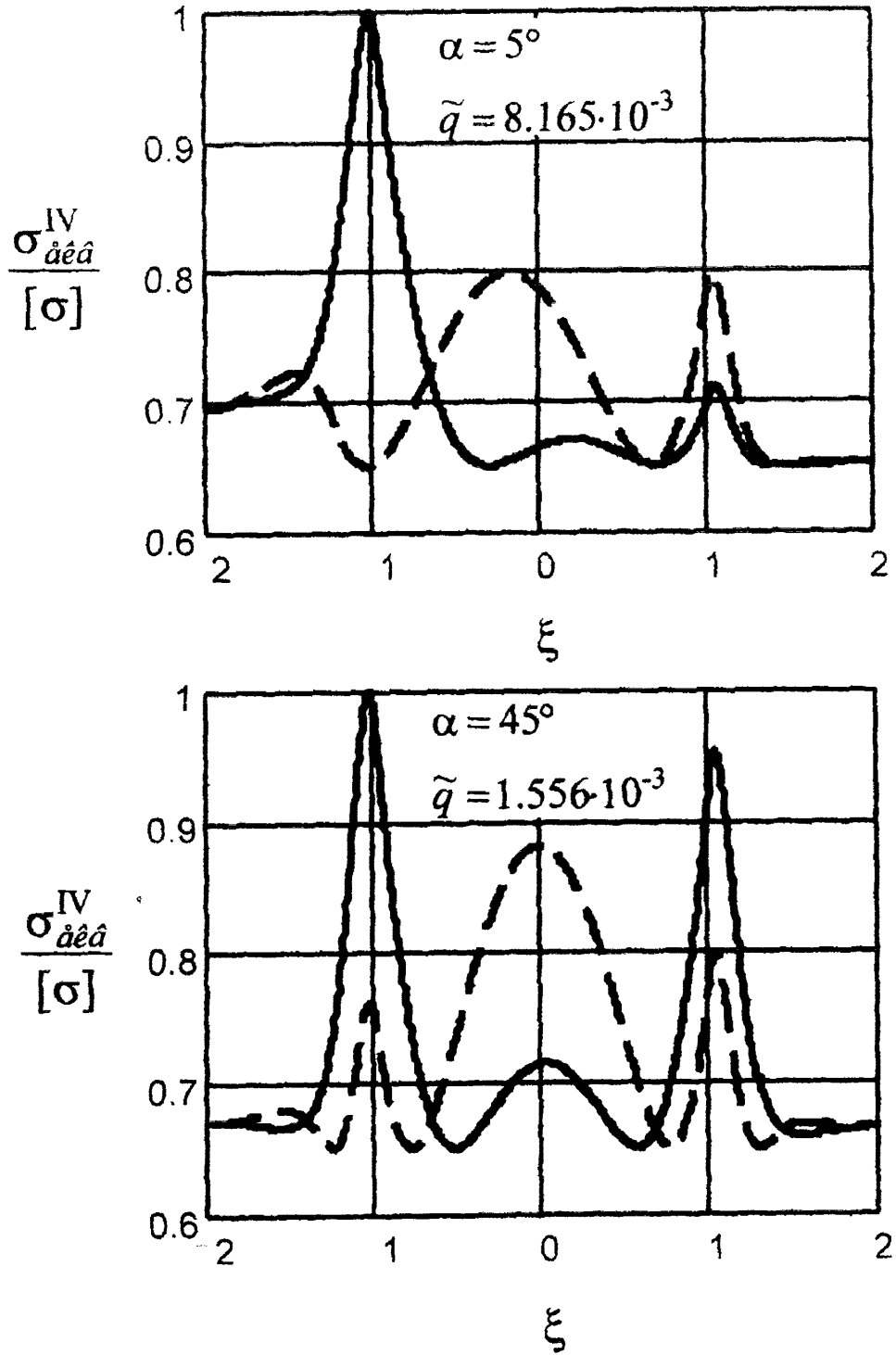


Рис. 3.12. Контрольний аналіз еквівалентних напружень:
суцільна лінія – нижні, штрихова – верхні волокна

3.4 Висновки

1. Показано, що використання методу ПЕМПЗ є надійним чутливим інструментом для виявлення локальних глибинних напружень в гірській породі незалежно від природи їх виникнення.
2. Дослідженнями зміни інтенсивності ПЕМПЗ на різних глибинах гірської породи Богородчанського ПСГ встановлено, що будь-яке втручання в рівновагу гірського масиву провокує утворення вогнищ механічних напружень, тобто є концентратором напружень і джерелом зародження майбутніх зсувів за відповідних умов. Такими концентраторами напружень є траси магістральних газопроводів, прокладених у горах.
3. Зміна інтенсивності ПЕМПЗ спостерігається уже на початковій стадії формування умов створення зсуву, що дає можливість визначити межі ймовірного зсуву та побудувати схему навантаженого об'єкта.
4. В геодинамічних активних зонах Карпат необхідно здійснювати оперативний контроль за напружено-деформованим станом масивів гірських порід по трасах трубопроводів.
5. Повторні спостереження на особливо небезпечних ділянках дають можливість відслідкувати динаміку поля напружень і спрогнозувати розвиток геологічних процесів, а також вжити екстрених заходів для зняття напружень.
6. Розроблена методика з визначення допустимого рівня довільно орієнтованого навантаження на трубу в області ґрунту. Реальну величину додаткового навантаження, яке чинить рухомий ґрунт на трубопровід, та її залежність від напрямку сповзання належить знайти на підставі натуральних спостережень або структурної теорії. Порівнюючи реальну чи прогнозовану величину навантаження з допустимою, можна судити про безпеку об'єкта.

РОЗДІЛ 4

ВПЛИВ ПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ ТРУБОПРОВODІВ НА МЕХАНІЧНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ СТАЛІ 17Г1С

Розрахунки трубопроводів на міцність проводять на основі класичних методів за допустимими приведеними напруженнями [1, 11, 32, 90]. Значення допустимих напружень беруть для матеріалів труб в стані поставки. Однак, рядом досліджень [4, 41, 51, 86] в тому числі й за участю автора даної роботи [24, 36] показано, що деформація металу газопроводу при тривалому статичному навантаженні (особливо в присутності різних агресивних середовищ) призводить до зміни його механічних характеристик. Слід також враховувати, що при експлуатації трубопроводи можуть зазнавати суттєвої пластичної деформації (наприклад, при зсуві ґрунтів) на локальних ділянках. Внаслідок цього, в таких місцях можуть виникнути тріщини, здатні до субкритичного підростання, що відіб'ється на здатності трубопроводу витримувати навантаження, а, відповідно, і на його довговічності. Звідси зрозуміло, наскільки важливим є врахування впливу попереднього пластичного деформування на механічні характеристики сталей трубопроводів, особливо на їх тріщиностійкість, як за статичного, так і циклічного навантаження. Разом з тим, у літературі немає однозначної думки щодо впливу цього чинника на опір росту тріщин у конструкційних сталях. Після холодної деформації їхня тріщиностійкість може зменшуватись, збільшуватись або залишатись незмінною порівняно з її значенням для сталі в недеформованому стані [100]. Тому в даному розділі роботи вивчався вплив пластичного деформування трубопроводів на механічні характеристики сталі 17Г1С.

4.1 Вплив характеру пластичного деформування на пружні властивості сталі 17Г1С

Механічні характеристики матеріалу, які визначаються експериментально, в більшій або меншій мірі залежать від виду напруженого стану. Визначення характеристик пружності E і μ при одному й тому ж виді навантаження (одновісному) має інший характер, ніж визначення однієї з них за результатами одновісного навантаження, а другої – за результатами двовісного або тривісного. Позитивною для ряду досліджень є та обставина, що для багатьох твердих тіл різниця в значеннях характеристик пружності, які визначаються при різних видах напруженого стану, виявляється несуттєвою. Проте важливе значення має й принципова сторона цього питання. Наведене вище є доказом на користь того міркування, що обидві характеристики пружності повинні визначатися одночасно при одному й тому ж напруженому стані зразка. Звідси випливає, що для опису пружних властивостей ізотропного твердого тіла в теорії пружності в рзряд основних повинні бути зараховані дві незалежні характеристики пружності: модуль Юнга E і коефіцієнт Пуассона μ . Термін «коефіцієнт Пуассона» використовується, як правило, в тому випадку, коли мова йде про пружні деформації; при непружному деформуванні застосовують термін «коефіцієнт поперечних деформацій». Загальновідомо, що суттєві зміни стану твердого тіла відображаються змінами вказаних характеристик пружності.

Встановлено, що пластична деформація сталі 17Г1С суттєво знижує модуль Юнга (рис 4.1). Такий вплив пластичної деформації проявляється як при розтягу (E_p), так і при стиску (E_c). Відзначимо, що за деформації стиску він набагато сильніший. Найбільший ефект зниження модуля Юнга досягається при пластичному деформуванні $\epsilon_p=5\%$. З подальшим зростанням величини ϵ_p він слабне.

Сьогодні можна вважати загальноприйнятим положення про те, що у твердому тілі під навантаженням протікають одночасно два процеси - руйнування та течіння. У зв'язку з цим, аналізуючи деформований стан твердого тіла, слід враховувати взаємовплив вказаних процесів і намагатися знайти характеристику їх розвитку. Виявляється, що з точки зору макромеханіки матеріалу показником інтенсивності розвитку процесів течіння та розтріскування в макрозразку може бути коефіцієнт поперечних деформацій.

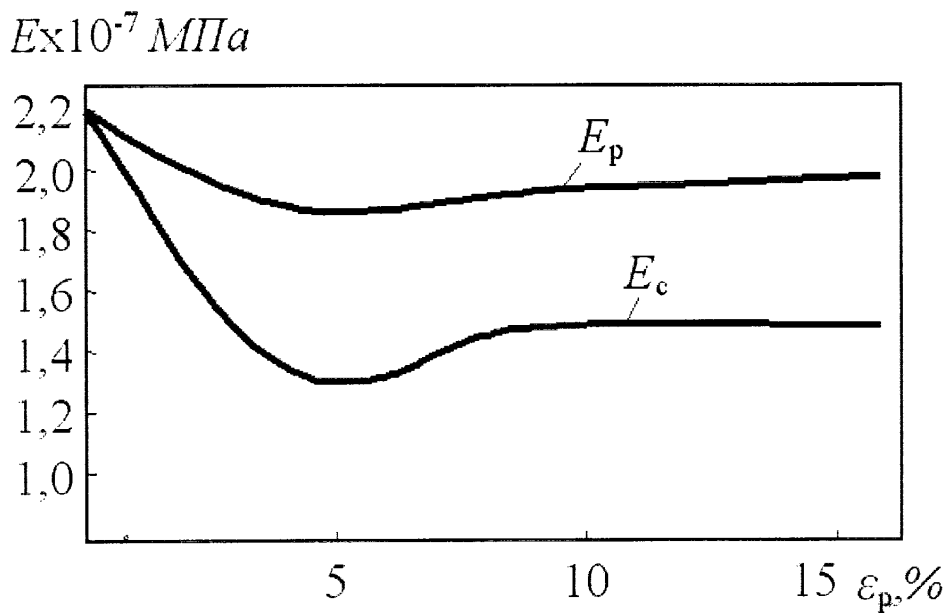


Рис. 4.1. Залежність модуля пружності сталі 17Г1С від величини попередньої пластичної деформації розтягу

При деформуванні крихкого тіла, в якому легко утворюються та зберігаються розриви, тріщини і тому подібні несучільності, відбувається розкриття останніх або в напрямку дії зовнішньої сили, або в поперечному до неї напрямку. Якщо тіло одновісно розтягується зовнішньою силою, то в поперечному напрямку воно стискується. При цьому існуючі в твердому тілі розриви можуть розкриватися в напрямку дії зовнішньої сили, обумовлюючи додаткову деформацію в цьому напрямку, а в поперечному напрямку, де проходить стиск, розкриття дефектів не буде і додаткова деформація буде відсутня. Відношення поперечної деформації до поздовжньої у випадку одновісного розтя-

гу буде меншим, ніж у випадку одновісного стиску того ж тіла, тому що розкриття розривів (і додаткова деформація) в другому випадку буде проходити в поперечному напрямку. Загальновідомо, що деформація розтягу завжди більша за деформацію стиску (в силу особливостей будови кристалічної ґратки).

Отже, коефіцієнт поперечної деформації завжди повинен бути (при інших рівних умовах) більшим при стиску, ніж при розтягу. Наші експерименти підтверджують це положення (рис. 4.2).

Як видно з наведених вище результатів експерименту, значення μ більш явно, ніж E відображають вплив наклепу: якщо між величинами μ і ϵ_p за даними рис. 4.2 існує чітка кореляція, то між параметрами E і ϵ_p подібної чіткості нема. Остання залежність має хвилеподібний характер (рис. 4.1).

Встановлено, що старіння металу сприяє поверненню його властивостей майже до вихідного стану (див. рис. 4.3). Не виключено, що при більшій витримці зразків після деформування пружні константи сталі 17Г1С можуть повернутися до початкових значень.

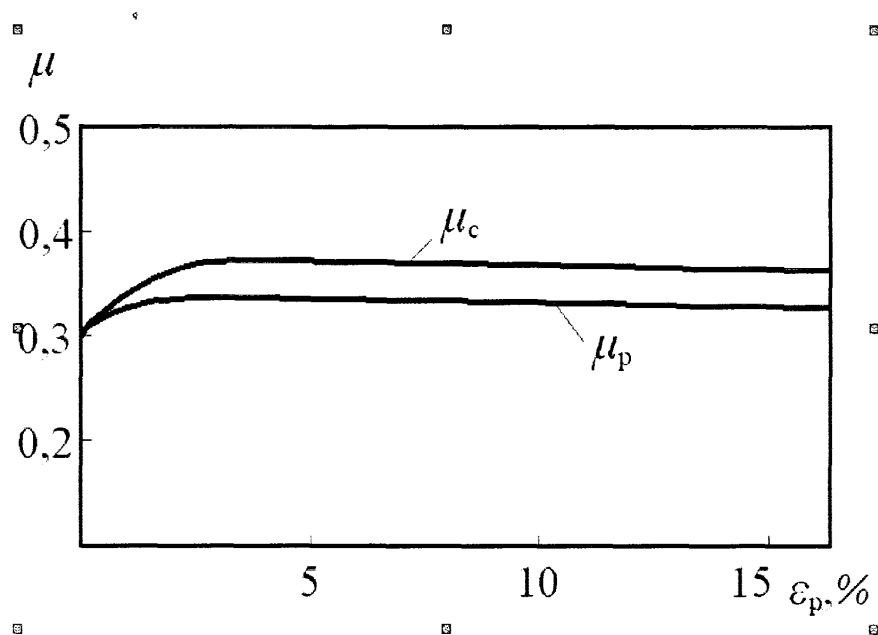


Рис. 4.2. Залежність коефіцієнта поперечної деформації сталі 17Г1С від величини попередньої пластичної деформації розтягу

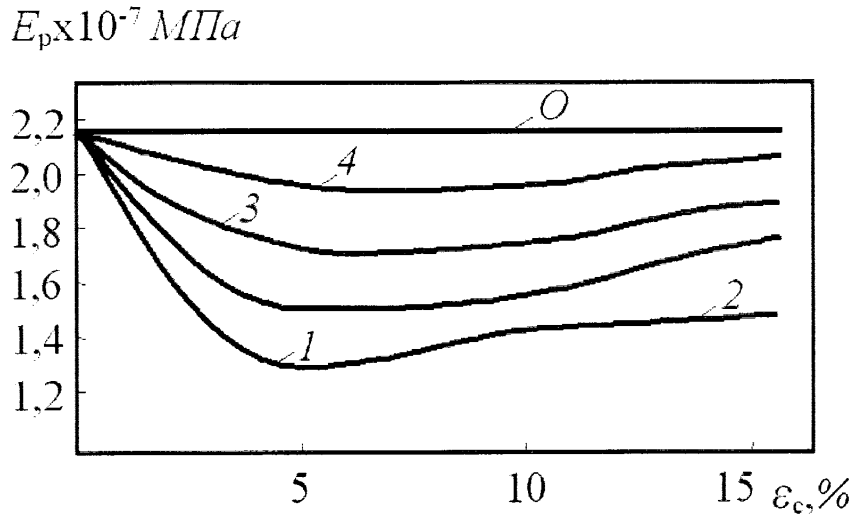


Рис. 4.3. Залежності поновлення модуля пружності сталі 17Г1С з перебігом часу: 0 – вихідний стан матеріалу; 1 – безпосередньо після пластичного деформування; 2 – після витримки в розвантаженому стані протягом доби; 3 – після тижневої витримки; 4 – після витримки протягом 20 тижнів

4.2 Вплив пластичного деформування на втомні характеристики сталі 17Г1С

Такі процеси, як шліфування, обробка різанням або полірування, є причиною наклепу тонкого поверхневого шару матеріалу та виникнення залишкових напружень у цьому шарі. Так як втомні руйнування майже завжди поширюються від поверхні, наклеп може помітно збільшити опір втомі, якщо поверхневі залишкові напруження стискаючі.

По суті є три шляхи, за якими обробка поверхні може впливати на опір втомі: по-перше, впливом на механічні властивості матеріалу поблизу поверхні, наприклад, при поверхневому наклепі або покритті; по-друге, при нанесенні або знятті залишкових напружень в поверхневих шарах і, по-третє, при введенні та усуненні пошкоджень на поверхні, які діють як джерело концентрації напружень. Відзначимо, що вплив поверхневої обробки на опір втомі визначається в більшій мірі впливом цих залишкових напружень. Однак залишкові

напруження в конструкціях можуть виникати не тільки внаслідок поверхневої обробки, але й різного роду механічних перевантажень (наприклад, при зсуві ґрунтів на трубопровід, великих згинаючих моментів при укладці трубопроводу тощо). В цьому випадку макронапруження, які виникають від пластичних деформацій, розподіляються рівномірно в межах значно більших площадок.

Згідно з нашими експериментальними даними, наведеними на рис.4.4, в результаті пластичного деформування розтягом до $\varepsilon_p = 5 \dots 7\%$ спостерігався різкий ріст границі втоми сталі 17Г1С. За цей ріст відповідальними є залишкові напруження стиску, що виникають внаслідок перевантаження матеріалу ε_p при розтягу. З подальшим ростом ε_p значення σ_{-1} спадають нижче вихідного рівня. Однак, до $\varepsilon_p = 18\%$ границя втоми сталі 17Г1С не падала нижче своїх вихідних значень. Спад параметра σ_{-1} вище величини попередньої пластичної деформації $\varepsilon_p = 5 \dots 7\%$ обумовлений тим, що поряд з наклепом матеріалу, на поверхнях зразків утворюються внаслідок зсувових процесів пошкодження, які діють як джерело концентрації напружень. Вище $\varepsilon_p = 18\%$ величини σ_{-1} були нижчими, ніж їх вихідні значення (при $\varepsilon_p = 0$).

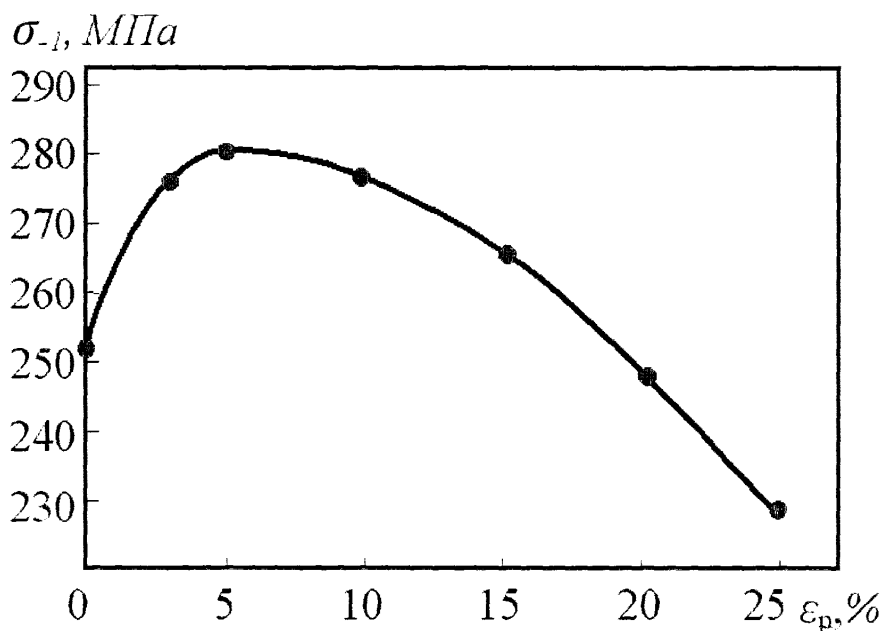


Рис. 4.4. Залежність границі втоми сталі 17Г1С від величини попередньої пластичної деформації

4.3 Вплив пластичного деформування на короткочасну тріщиностійкість сталі 17Г1С

Пластична деформація матеріалу на локальних ділянках трубопроводів може призвести до виникнення в них тріщин, які здатні до субкритичного підростання. Це відбивається на здатності трубопроводів витримувати навантаження, а відповідно і на їх довговічності. Звідси стає зрозумілим, наскільки важливим є врахування впливу попереднього пластичного деформування на тріщиностійкість трубних сталей, як за статичного так і циклічного навантаження. Разом з тим, як показано в першому розділі роботи, немає однозначної думки щодо впливу цього чинника на опір росту тріщин у конструкційних сталях.

Проведені дослідження показали [25, 115], що випробування сталі 17Г1С у вихідному стані на короткочасну тріщиностійкість виявили особливість форми діаграм $F - \delta$ (рис. 4.5).

Згідно з ГОСТ 25.506-85, сила F_Q для такого типу діаграм визначається за точкою перетину діаграми з 5%-ною січною. Якщо відхилення від лінійності відбувається тільки за рахунок збільшення довжини тріщини, то до точки перетину з 5%-ною січною довжина тріщини зростає на 2%. Може виявитися, що нелінійність діаграми обумовлена пластичними деформаціями, а не ростом тріщини. В цьому випадку слід зафіксувати момент старту тріщини і, якщо це можливо, навантаження старту тріщини F_0 прийняти рівним F_Q . Візуальний аналіз зламів зразків свідчить про інтенсивне докритичне підростання тріщини під час навантаження. Після цього за методикою, викладеною в другому розділі роботи, підставляємо значення сили F_Q у відповідну формулу для коефіцієнта інтенсивності напружень K і одержуємо K_Q . Далі необхідно переконатися, що величина $K_Q \in K_{1C}$. Для цієї цілі служать критерії достовірності [16,65]. Після виконаного аналізу за критеріями достовірності нами встановлено, що визначення K_{1C} для сталі 17Г1С на зразках вибраної геометрії та з

використанням прийнятої схеми навантаження не відповідає вимогам щодо реалізації плоскодеформованого стану і тому його не можна вважати характеристикою матеріалу.

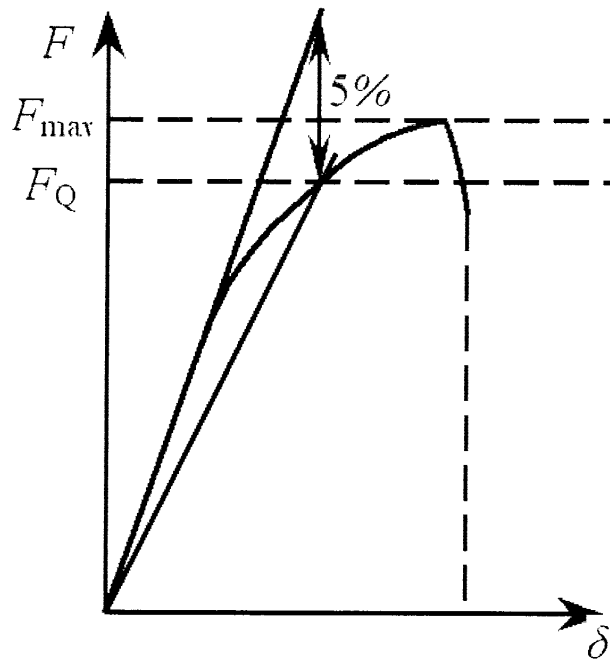


Рис. 4.5. Схематичне зображення діаграми $F-\delta$ для визначення критичного значення сили F_Q

Випробування попередньо пластично деформованих зразків практично не вплинуло на вигляд діаграми $F-\delta$. В той же час на пластично деформованих розтягом зразках зафіксували деяке зниження параметра короточасної тріщиностійкості K_C (рис. 4.6).

Так, середнє значення K_C , визначене на зразках у вихідному стані, становило $122 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$, а на попередньо деформованих зразках при $\varepsilon_p = 5\%$ отримали $K_C = 103 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$. Цей спад був найбільш суттєвим в інтервалі попереднього пластичного деформування від 0 до 5%. Із зростанням ε_p параметр K_C зазнавав хвилеподібної зміни: до $\varepsilon_p = 10\%$ продовжувався його спад, а при

$\varepsilon_p = 15 \dots 20\%$ спостерігалось його, навіть, деяке зростання з наступним новим різким спадом. Найменшу величину K_c (93 МПа $\sqrt{м}$) отримали при значенні попереднього пластичного деформування $\varepsilon_p = 25\%$. Порівняно з вихідним станом спад K_c становив приблизно 25%.

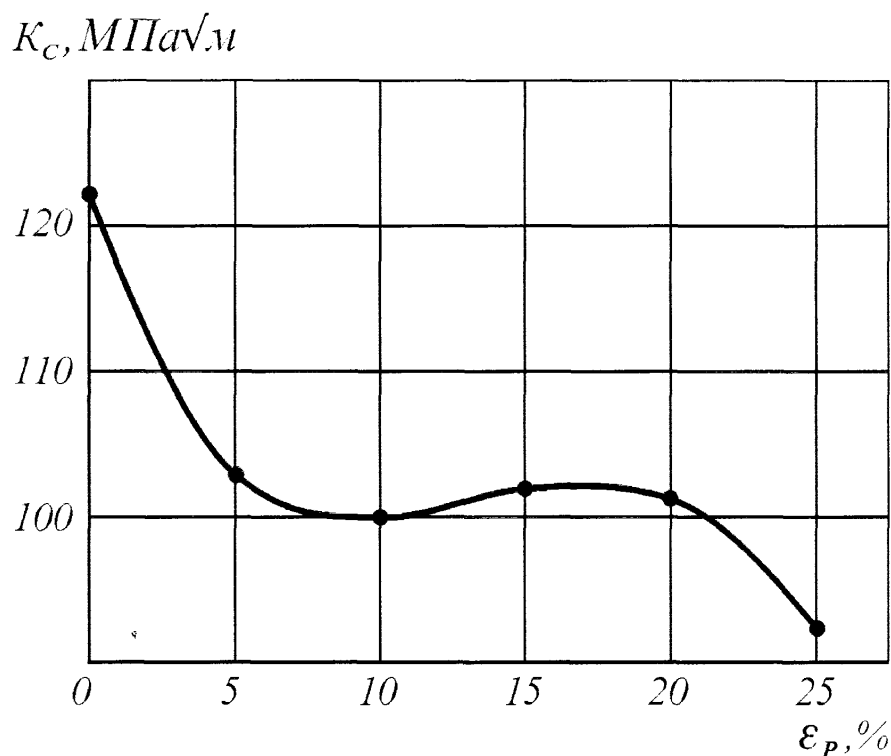


Рис.4.6. Залежність в'язкості руйнування K_c сталі 17Г1С від величини попереднього пластичного деформування

4.4 Вплив пластичного деформування на циклічну тріщиностійкість сталі 17Г1С

Початково характеристики механіки руйнування використовувалися тільки при оцінці спонтанних крихких руйнувань, обумовлених досягненням в конструкціях граничних станів. Разом з тим, фактографічний аналіз будови зламів практично завжди виявляє в зруйнованих виробках субкритичний ріст тріщин, що протікає в процесі експлуатації, який в багатьох випадках

пов'язаний з наявністю циклічних навантажень. В цьому зв'язку заслуговує уваги поширення підходів і методів механіки руйнування на швидкість росту тріщин при дії циклічних навантажень. Такі результати проведених нами досліджень представлено на рис. 4.7. Встановлено, що для діапазону високих значень $\Delta K = 15 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ і вище попереднє оброблювання пластичним деформуванням практично не впливає на циклічну тріщиностійкість сталі 17Г1С. Зниження рівня циклічного навантаження проявляє позитивний ефект обробки сталі 17Г1С при $\varepsilon = 5\%$. Він збільшується зі зменшенням ΔK і максимально проявляється на припороговій ділянці навантаження. Так, пороговий рівень розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень ΔK_{th} зростає від $5 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ для сталі у вихідному стані до $7,3 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ для пластично деформованих зразків при $\varepsilon = 5\%$. Пластичне деформування при $\varepsilon = 25\%$ дало зворотній ефект: значення ΔK_{th} впало до $3,8 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$.

Оцінка закриття втомної тріщини дозволила побудувати ефективні діаграми $da/dN - \Delta K_{eff}$. У результаті не виявлено різниці за кінетикою втомного росту тріщини стосовно ефективного розмаху ΔK_{eff} для двох досліджених варіантів сталі ($\varepsilon = 0\%$ і $\varepsilon = 5\%$). Порогове значення ефективного розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень ΔK_{eff} знаходилось на рівні $2,9 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$. В той же час зразки, пластично деформовані до $\varepsilon = 25\%$, показали величину цього параметру дещо нижчу ($\Delta K_{eff} = 2,3 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$). Відзначимо, що всі ці величини знаходились в діапазоні $2...4 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$, властивому більшості конструкційних сталей [74].

Зниження циклічної тріщиностійкості зразків попередньо пластично деформованих при $\varepsilon = 25\%$ пояснюється вичерпанням більшої частини запасу пластичності та виникненням в їх матеріалі мікро тріщин в результаті великих зсувових ефектів. Крім того, можна зробити висновок про відповідальність закриття тріщини за позитивний ефект попереднього пластичного деформування при $\varepsilon = 5\%$ на циклічну тріщиностійкість сталі [48, 72, 116]. Він узгоджується з аналізом [100], в якому також з позицій закриття втомних тріщин

та побудови ефективних кінетичних діаграм втомного руйнування матеріалів розглядається вплив пластичної деформації на втомне руйнування сталей.

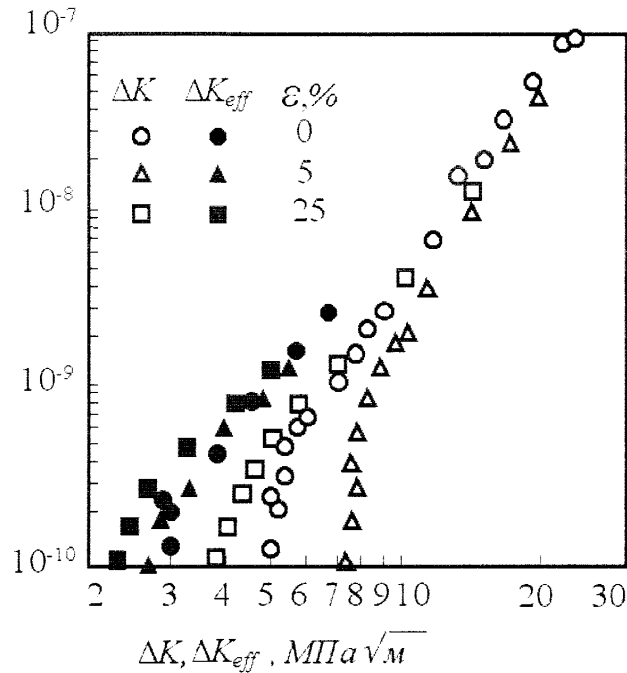


Рис. 4.7. Кінетичні діаграми втомного руйнування da/dN - ΔK (світлі символи) та da/dN - ΔK_{eff} (темні символи), побудовані для сталі 17Г1С-У у вихідному стані (●, ○) та після її попереднього пластичного деформування (▲, ■, △, □)

Разом з тим, слід підкреслити, що накладання кінетичних діаграм втомного руйнування для досліджених варіантів сталі, побудованих з урахуванням закриття тріщини, ще не свідчить однозначно про відповідальність за цей феномен залишкових напружень, наведених у матеріалі в процесі попередньої пластичної деформації. Звичайно, наявність залишкових напружень безпосередньо впливає на величину закриття тріщини і, відповідно, на кінетику втомного росту тріщини. Проте, в нашому випадку має місце сумарний вплив залишкових напружень і деформаційного зміцнення. А той експериментальний факт, що зміна закриття тріщини визначає вплив обробки сталі на її циклічну тріщиностійкість, свідчить лише про те, що закриття тріщини зумовлене ще й впливом деформаційного зміцнення. При цьому найвідчутніший вплив попереднього пластичного деформування саме в припороговій області наванта-

ження, коли, як відомо, максимально проявляється роль залишкових напружень, також не може служити однозначним аргументом на користь такого висновку, оскільки закриття тріщини, незалежно від його природи і механізму реалізації, теж максимальне при низьких рівнях навантаження. На користь такого пояснення можна також навести дані [133] про вплив термічної обробки сталі 40Х на її циклічну тріщиностійкість. Підвищення температури відпуску загартованої сталі від 473К до 923К різко змінює опір втомному росту тріщини, в першу чергу на припороговій ділянці навантаження (ΔK_{th} зростає від 3,2 МПа $\sqrt{м}$ до 5,2 МПа $\sqrt{м}$). Разом з тим, трансформація структури внаслідок термообробки відчутно вплинула лише на циклічну в'язкість руйнування ΔK_{fc} і несуттєво змінила хід кінетичних діаграм da/dN - ΔK_{eff} на середній ділянці навантаження, залишивши практично незмінним ефективний поріг $\Delta K_{th,eff}$. Це означає, що і в цьому випадку саме закриття тріщини визначає зміну циклічної тріщиностійкості сталі внаслідок трансформації її мікроструктури від мартенситу до перліту.

Таким чином, попереднє пластичне деформування при $\varepsilon = 25\%$ сталі 17Г1С суттєво знижує як статичну (на 25%), так і циклічну (ΔK на 11%) тріщиностійкість. Попереднє пластичне деформування при $\varepsilon = 5\%$ знижує статичну тріщиностійкість на 16%, проте суттєво підвищує опір втомному росту тріщини при низьких припорогових рівнях циклічного навантаження. Цей вплив зумовлений виключно зміною закриття втомної тріщини. З прикладної точки зору отриманий результат дозволяє прогнозувати додаткове зниження (за рахунок зменшення короткочасної тріщиностійкості металу) утримувальної здатності трубопроводів з тріщиноподібними дефектами, якщо вони знаходяться в матеріалі, який внаслідок одноразового перевантаження вже вичерпав певну частину запасу пластичності. Що ж стосується отриманого позитивного ефекту попередньо пластичного деформування при $\varepsilon = 5\%$ на втомний ріст тріщини з низькими припороговими швидкостями, то слід рахуватися з тим що він зумовлений саме закриттям тріщини. Адже спостережувані в

практиці експлуатації руйнування деталей свідчать, що лише тріщини невеликої довжини (так звані короткі тріщини [73]) поширюються з низькою припороговою швидкістю. Характерною ознакою їхнього поширення є відсутність закриття тріщини навіть за припорогових рівнів розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень та низької асиметрії циклічного навантаження. А це означає, що виявлений позитивний вплив попереднього пластичного деформування металу у вершині концентратора на швидкість росту таких коротких тріщин може і не проявитися.

Крім того, враховуючи реальні умови експлуатації трубопроводів, слід також рахуватися з можливим негативним впливом агресивних середовищ, зокрема з наводнюванням матеріалу. В цьому випадку вплив попереднього пластичного деформування може мати свої особливості, що вимагає спеціального дослідження.

4.5 Сумарний вплив різних експлуатаційних чинників на в'язкість руйнування трубопроводів

З метою об'єктивної оцінки ресурсу та вибору періодичності неруйнівного контролю трубопроводів останнім часом значно удосконалюються методи їх розрахунку [9, 18]. Вони все ширше ведуться на основі критеріїв механіки руйнування [6, 95, 96]. Такий підхід до експлуатаційної надійності припускає, що в матеріалах конструкцій існують тріщиновидні дефекти, відповідальні за кінцеве руйнування виробу.

Досвід експлуатації сучасних високонавантажених відповідальних вузлів конструкцій і деталей машин показав, що створити матеріали, а також виготовити деталі та відповідальні вузли конструкцій без дефектів типу тріщин (технологічні концентратори, розшарування тощо) практично неможливо. В той же час, враховуючи високі вимоги до сучасних конструкційних матеріалів не можна виходити з наявності в них великих дефектів критичних розмірів. Оче-

видно, що такі дефекти утворюються в конструкціях внаслідок підростання тріщин в експлуатаційних умовах. В той же час в підрозділах 4.3 і 4.4 нами показано, що таке підростання тріщин може привести до зміни властивостей матеріалу у вершині тріщини і, як наслідок, відхилення параметрів тріщиностійкості сталі 17Г1С від вихідних («ювенільних») значень.

Оскільки в'язкість руйнування визначають на зразках з нанесеними вто-мними тріщинами, створюючи їх шляхом циклічного тренування матеріалу в зоні конструктивного концентратора, то до числа важливих методичних проблем відноситься питання про вплив наклепу, що виникає безпосередньо при нанесенні тріщини, на величину в'язкості руйнування [50]. В зв'язку з цим при циклічному тренуванні коефіцієнт напружень K_{fmax} не повинен перевищувати $0,75 K_{1C}$. Кінцева ділянка тріщини довжиною не менше $0,3$ довжини вто-мної тріщини повинна створюватися при коефіцієнті інтенсивності напружень $K_{fmax} = 0,6 K_{1C}$. Необхідній умові при вирощуванні тріщини допомагає додаткова умова $\sigma_{CO} = 0,5 \sigma_{0,2}$, де σ_{CO} – максимальне номінальне напруження на кінцевому етапі нанесення втомної тріщини. Є також рекомендація, що загальне число циклів при створенні втомної тріщини не повинно бути меншим за $5 \cdot 10^4$. Однак такі обмеження не можна рівнозначно поширювати на всі матеріали. Слід враховувати їх схильність до циклічного наклепу [89,100].

Крім цього оцінка експлуатаційної надійності за вихідними значеннями в'язкості руйнування, на наш погляд, не завжди виправдана. Такий підхід правомірний тільки при розрахунку надійності на основі представлень про готові дефекти критичного розміру або про дефекти, підростання яких не супроводжується зміною властивостей матеріалу.

Підростання тріщин в реальних деталях зумовлюється спектром складних експлуатаційних навантажень, в тому числі циклічних і разових короткочасних перевантажень.

Вплив разових короткочасних перевантажень на механічні властивості трубної сталі 17Г1С детально нами вивчений, а результати експериментів приведені в підрозділах 4.1. - 4.4.

Ряд досліджень свідчить про суттєві перехідні ефекти зміни швидкості поширення втомних тріщин під час експлуатації конструкцій [17, 68, 126]. Вони ускладнюють оцінку ресурсу роботи трубопроводів з тріщинами [93, 98].

Різні робочі середовища можуть суттєво змінювати швидкість росту втомних тріщин і циклічну тріщиностійкість в цілому. Характер та інтенсивність впливу середовища визначаються як системою «матеріал-середовище», так і умовами циклічного навантаження (рівнем коефіцієнта інтенсивності напружень, асиметрією, частотою і формою циклу, температурою випробувань тощо). В ряді робіт встановлено, що різні робочі середовища значно полегшують розвиток тріщин у трубопроводах [37, 39, 97, 180]. Окрім того, всі розглянуті вище процеси розосереджені в часі, а це потребує враховувати явище деформаційного старіння.

Тому в дисертаційній роботі була поставлена також задача провести оцінку експлуатаційного окрихчення матеріалу трубопроводів, обумовленого наклепом і пошкоджуваністю металу в вершині тріщини при циклічних і разових перевантаженнях, впливом робочого середовища та деформаційним старінням

Для визначення тріщиностійкості використовували циліндричні зразки із зовнішньою кільцевою осесиметричною втомною тріщиною (рис. 2.4). Разові короткочасні перевантаження при розтягу створювали шляхом навантаження на випробувальній машині зразків з наведеними втомними тріщинами до зусилля, рівного 0,95 від критичного. Дію довготривалого природного старіння імітували нагрівом до 425 K і витримкою протягом 2 годин.

Що стосується сталі 17Г1С, то через її високу пластичність отримати показник K_{Ic} при кімнатній температурі не уявлялося можливим. Тому в'язкість

руйнування в цьому випадку оцінювали через параметр K_c . Як рідке середовище прийняли дистильовану воду, оскільки в гірській місцевості випадає багато опадів.

Число циклів $N_{умв}$, необхідне для утворення кільцевої осесиметричної тріщини глибиною 1 мм (при нетто-січенні діаметром 7 мм), залежить не тільки від рівня амплітуди при тренуванні, але й від виду середовища. В таблиці 4.1 вказано встановлене дослідними число циклів $N_{умв}$ залежно від рівня амплітуди втомного навантаження σ_a і виду середовища (повітря, дистильована вода).

Таблиця 4.1

Вплив рівня амплітуди навантаження та виду середовища
на число циклів $N_{умв}$ сталі 17Г1С

σ_a , МПа							
370		300		230		200	
повітря	Вода	повітря	вода	повітря	вода	повітря	вода
660	520	3200	2500	43000	28000	58000	34000

Отже, тривалість тренування, необхідного для утворення тріщини регламентованої довжини, у воді значно менша, ніж в повітрі.

Значну увагу було приділено вивченню впливу дистильованої води на характер наклепу та старіння, зумовлених циклічним навантаженням. Після наведення тріщини в присутності вказаного середовища всі зразки підлягали 2-годинному старінню при 425 К, під час якого вода у вершині тріщини повністю висушувалась. Вплив наклепу і старіння оцінювали шляхом випробувань зразків на в'язкість руйнування в повітрі.

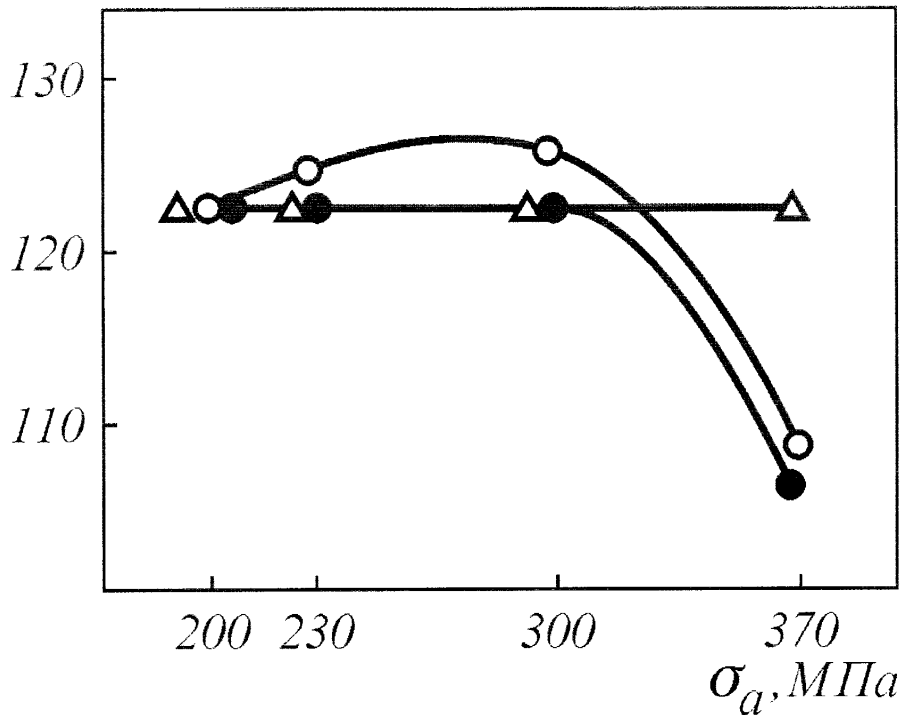
$K_C, \text{МПа}\sqrt{\text{м}}$


Рис. 4.8. Вплив циклічного тренування і старіння на в'язкість руйнування сталі 17Г1С: -○- випробування безпосередньо після утворення втомної тріщини; ● - після старіння; Δ - після утворення втомної тріщини у воді з наступним старінням

Як видно з рис. 4.8 для зразків, тренуваних у повітрі, при малих амплітудах спостерігається невеликий ріст величини K_C , а при великій амплітуді (370 МПа) - вона падає. Якщо тріщина наведена при малих амплітудах, то наступне старіння повертає рівень K_C до вихідних значень. Як слідує з результатів досліджень, наведених в підрозділі 4.2, підвищенню опору поширення тріщини сприяє наклеп матеріалу в вершині тріщини.

Цей висновок підтверджується наступним старінням, яке знімає залишкові напруження в матеріалі у вершині тріщини і повертає значення K_C до його вихідного рівня. З підвищенням рівня амплітуди циклічного тренування зразків величина K_C знижується. Це пов'язано з пошкодженням матеріалу у вершині тріщини, що є наслідком надто великих зсувових процесів у високо-

пластичному матеріалі при його високо напруженому стані. Тому наступне старіння не повертає параметри в'язкості руйнування до вихідних значень.

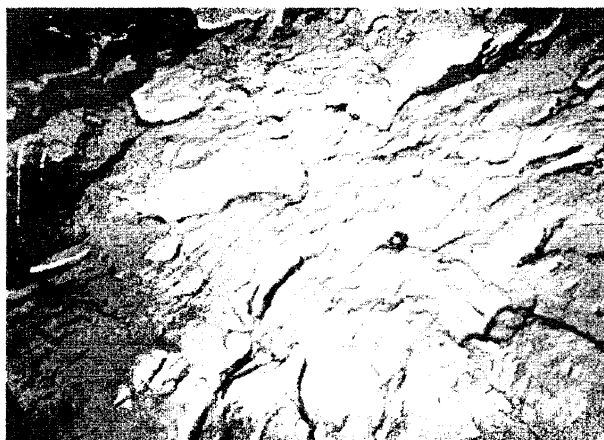
Зразки, тренувані в дистильованій воді з наступним старінням, показали практично стабільний рівень параметра K_C на всьому діапазоні амплітуд циклічних навантажень. Це свідчить про повне усунення впливу циклічного наклепу та старіння на в'язкість руйнування сталі 17Г1С, коли тріщину наводять у дистильованій воді. Отже, внаслідок зменшення під впливом рідкого середовища ефективної поверхневої енергії відбувається суттєве зниження пластичної деформації матеріалу попереду фронту втомної тріщини [50,69].

Отже, під впливом дистильованої води поширення тріщини в трубній сталі 17Г1С полегшується.

Результати механічних випробувань підтверджуються електроннофрактографічним аналізом зламів зразків.

На мікроповерхні руйнування, що відповідає підростанню тріщини при випробуваннях на повітрі, переважають нерегулярні, з багаточисельними розривами боріздки, характерні для втомного підростання тріщини. Вказані боріздки за класифікацією Форсайта [72] можна віднести до в'язкого типу. Їх будова свідчить про суттєву мікропластичну деформацію, з якою пов'язане просування тріщини в кожному циклі (рис. 4.9а). Дистильована вода різко змінює характер підростання втомної тріщини (рис. 4.9 б, в). Для цього випадку типовими є чітко окреслені крихкі фасетки, наявність яких підкреслюється частими поперечними виривами (вторинними тріщинами). Такі фасетки в багатьох випадках декоровані слідами корозії (рис. 4.9 в).

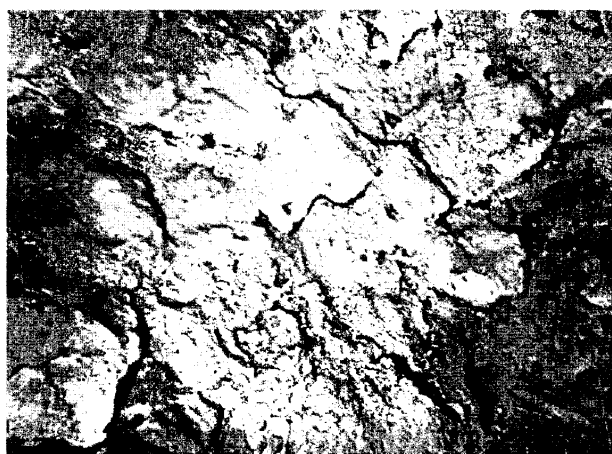
В цілому характер зламу типовий для корозійно-втомного руйнування сталі. Викладені спостереження підтверджують встановлений механічними випробуваннями той факт, що під впливом дистильованої води поширення тріщини полегшується.



а



б



в

Рис. 4.9. Вплив дистильованої води на мікробудову втомного зламу зразка сталі 17Г1С: а – повітря; б, в – дистильована вода. х3000

В таблиці 4.2 наведені вихідні значення параметра K_c , а також величини K_c , отримані залежно від різних експлуатаційних факторів.

Таблиця 4.2

Вплив експлуатаційних факторів на в'язкість руйнування
трубної сталі 17Г1С

Вихідні значення K_c , МПа $\sqrt{м}$	K_c , МПа $\sqrt{м}$			
	після цикліч- ного трену- вання при $\sigma_a = 370$ МПа	після цикліч- ного трену- вання при $\sigma_a = 370$ МПа і старіння	після разових перевантажень	після разових перевантажень і старіння
122	108	105	103	98

Після циклічного тренування при підвищеній амплітуді $\sigma_a = 370$ МПа сталь 17Г1С показала значення в'язкості руйнування (K_c) нижчі за вихідні. Наступне старіння призвело до подальшого спаду рівня K_c порівняно з “ювенільним”.

Очевидно, що поряд з деформаційним зміцненням матеріалу в вершині тріщини проходить його пошкодження. Як і в попередніх випадках, старіння знімає вплив наклепу матеріалу, а пошкоджуваність матеріалу проявляє себе в зниженні K_c . Проведені разові перевантаження на зразках сталі 17Г1С привели до ще сильнішого зниження опору матеріалу поширенню тріщини, що пов'язано з процесами подальшого пошкодження матеріалу. Особливо це проявляється на зразках, які пройшли циклічне тренування при $\sigma_a = 370$ МПа, разові перевантаження та старіння.

Слід відзначити, що досягнута в нашому експерименті ступінь окрихчення сталей за рахунок циклічного тренування, короткочасного перевантаження та старіння, мабуть, не є граничною; очевидно, вона може бути збільшена при наступних перевантаженнях. Тому заслуговує уваги питання про граничне

окрихчення сталі в експлуатаційних умовах. Це може бути виявлено тільки в результаті комплексного дослідження в'язкості руйнування сталей після різних видів програмного окрихчення з використанням циклічних навантажень, разових перевантажень, деформаційного старіння та рідких робочих середовищ.

Отже, при оцінці конструктивної міцності магістральних трубопроводів необхідно врахувати не тільки вихідний рівень в'язкості руйнування, але й здатність матеріалів до експлуатаційного окрихчення, пов'язаного з підрос-танням тріщини.

4.6 Висновки

1. Попередня пластична деформація зразків зі сталі 17Г1С, незалежно від знаку напружень, що викликають наклеп, приводить до зміни пружних характеристик.

2. Значення коефіцієнта поперечної деформації більш явно, ніж модуль Юнга, відображають вплив наклепу: якщо між величинами μ і ε_p існує чітка кореляція, то між параметрами E і ε_p подібної чіткості нема. Остання залежність має хвилеподібний характер.

3. Вплив наклепу на пружні характеристики сталі 17Г1С проявляється набагато сильніше при розтягу, як при стиску.

4. Старіння матеріалу сприяє поверненню його пружних властивостей аж до вихідного стану.

5. Пластичне деформування зразків до $\varepsilon_p=18\%$ призводить до росту границі втоми сталі 17Г1С, досягаючи найбільшого ефекту при $\varepsilon_p=5\dots7\%$. При подальшому збільшенні ε_p від 18% до 25% значення σ_{-1} падають нижче вихідного рівня.

6. Попереднє пластичне деформування при $\varepsilon_p = 5\%$ знижує статичну тріщиностійкість тільки на 16%, проте різко підвищує опір втомному росту

тріщини (ΔK зростає до 50%) при низьких припорогових рівнях циклічного навантаження. Цей вплив зумовлений виключно зміною закриття втомної тріщини.

7. Попереднє пластичне деформування при $\varepsilon_p = 25\%$ сталі 17Г1С суттєво знижує як статичну, так і циклічну тріщиностійкість, що пояснюється вичерпанням більшої частини запасу пластичності та виникненням в матеріалі мікротріщин в результаті великих зсувних ефектів.

8. Показано, що дистильована вода суттєво знижує величину мікропластичної деформації матеріалу у вершині втомної тріщини порівняно з повітрям. Вплив наклепу матеріалу в вершині тріщини, наведеної в присутності води, практично не відчувається на рівні в'язкості руйнування K_C сталі 17Г1С.

9. При оцінці схильності трубопровідних сталей до крихкого руйнування необхідно враховувати не тільки вихідний рівень в'язкості руйнування, але й здатність матеріалів до експлуатаційного окрихчення, обумовленого наклепом і пошкоджуваністю металу в вершині тріщини при циклічних і разових перевантаженнях, впливом робочого середовища, деформаційним старінням а також деградацією металу при його тривалій експлуатації.

РОЗДІЛ 5

ОЦІНКА ЗАЛИШКОВОЇ МІЦНОСТІ МАГІСТРАЛЬНИХ ТРУБОПРОВІДІВ З ТРІЩИНАМИ

На сьогодні працездатність магістральних трубопроводів визначається на основі класичних методів розрахунку за допустимими приведеними напруженнями [1, 90]. Однак ці методи не здатні забезпечити правомірну оцінку працездатності конструкцій при наявності в них тріщин. В той же час збільшення інтенсивності відмов магістральних трубопроводів з часом експлуатації пов'язують з двома причинами – розвитком дефектів типу тріщин і старінням металу. Остання виявляється в тому, що звичайні характеристики міцності – границі міцності (σ_B) і текучості (σ_T) – зростають, викликаючи ілюзію збільшення залишкової міцності. Насправді ж, небезпека старіння металу полягає в погіршенні властивостей пластичності та тріщиностійкості. Ось чому оцінка залишкової міцності магістральних трубопроводів – це, насамперед, оцінка їх здатності чинити опір розвитку тріщин.

5.1. Встановлення доцільності використання критеріїв лінійної механіки руйнування для оцінки тріщиностійкості трубопроводів

Найчастіше опір поширенню тріщини визначають шляхом аналізу міцності тіл з тріщинами через критичні коефіцієнти інтенсивності напружень (K_{IC}). Однак, останнім часом в науковій літературі все більше утверджується думка про необхідність проведення в таких випадках додаткового розрахунку за теорією граничного стану, щоб гарантувати відсутність руйнування за механізмом пластичного колапсу [109]. Вважають, що комплексний розгляд з єдиних позицій крихкого руйнування і пластичного колапсу з врахуванням різних особливостей конструкції та експлуатаційних умов з найбільшою повнотою є можливим у рамках двокритеріальних підходів [121].

Цей підхід був запропонований у 1975 році [113], а в роботі [57] використаний для оцінки залишкової міцності магістральних трубопроводів з тріщинами та зафіксований у відомчих будівельних нормах України [18].

Така методика розрахунку тріщиностійкості магістральних трубопроводів є більш прогресивна, ніж за однокритеріальною схемою.

Однак правомірна оцінка тріщиностійкості трубних сталей за показниками критичних коефіцієнтів інтенсивності напружень пов'язана із значними труднощами, так як для них звичайно не виконуються обмеження, що накладаються лінійною механікою руйнування на величину пластичної деформації в вершині тріщини з врахуванням довжини останньої та розмірів досліджуваних зразків. В зв'язку з обмеженістю довідкової інформації про K_{1C} для трубних сталей, а також через певні методичні труднощі при його експериментальному визначенні, дозволяється використання науково обгрунтованих кореляційних залежностей K_{1C} і ударної в'язкості [18, с.6]. Однак ці залежності потребують також подальшого вивчення.

Так, аналізом низки літературних джерел [71, 75, 112, 118], а також нашими експериментальними дослідженнями [60], в яких проводилась оцінка тріщиностійкості магістральних трубопроводів за критичними коефіцієнтами інтенсивності напружень, показано, що механізми руйнування при випробуваннях на K_{1C} і ударну в'язкість можуть бути різними навіть при однакових температурах випробувань, а отримані результати приведуть до помилкових висновків.

В цій же роботі [60] нами встановлені науково обгрунтовані кореляційні залежності між K_{1C} і характеристиками міцності (σ_b і σ_T), одержаними при випробуваннях розтягом сталі 17Г1С. Не виключено встановлення таких же кореляційних зв'язків між K_{1C} та іншими характеристиками механічних властивостей сталей. Однак це потребує подальших експериментальних досліджень в цій області.

Отже, питання про квазікрихке поширення тріщини в порівняно в'язких конструкційних сплавах, яке супроводжується суттєвою пластичною деформацією, слід віднести до числа найбільш актуальних в проблемі руйнування. Тому для названих матеріалів стає важливим аналіз працездатності, оснований на вимірюванні іншого параметру – критичного розкриття тріщини δ_k .

5.2. Порівняльна оцінка тріщиностійкості магістральних трубопроводів за критичними коефіцієнтами інтенсивності напружень і δ_k -моделлю

Оскільки трубопровідні сталі належать до матеріалів з підвищеною пластичністю, то оцінка їх тріщиностійкості з позиції δ_k -моделі є досить перспективною. Теоретичні основи δ_k -моделі сформульовані в роботах [43, 44, 62, 63], а її основні положення викладені в першому розділі роботи. Вони знайшли широке застосування в практиці оцінки в'язкості руйнування низько- і середньо міцних сталей.

Перші спроби застосувати δ_k -модель для оцінки роботоздатності трубопроводів були зроблені Розгонюком В.В. під керівництвом професора Шлапака Л.С. [67]. Використовуючи підходи та критерії механіки руйнування, ними проведені дослідження зміни властивостей матеріалу трубних сталей (в'язкості руйнування) в ході тривалої експлуатації. Для оцінки в'язкості руйнування металу труб використаний деформаційний критерій нелінійної механіки руйнування δ_k (критичне розкриття вершини тріщини). Для розглянутих стадій руйнування за визначеними значеннями критичного розкриття вершини тріщини обчислювалися величини коефіцієнтів інтенсивності напружень.

Величина критичного розкриття вершини тріщини δ_k залежно від орієнтації її площини (уздовж і уперек твірної труби) та місця розташування вершини (основний метал, метал шва, зона термічного впливу) змінювалася в широкому діапазоні.

Однак величина δ_k в даних експериментах знаходилася за допомогою побудови δ_k -кривих, а не прямими вимірюваннями. Це могло давати суттєві похибки в її оцінці.

Незважаючи на даний факт, такі роботи на теперішній час мають надзвичайну актуальність. Адже впроваджені відомчі будівельні норми України [18] мають багато суттєвих недоліків [9] і потребують подальшого удосконалення.

В цьому плані вивчали короткочасне поширення тріщини в сталі 17Г1С [61]. Методика досліджень детально описана в другому розділі.

Різний ресурс пластичності досягався зміною температури відпуску в широких межах — від 370 до 920 К (в усіх випадках тривалість відпуску складала 2 години). Випробування проводили на прямокутних балочних зразках з односторонньою базовою втомною тріщиною при чистому згині з допомогою розривної машини УМ-5А.

Прийнята методика запису характеристик розкриття тріщини давала можливість також у випадку малопластичних сталей визначати опір поширенню тріщини через K_{1C} : Аналіз показав, що для сталі 17Г1С адекватна оцінка K_{1C} на балочних зразках вказаного розміру можлива при температурі відпуску нижче 600К.

Переважна більшість наших досліджень була проведена при кімнатній температурі (рисунок 5.1, а).

Для зразків прийнятого розміру оцінка схильності до крихкого руйнування за величиною δ_k (на відміну від K_{1C}) може бути проведена на всьому діапазоні температур відпуску. Вище температури відпуску 600К значення K_{1C} були недостовірними (пунктирна лінія на графіку). Оскільки трубні сталі використовуються в експлуатації в основному в нормалізованому стані, то була також проведена оцінка зміни характеристик в'язкості руйнування таких сталей залежно від температури випробувань.

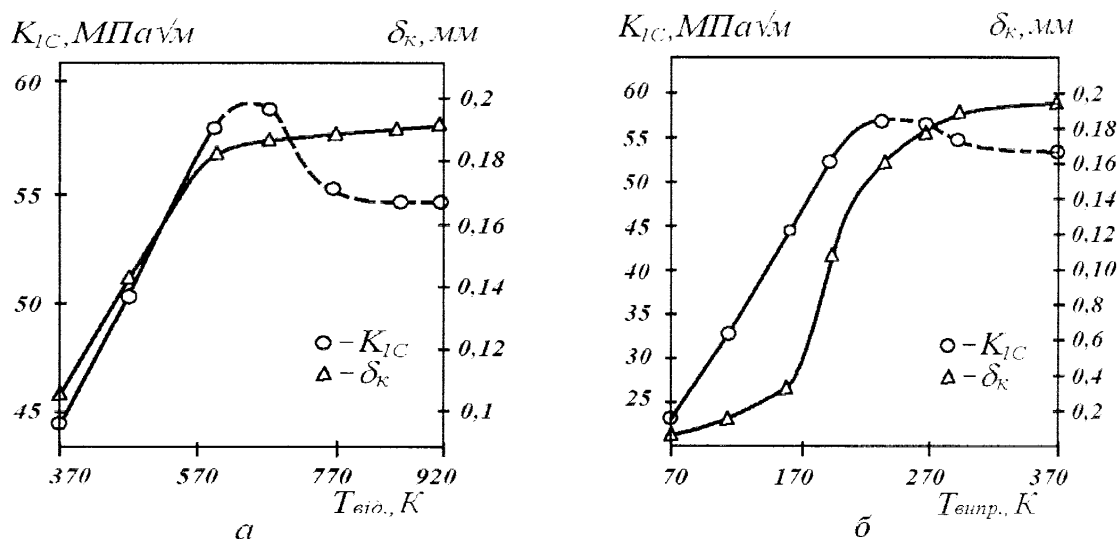


Рис. 5.1. Зміна характеристик в'язкості руйнування сталі 17Г1С залежно від температури відпуску(а) та температури випробувань (б)

Як видно з рис. 5.1, б, з підвищенням температури випробувань значення K_{IC} різко зростає. При $T_{випр.}=240K$ і вище параметр K_{IC} стає недостовірним. Отже, при роботі магістральних трубопроводів до 240K оцінку їх тріщиностійкості можна проводити за K_{IC} . Цей факт був використаний в роботі [96], де вивчалось забезпечення експлуатаційної надійності промислових трубопроводів при низьких температурах (в умовах Крайньої Півночі колишнього Радянського Союзу та Сибіру). При вищих температурах експлуатації таку оцінку необхідно здійснювати за δ_K критерієм, який є достовірним на всьому діапазоні температур випробувань (рис. 5.1, б). З наведених даних видно переваги δ_K -методу для пластичних сталей, стосовно до яких на зразках прийнятого розміру неможливо дати належну оцінку K_{IC} . Відзначимо також, що аналіз рисунку 1 може привести до суперечливого висновку: ріст значень δ_K в діапазоні температур відпуску вище 600K і температур випробувань вище 240 K свідчить про зростання опору поширенню тріщини, а спад K_{IC} стверджує протилежне. Справа в тім, що в даному випадку не виконуються умови плоскої деформації, тому оцінка K_{IC} тут неможлива.

5.3. Аналіз діаграм руйнування та зламів зразків, призначених для оцінки δ_k

Характер зміни δ_k відображається на діаграмах руйнування (рисунок 5.2) і в макробудовах зламів (рисунок 5.3).

На рис. 5.3 поряд із зламами зразків з попередньо наведеними втомними тріщинами (справа), призначеними для оцінки δ_k , показані злами зразків з конструктивними концентраторами (зліва). З порівняння зламів зразків, відпущених при однакових температурах, видно, що зразки з наведеними тріщинами мають злами з набагато меншими боковими губами зрізу, ніж зразки з концентраторами. Це вказує на більш жорсткий характер руйнування зразків з тріщинами, що повніше забезпечує умови плоско-деформованого стану. Тому подальший аналіз зламів будемо виконувати тільки для зразків з наведеними втомними тріщинами.

Відзначимо, що зразки, вирізані з труби після 30 років експлуатації, мали злами, характер яких підтвердив деградацію сталі 17Г1С внаслідок її довготривалої роботи. Вони мали сліди окрихчення. Окрім того, зразки з конструктивними концентраторами зі стисненої сторони мали поздовжньо розшаровані поверхні, про що свідчить виступ внизу на рисунку 5.3е (зліва).

Діаграми руйнування зразків після низьких відпусків (370 К і 470К) мали вид, представлений на рис.5.2а. Таким діаграмам відповідає руйнування без помітних слідів пластичної деформації. Зразки в даному випадку мали відкольний характер макрозламу (рис.5.3, а,б), що відповідав руйнуванню при плоско деформованому стані. Достовірність визначення параметра K_{1C} тут не викликає сумніву. Підвищення температури відпуску істотно змінює характер діаграм руйнування. Це найбільш суттєво відбивається на їх низхідній вітці. Підвищена пластичність сталі 17Г1С призупиняє початкове спонтанне поширення втомно наведеної тріщини. Для її спонтанного росту необхідне подальше повільне підростання за в'язким механізмом. Це відбивається в зафіксова-

них скачках на діаграмах руйнування (рис.5.2 б, в,г). При чому ці скачки спостерігались як на висхідній (рис.5.2в), так і на низхідній (рис.5.2б,г) вітках діаграм руйнування, а долам зразка супроводжувався одноразовим (рис.5.2б,в) і багаторазовим (рис.5.2г) підростанням утомної тріщини за в'язким механізмом. Поява скачків пояснюється тим, що в системі «зразок-машина» не накопичена достатня кількість потенційної енергії, яка забезпечила б спонтанне поширення тріщини. Враховуючи спад навантаження при підростанні в'язкої тріщини, система «зразок-машина» поповнює свою потенціальну енергію, необхідну для додаткового розкриття попередньо видовженої тріщини з метою доведення його до критичного значення

Стрибкоподібний характер діаграм руйнування (рис. 5.2, б-г) знаходить своє відображення на макрозламах у вигляді поперечних смужок, що свідчить про зміну мікроструктури зламу при переході від сповільненого до спонтанного поширення тріщини (рис.5.3 в).

Немалу роль у реалізації стрибкоподібного характеру поширення тріщини і, зокрема, в гальмуванні швидкості її росту відіграють зрізові губки на бокових поверхнях зразка, що появляються при 600К і свідчать про мішаний характер руйнування (в умовах плоского напруженого стану біля поверхні та плоскої деформації у серцевині зразка). Після відпуску при 670К в'язкість матеріалу стає настільки великою, що при існуючих розмірах зразків рівень K_{IC} не може бути визначений.

Цей висновок пояснюється плавним характером діаграм руйнування (рис.5.2д). Як видно з рисунка 5.3, злами високо пластичних зразків мають великі бокові зрізові губки, які свідчать про відсутність плоскої деформації при руйнуванні. Подальший ріст температури відпуску до 770К ще більше змінює вигляд діаграми (рис.5.2е), віддаляючи її від характерних рис крихкого руйнування. Цей висновок підтверджується візуальним аналізом зламів зразків (рис.5.3ж), де переважальним стає зрізовий характер руйнування.

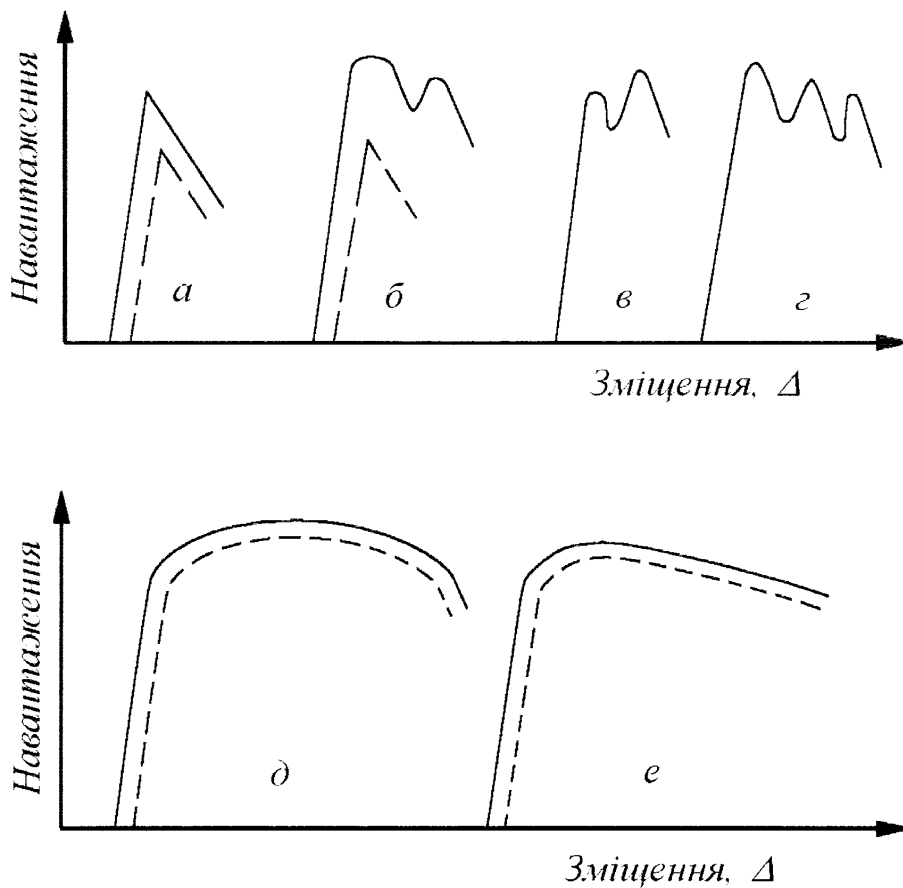


Рис.5.2. Характерні діаграми руйнування балочних зразків з наведеними втомними тріщинами, записані з метою визначення δ_k для гартованої сталі 17Г1С:

а – $T_{\text{відп}} = 370 \text{ К}$; б-г – $T_{\text{відп}} = 600 \text{ К}$; д – $T_{\text{відп}} = 670 \text{ К}$; е – $T_{\text{відп}} = 770 \text{ К}$.

Штриховими лініями показано поширення тріщини при наявності в її вершині дистильованої води

В останньому випадку при визначенні δ_k доводиться брати до уваги повільний докритичний ріст тріщини. Зразки в цьому випадку до розламу не доводились: вони тільки прогинались. Тому на рисунку 5.3, ж зафіксований вид зверху такого прогненого зразка.

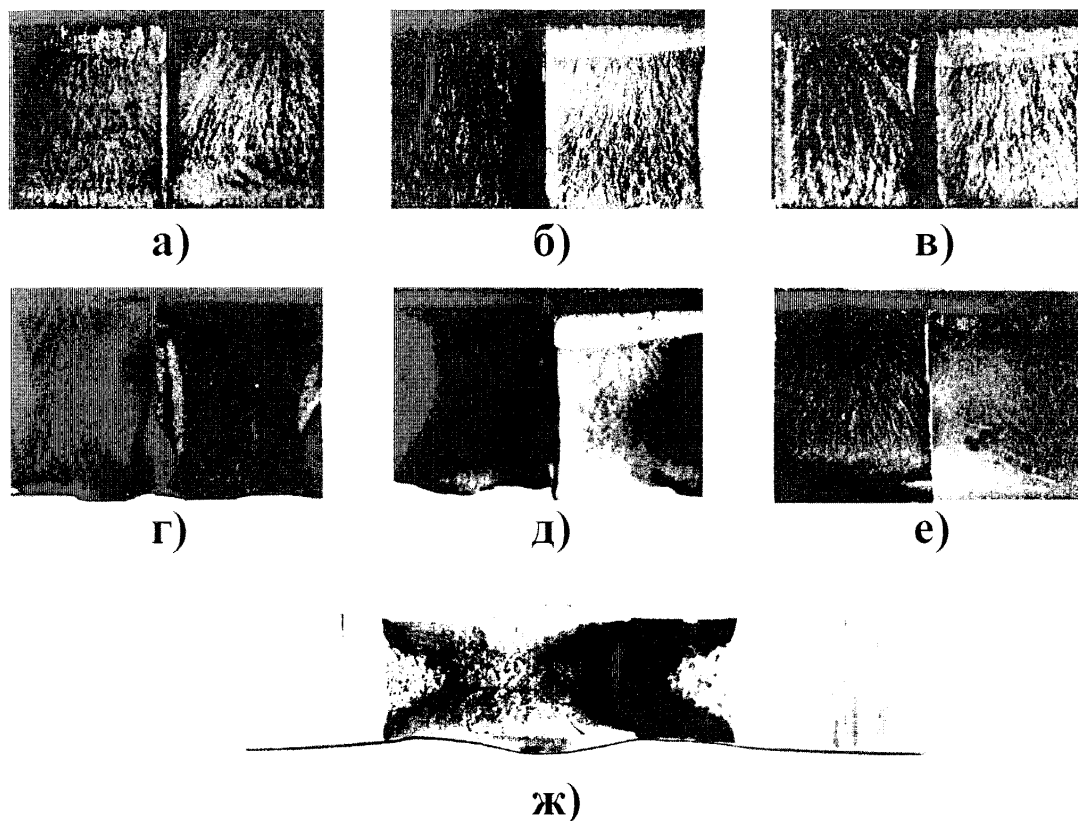


Рис.5.3. Злами балочних зразків з конструктивними концентраторами (зліва) та з попередньо наведеними втомними тріщинами (справа) з метою визначення δ_k : а – відпуск 370 К; б – 470 К; в – 600 К; г – 670 К; д – 770 К; е – зразки, вирізані з труби після 30 років експлуатації; ж – нормалізація.

Характер руйнування зразків дуже зручно оцінювати часткою в'язкого зламу в перерізі. Щоб визначити цю величину (позначимо її через V) потрібно знайти відношення площі в'язкого зламу в плані зразка до всієї площі зламу зразка. Представимо ці відношення залежно від температури випробувань нормалізованих зразків (рисунок 5.4).

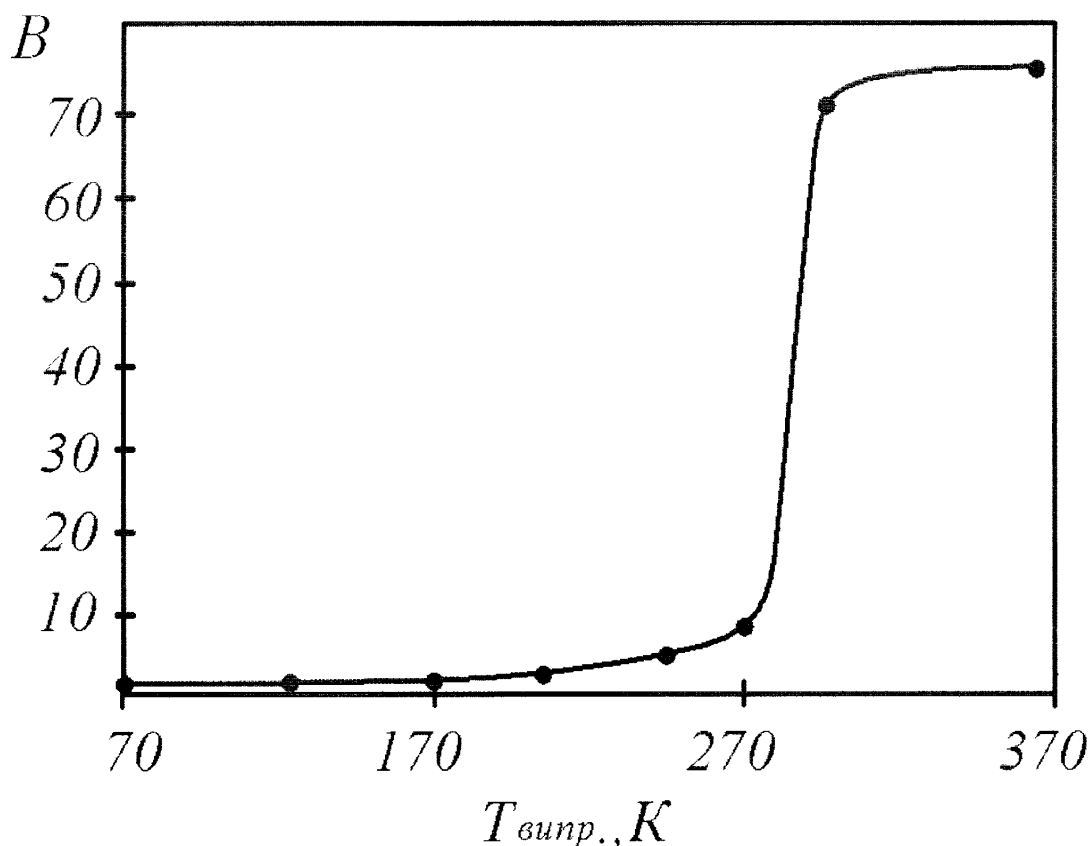


Рис.5.4. Зміна частки в'язкого зламу залежно від температури випробувань нормалізованої сталі 17Г1С

Як видно з рисунка 5.4, частка в'язкого зламу зразків, випробуваних до 240К, невелика. Це дає можливість визначити параметр K_{1C} . Однак недостовірним значенням K_{1C} (рисунок 5.1, б) відповідає різкий підйом частки в'язкого зламу. Залежність, наведена на рисунку 5.4, відтворює крихко-в'язкий перехід для зразків зі сталі 17Г1С з наведеними тріщинами при випробуваннях на згин. Нижня температура холодноламкості його становить $\sim 240K$. До речі, нижче цієї температури достовірність значень K_{1C} не викликає сумніву.

Отже, проведений аналіз макробудови зламів, утворених при визначенні критичного розкриття тріщини, дав можливість визначити їх особливості, коли поширення тріщини йде при наявності суттєвої пластичної деформації, недопустимої при випробуваннях для підрахунку K_{1C} .

5.4. Аналіз мікрогеометричних характеристик зламів зразків, призначених для оцінки δ_k

Актуальним є питання про можливу кореляцію величини δ_k з певними мікрогеометричними характеристиками зламів.

При електронно-фрактографічному аналізі зламів слід диференціювати відмінність мікробудови зрізових губок та центральної плоскої частини зламу. Зрізові губки повністю покриті димпами та площинами гладкого розшарування, які належать до мікроутворень в'язкого типу. Плоска частина зламу має набагато складнішу будову. Як правило, за втомною ділянкою (ВТ) слідує зона витяжки (ЗВ). У низькопластичних сталей, відпущених при 370К, зона витяжки переходила в ділянку відкольного інтеркристалітного (ІВ) руйнування (рис.5.5а). У високо відпущених (рис.5.5б) і нормалізованих (рис. 5.5в,г) сталей зона витяжки завжди переходила у ділянку димплів (Д), які до кінця покривають центральну частину зламу.

Центральна ділянка зламів зразків, які руйнувалися за схемами б-г мали властиву тільки їм мікробудову (рис. 5.2): в міру віддалення від лінії втоми відповідно до стрибкоподібного характеру діаграми руйнування спостерігається послідовне чергування відкольних і димпових ділянок. Систематичні спостереження, проведені в області витяжки, показали, що ширина зони істотно збільшується в міру підвищення температур відпуску та випробувань (таблиця 5.1). Максимальної ширини зона витяжки досягає на нормалізованих зразках при температурі випробувань 365К (19,7 мкм).

На рис. 5.5 в, г наведено приклади утворення широких зон витяжки на зразках, яким звичайно відповідали великі значення δ_k .

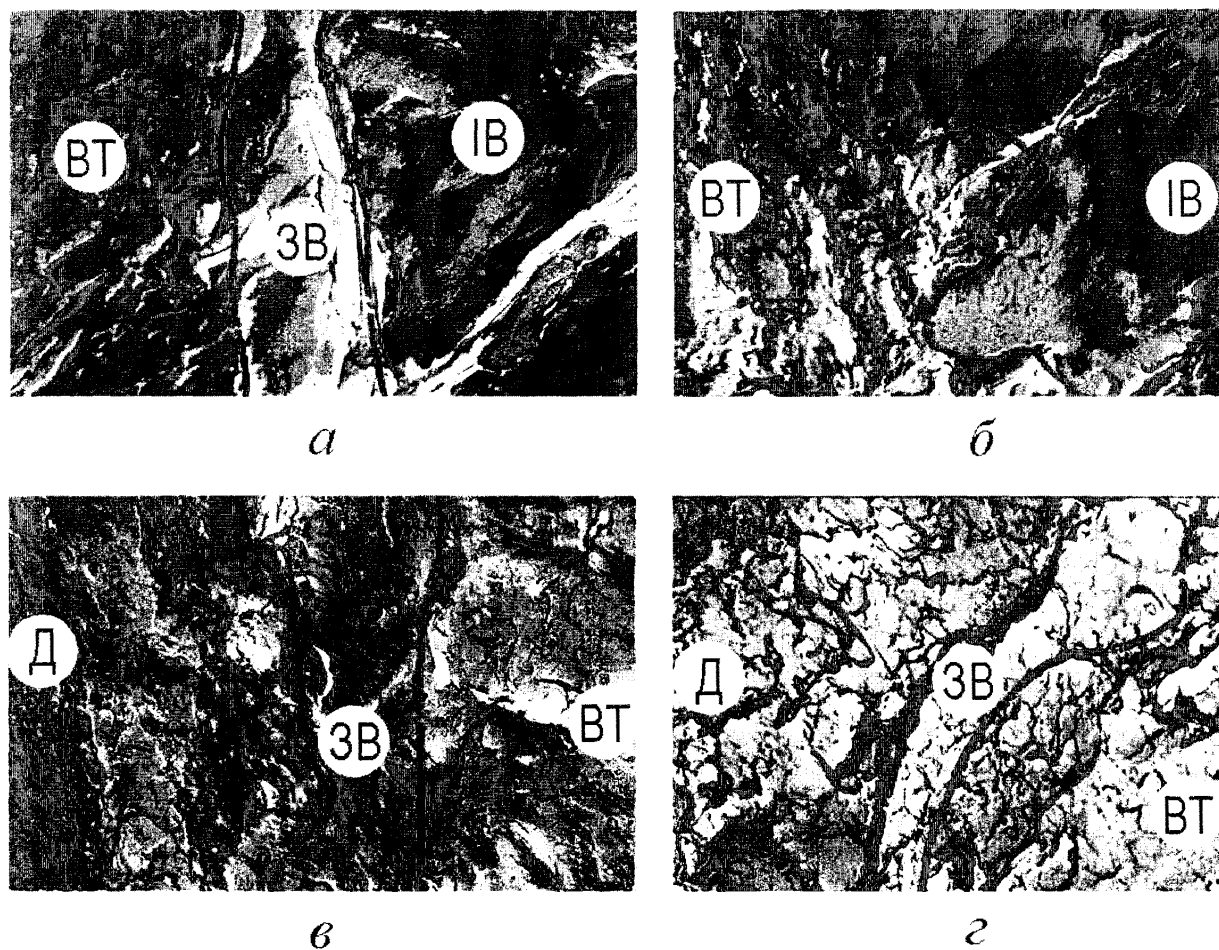


Рис. 5.5. Характерні мікрофрактограми зламів зразків, призначених для оцінки δ_k :

а – відпуск 370К; б, в – відпуск 670К; г – нормалізація;

а, в, г – $T_{\text{випр}}=293\text{К}$; б – $T_{\text{випр}}=77\text{К}$

а, в, г – $\times 3000$; б – $\times 1500$

Із зростанням ширини зони витяжки її поверхня, як правило, стає гладкішою, проте на ній чітко виступають хвилясті борідки, очевидні наслідки поетапного зсувного поширення тріщини. Слід відзначити, що поява зони витяжки пов'язана зі стартом втомної тріщини незалежно від того, відповідає цей старт спонтанному чи повільному росту тріщини. В місці переходу зламу з докритичної на критичну ділянку зона витяжки більше не спостерігається.

Таблиця 5.1

Зв'язок зони витяжки з критичним розкриттям тріщини

Твід., К	$T_{\text{випр.}}, \text{К}$	$\bar{A}, \text{мкм}$	$\delta_{\text{к}}, \text{мкм}$	$\delta_{\text{к}}^a, \text{мкм}$	$\delta_{\text{к}}/\delta_{\text{к}}^a$
370	293	1,9	110	39,3	2,8
470	293	8,7	140	60,9	2,3
600	293	15,4	170	56,7	3,0
770	293	19,3	192	51,9	3,7
Нормалізація	293	19,5	193	41,1	4,7
Нормалізація	365	19,7	195	41,5	4,7
Нормалізація	240	14,5	157	38,3	4,1
Нормалізація	200	9,2	120	31,6	3,8
Нормалізація	160	4,3	55	18,3	3,0
Нормалізація	77	0,7	22	7,6	2,9

При розрахунку $\delta_{\text{к}}^a$ приймали $A=0,001$, $B=0,002$ [70]

5.5. Встановлення кореляційних залежностей між шириною зони витяжки та $\delta_{\text{к}}$ трубної сталі 17Г1С

Маючи в своєму розпорядженні дані про ширину зони витяжки сталі 17Г1С з різним ресурсом пластичності, можна перейти до питання про ймовірну кореляцію її з критичним розкриттям тріщини. Такі спроби вже робились окремими дослідниками, проте ніхто з них не проводив прямого вимірювання $\delta_{\text{к}}$, а обмежувались тільки його аналітичною оцінкою для випадку малої пластичності [50]:

$$\delta_{\text{к}}^a = \frac{K_c^2}{\sigma_{0,2} E} \quad (5.1)$$

Дане питання має велику актуальність. Це пов'язано з тим, що зона витяжки слідує відразу за ділянкою втомного нанесення тріщини, а тому є відповідальною за досяжний рівень в'язкості руйнування зразків.

Результати проведених нами визначень усередненої ширини зони витяжки для сталі 17Г1С після відпуску в діапазоні 370-920К та нормалізації, а також після випробувань нормалізованої сталі в діапазоні 70-370К показали, що між шириною зони витяжки \bar{a} і критичним розкриттям тріщини існує лінійна залежність (рисунок 5.6).

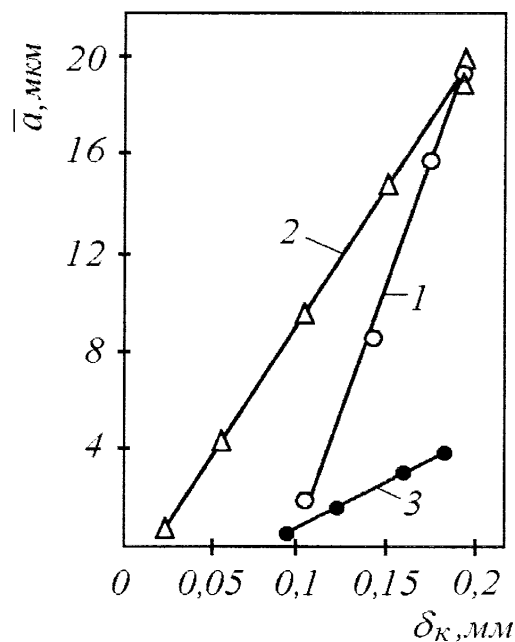


Рис. 5.6. Залежність ширини зони витяжки \bar{a} від δ_k при зміні температури відпуску (1 – випробування на повітрі, 3 – в присутності дистильованої води) і температури випробувань (2) для нормалізованої сталі 17Г1С

Для випадку малої пластичної деформації в вершині тріщини такий висновок може бути зроблений з уже відомих співвідношень між \bar{a} і критичним коефіцієнтом інтенсивності напружень [70]:

$$\bar{a} = B \left(\frac{K_{1C}}{\sigma_{0,2}} \right)^2 - A, \quad (5.2)$$

де A і B – константи матеріалу.

Виходячи з рівнянь (5.1), (5.2) та відомого співвідношення [50]

$G_{1C} = \frac{K_{1C}(1 - \mu^2)}{E}$, вираз для аналітичної оцінки δ_{κ}^a можна записати в такому

вигляді:

$$\delta_{\kappa}^a = \frac{\sigma_{0,2}(1 - \mu^2)}{BE}(\bar{a} + A), \quad (5.3)$$

де E і μ – модуль Юнга і коефіцієнт Пуассона відповідно.

Виходячи з закладених умов малої пластичності матеріалів, залежність між δ_{κ}^a і \bar{a} має лінійний характер, однак досліджувана нами сталь 17Г1С в нормалізованому стані є високо пластичною. Тому для всіх досліджуваних діапазонів температур відпуску та випробувань побудували графіки співвідношень \bar{a} і δ_{κ} . Виявилось, що ці залежності мали також лінійний характер. Слід відзначити, що ці співвідношення залежать також від структурного стану матеріалу, а також їх характер може бути різним (співвідношення 1 і 2 на рис. 5.6).

Експериментально одержані значення δ_{κ} повсемірно були суттєво більші від \bar{a} (при високій пластичності приблизно на один порядок). Це наочно видно з аналізу даних, наведених в табл. 5.1. Отже, зона витяжки не займає всю ділянку локальної пластичної деформації, а тільки вузьку стартову смугу. Решта площин зламу заповнена димпами (при випробуваннях високопластичної сталі), або відкольними фасетками (при випробуваннях низькопластичної сталі, або при низьких температурах).

Закінчуючи аналіз розмірної відповідності критичного розкриття тріщини та ширини зони витяжки, вкажемо, що між значеннями критичного розкриття тріщини δ_{κ}^a , одержаних за формулами (5.1) – (5.3), і величинами δ_{κ} , встановлених експериментально, існує повна невідповідність. Як видно з табл.5.1 δ_{κ} у 2,3...4,7 разів більше δ_{κ}^a . Якщо врахувати, що значення δ_{κ} отримані експериментально за допомогою відомих і широко апробованих методик [50],

а ця невідповідність встановлена не тільки у пластичних, але й у крихких сталях, для яких визначення K_{IC} може бути здійснене достатньо точно, то можна припустити, що використовувані методи не дають можливості виміряти абсолютний рівень δ_K^a , а тільки величину, пропорційну цим значенням. Однак, для здійснення порівняльної оцінки схильності матеріалів до крихкого руйнування дані методики не втрачають своєї значимості.

5.6. Вплив поверхнево-активного зовнішнього середовища на δ_K сталі 17Г1С

В даному розділі наведені результати досліджень впливу поверхнево-активного зовнішнього середовища на критичне розкриття тріщини та мікробудову зламів сталі 17Г1С. Як середовище вибрали дистильовану воду, в якій часто доводиться експлуатувати трубопроводи, особливо в гірських районах.

Експериментальні дані таблиці 5.2 і рисунка 5.6 ілюструють вплив дистильованої води на характеристики опору поширення тріщин δ_K і, частково, K_{IC} .

Встановлено, що найбільш суттєвим є вплив поверхнево-активного середовища на δ_K і K_{IC} сталі 17Г1С, відпущеної при 370 і 470К.

Для даних режимів відпуску дистильована вода зменшує δ_K відповідно на 17,3% і 8,6%. З ростом температури відпуску вплив середовища слабне, проте він відчувається навіть після нормалізації, зменшуючи δ_K майже на 4%.

Діаграми руйнування (рисунок 5.2) відреагують на дію дистильованої води зменшенням величини критичної сили навантаження на зразки. Відзначимо те, що при випробуваннях у воді на діаграмах зникає стрибкоподібний характер руйнування зразків (рисунок 5.2, б-г).

Таблиця 5.2.

Вплив дистильованої води на в'язкість руйнування сталі 17Г1С

Температура відпуску, К	370		470		600		Нормалізована	
K_{1C} , МПа·м ^{1/2} ; δ_K , мкм	K_{1C}	δ_K	K_{1C}	δ_K	K_{1C}	δ_K	K_{1C}	δ_K
Випробування на повітрі	45,8	110	50,8	140	57	170	–	193
Випробування у воді	37,2	91	47	128	55	160	–	180

Зазнають суттєвих змін і міробудови зламів зразків з тріщинами, зруйнованими у воді. Мікрофрактографічним аналізом встановлено, що в низьковідпущеній сталі 17Г1С вузька зона витяжки, яка примикає безпосередньо до втомної ділянки зламу (рисунок 5.7, а), під впливом середовища зникає зовсім, а короткочасне поширення тріщини йде шляхом інтеркристалітного відколу (рисунок 5.7, б).

В нормалізованих сталях рідке середовище вже не усуває перехідної зони витяжки, але її ширина звужується (рисунок 5.7, в і г).

З експериментальних даних, наведених на рис 5.6, видно, що наявність дистильованої води у вершині тріщини зразка при механічних випробуваннях не порушує лінійної залежності між δ_K і шириною зони витяжки. Співставлення кривих 1 і 3 свідчить про те, що нормалізована сталь, випробувана у дистильованій воді, та низьковідпущена сталь, зруйнована на повітрі, при однаковій величині критичного розкриття тріщини мають різні значення зони витяжки \bar{a} . Тому формулу (5.3) для визначення δ_K^a за шириною зони витяжки можна використовувати тільки окремо для кожного виду робочого середовища, в якому проводять випробування. Це ж стосується і констант матеріалу А і В, які із зміною середовища змінюють свої значення.

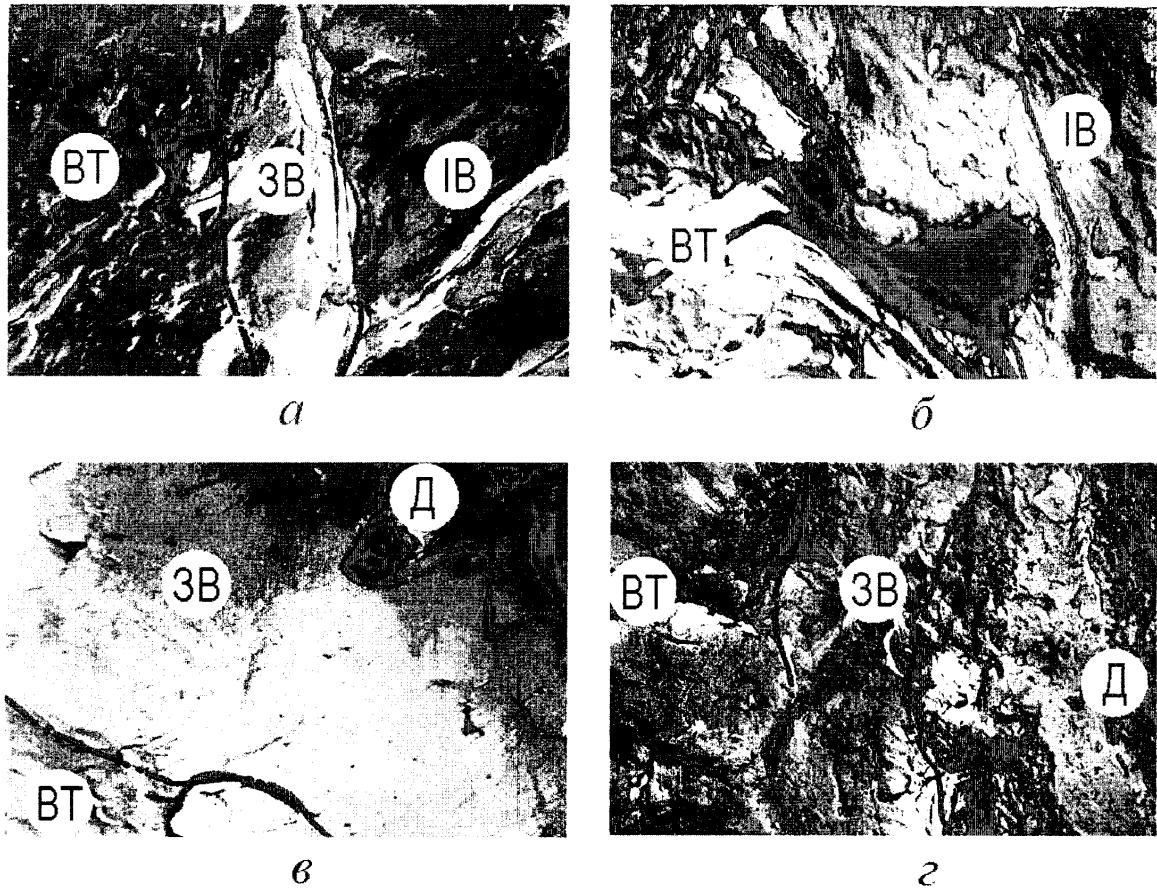


Рис. 5.7. Характерні мікрофрактограми стартових ділянок поширення тріщини в сталі 17Г1С при випробуваннях на повітрі (а, в) і в дистильованій воді (б, г):

а, б – відпуск 470К, х3000; в, г – нормалізація, х1500

Отже адсорбційне зниження величини в'язкості руйнування під впливом дистильованої води обумовлене ослабленням бар'єрної дії зони витяжки. Рідке робоче середовище змінює також морфологію та розміри інших поверхневих утворень на ділянках, які слідує за зоною витяжки. Зокрема, в зламах високо відпущених і нормалізованих зразків сталі 17Г1С димпли, які слідує безпосередньо за зоною витяжки, суттєво зменшують свої розміри. В зламах низьковідпущених зразків фасетки міжзеренного руйнування стають більш гладкими, без помітних слідів пластичної деформації, які мають місце при випробуваннях на повітрі.

5.7. Вплив експлуатаційного окрихчення трубопровідної сталі 17Г1С на δ_k

Проблема забезпечення роботоздатності тривало експлуатованих магістральних газопроводів зводиться здебільшого до врахування можливого корозійного ураження зовнішньої поверхні труб. Звідси особлива увага до надійності та довговічності захисних покриттів і електрохімічного захисту трубопроводів. Проте останнім часом гострими стали аспекти і деградації сталі в результаті внутрішньої корозії труб. Цей факт підтверджений також нашими дослідженнями [24].

В роботі [120] встановлений спад механічних властивостей трубої сталі після приблизно 30 років експлуатації. Експлуатаційна деградація металу підтверджена різким зниженням ударної в'язкості, в тому числі зварного з'єднання.

Це пов'язано з тим, що процес експлуатації трубопровідної сталі супроводжується її структурно-фізичною деградацією — накопиченням розсіяних пошкоджень різної природи (утворення розривів у субмікро- та мікрооб'ємах, виділення нових фаз, хімічні флуктуації, утворення текстури тощо), яке супроводжується розпушенням матеріалу і виникненням пор, які надалі трансформуються в локальні дефекти типу тріщин.

Для проведення наших досліджень були вирізані спеціальні ділянки (котушки) труб сталі 17Г1С після 29 років їх експлуатації з газопроводу “Долина – Ужгород” на кордоні Івано-Франківської та Закарпатської областей. З них вирізували вздовж і впоперек твірної труби зразки, які підлягали механічним випробуванням на δ_k .

Якщо зразки з нової сталі 17Г1С мали величину $\delta_k = 193$ мкм, то після 29 років експлуатації критичне розкриття тріщини було відповідно 180 мкм і 163 мкм для зразків, вирізаних вздовж і впоперек твірної труби. Отже, в першому випадку спад тріщиностійкості складав 6,7%, а в другому — 15,5%. Це вказує

на те, що ступінь деградації металу щодо його опору поширенню тріщини значною мірою залежить від орієнтації тріщини на поверхні труби.

Цікавим є також питання, як впливає поверхнево-активне середовище (в нашому випадку дистильована вода) на опір поширенню тріщини матеріалу після його тривалої експлуатації. Зразки, вирізані вздовж твірної труби, під впливом дистильованої води мали $\delta_k=172$ мкм, а зразки, вирізані впоперек твірної, – 142 мкм. Отже, в першому випадку подальший спад тріщиностійкості під впливом дистильованої води склав 4,4%, а в другому — 13,1%.

Якщо цей спад представити відносно нової сталі 17Г1С, то він відповідно був 10,9% та 26,4%.

Ці результати свідчать, що більш небезпечними з точки зору опору поширенню тріщини є тріщини, розміщені вздовж твірної труби.

Відзначимо також, що при проектуванні трубопроводу його тріщиностійкість визначається для нової сталі. Отже, дані результати, отримані на зразках з трубопроводів, експлуатованих впродовж 29 років, ще раз підтверджують наші дослідження, викладені в підрозділі 4.5. Вони свідчать про необхідність враховувати експлуатаційне окрихчення матеріалу (деградацію).

Наведені вище результати загострюють, на нашу думку, проблему забезпечення роботоздатності діючих магістральних газопроводів. Сюди ж можна віднести й інші види трубопровідного транспорту (нафтопроводи, промислові трубопроводи, трубопроводи в нафто- і газопереробній, енергетичній промисловості тощо). Якщо суттєва експлуатаційна деградація металу стосується не тільки корозійних уражень поверхні, але й стану металу в об'ємі стінки труби, то контроль стану поверхні (як зовнішньої, так і внутрішньої) на наявність дефектів (як механічного, так і корозійного походжень) може виявитись недостатнім. Адже після тривалої експлуатації трубопроводу можлива також зміна механічних властивостей сталей, особливо їх опір крихкому руйнуванню.

5.8. Висновки

1. Встановлено, що небезпека експлуатаційного старіння металу трубопроводів полягає в погіршенні властивостей пластичності та тріщиностійкості. У зв'язку з цим оцінку залишкової міцності магістральних трубопроводів необхідно проводити насамперед за їх здатністю чинити опір поширенню тріщини.

2. Квазікрихке поширення тріщини в порівняно в'язких конструкційних сплавах (в тому числі трубопровідних сталях) супроводжується суттєвою пластичною деформацією. Тому для таких матеріалів стає важливим аналіз пружності, оснований на вимірюванні критичного розкриття тріщини δ_k .

3. Порівняльна оцінка тріщиностійкості трубної сталі 17Г1С за критичними коефіцієнтами інтенсивності напружень і δ_k -критерієм показала, що при температурі випробувань 240К і вище параметр K_{1C} стає недостовірним. Тому при таких температурах експлуатації трубопроводів оцінку опору поширенню тріщини доцільно здійснювати за δ_k -критерієм.

4. Проведений аналіз діаграм руйнування та макробудови зламів зразків, утворених при визначенні критичного розкриття тріщини, встановлені ті особливості, коли поширення тріщини відбувається за наявності суттєвої пластичної деформації, недопустимої при випробуваннях для підрахунку K_{1C} .

5. Вивчено мікробудову зламів, що виникають при руйнуванні зразків з нанесеними втомними тріщинами, призначених для оцінки δ_k . Показано, що за ділянкою втомного нанесення тріщини слідує зазвичай специфічна зона витяжки, яка є відповідальною за досяжний рівень в'язкості руйнування зразків.

6. Встановлені кореляційні залежності між шириною зони витяжки та рівнем δ_k для трубної сталі 17Г1С. Для всіх випадків досліджень вони мали лінійний характер.

7. Дистильована вода знижує в'язкість руйнування матеріалу. Найбільш суттєвим є вплив середовища на δ_k відпущеного мартенситу, яке спадає на ~

17%. З ростом температури відпуску вплив рідкого середовища слабне, проте він відчувається навіть після нормалізації, зменшуючи δ_k майже на 4%.

8. В присутності дистильованої води зберігається лінійна залежність між δ_k і шириною зони витяжки. Адсорбційне зниження величини в'язкості руйнування під дією робочого середовища зумовлене ослабленням бар'єрної дії зони витяжки та супроводжується її звуженням (для пластичних сталей) або повним зникненням (для сталей зі зниженою пластичністю).

9. Дистильована вода суттєво змінює морфологію та розміри поверхневих утворень на ділянках короткочасного поширення тріщин. Під впливом середовища виникають більш гладкі фасетки міжзеренного руйнування без помітних слідів пластичної деформації, характерних при випробуваннях на повітрі. Вода зменшує також розміри димплів, які спостерігаються в зламах високо пластичної сталі безпосередньо за зоною витяжки.

10. Тривала експлуатація магістрального газопроводу зумовлює зниження опору сталі труб поширенню тріщини. Ефект зменшення в'язкості руйнування більш відчутний для тріщин, орієнтованих вздовж твірної труби, ніж впоперек. Поздовжньо орієнтовані тріщини також більш чутливі до впливу дистильованої води. Найбільший окрихкуючий ефект одержаний на зразках, вирізаних з експлуатованих впродовж 29 років труб таким чином, де тріщини були орієнтовані вздовж твірної, а випробування проводились в дистильованій воді. Відносно нової сталі в останньому випадку спад критичного розкриття тріщини склав 26,4%.

ВИСНОВКИ

На основі виконаних комплексних теоретичних і експериментальних досліджень вирішено важливу науково-технічну задачу із забезпечення безаварійної експлуатації магістральних газопроводів в зсувонебезпечних гірських умовах шляхом розробки нових підходів до оцінки технічного стану потенційно небезпечних ділянок.

1. Використанням методу ПЕМПЗ встановлено, що будь-яке втручання в рівновагу гірського масиву провокує утворення вогнищ механічних напружень, тобто є концентратором напружень і джерелом зародження майбутніх зсувів при відповідних умовах. До таких концентраторів напружень належать траси магістральних газопроводів, прокладених в горах. Оперативний контроль за напружено-деформованим станом масивів гірських порід по трасах трубопроводів, повторні спостереження на особливо небезпечних ділянках дозволяють відслідкувати динаміку поля напружень і спрогнозувати розвиток геологічних процесів, а також побудувати схему навантаження об'єкта.

2. Розроблена методика з визначення допустимого рівня довільно орієнтованого навантаження на трубу в області сповзання ґрунту. Реальну величину додаткового навантаження, яке чинить рухомий ґрунт на трубопровід, та її залежність від напрямку сповзання належить знайти на підставі натурних спостережень або структурної теорії. Порівнюючи реальну чи прогнозовану величину навантаження з допустимою, можна судити про безпеку об'єкта.

3. Попередня пластична деформація сталі 17Г1С незалежно від знаку напружень, що викликають наклеп, приводить до зміни пружних характеристик. Значення коефіцієнта поперечної деформації більш явно, ніж модуля Юнга, відображають вплив наклепу. Старіння матеріалу сприяє поверненню його властивостей до вихідного стану. Пластична деформація до $\varepsilon_p = 18\%$ призводить до росту границі втоми сталі 171С, досягаючи максимуму при $\varepsilon_p = 5...7\%$. При подальшому збільшенні ε_p значення $\sigma_{.1}$ падають нижче вихідного рівня.

4. Невелике попереднє пластичне деформування сталі 17Г1С ($\varepsilon_p = 5\%$) несуттєво знижує статичну тріщиностійкість (до 16%), проте різко підвищує опір втомному росту тріщини (ΔK зростає до 50%) при низьких припорогових рівнях втомного навантаження. Цей вплив зумовлений виключно зміною закриття втомної тріщини. Зростання пластичного деформування (до $\varepsilon_p = 25\%$) суттєво знижує як статичну, так і циклічну тріщиностійкість, що пояснюється вичерпанням більшої частини запасу пластичності та виникненням в матеріалі мікро тріщин в результаті великих зсувових ефектів.

5. Встановлено, що циклічне тренування при підвищених амплітудах ($\sigma_a = 370$ МПа), циклічне тренування і старіння, разові перевантаження зразків з тріщинами, разові перевантаження і старіння призводять до спаду величини K_{IC} порівняно з її вихідним значенням. Вивчений характер впливу дистильованої води на процеси наклепу та старіння, що супроводжують розвиток тріщин при експлуатації трубопроводів. При наведенні тріщини в присутності дистильованої води практично усувається вплив циклічного наклепу та старіння на величину K_{IC} сталі 17Г1С. Тому при оцінці залишкової міцності магістральних трубопроводів з тріщинами поряд з вихідним рівнем в'язкості руйнування необхідно врахувати і здатність матеріалу до експлуатаційного окрихчення.

6. Порівняльна оцінка тріщиностійкості трубної сталі 17Г1С за критичними коефіцієнтами інтенсивності напружень і δ_K -критерієм показала, що при температурі випробувань 240К і вище параметр K_{IC} стає недостовірним. Це пов'язано з тим, що при підвищених температурах поширення тріщини супроводжується суттєвою пластичною деформацією, недопустимою при випробуваннях для підраунку K_{IC} . Тому при таких експлуатаційних умовах оцінку опору поширенню тріщини доцільно здійснювати за δ_K -критерієм.

Електроннофрактографічним аналізом показано, що за ділянкою втомного навантаження тріщини слідує, як правило, специфічна зона витяжки, яка є відповідальною за досяжний рівень в'язкості руйнування зразків. Встановлені кореляційні залежності між шириною зони витяжки та рівнем δ_K для трубної сталі 17Г1С.

Дистильована вода знижує в'язкість руйнування матеріалу. Її дія не порушує лінійної залежності між δ_k і шириною зони витяжки. Адсорбційне зниження величини в'язкості руйнування під впливом робочого середовища обумовлене ослабленням бар'єрної дії зони витяжки та супроводжується її звуженням (для пластичних сталей) або повним зникненням (для сталей з пониженою пластичністю). Чутливими до дії води є й інші мікроутворення на ділянках короткочасного поширення тріщин.

7. Тривала експлуатація магістральних газопроводів зумовлює зниження опору сталі 17Г1С поширенню тріщини. Ефект зменшення в'язкості руйнування більш відчутний для тріщин, орієнтованих вздовж твірної труби, ніж поперек. Поздовжньо орієнтовані тріщини також більш чутливі до впливу дистильованої води.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Айбиндер А.Б., Камерштейн А.Г. Расчет магистральных трубопроводов на прочность и устойчивость: Справочное пособие.–М:Недра, 1982.– 344с.
2. Александров М.С., Бакленева З.М., Гладштейн Н.Д. и др. Флуктуация электромагнитного поля Земли в диапазоне СНЧ.-М:Недра, 1972. - 195 с.
3. Альпин Л.М. Теория поля. - М.: Недра, 1966. – 384с.
4. Анализ причин разрушения и механизмов повреждаемости магистральных газопроводов из стали 17ГС / Ю. П. Сурков, О. М. Соколова, В. Г. Рыбалко Л. Ф. Малкова // Физ.-хим. механика материалов. - 1989. - № 5. - С. 96-100.
5. Андрейкив А.Е. Пространственные задачи теории трещин.– Киев:Наук.думка, 1982.–345 с.
6. Анненков Н.П., Анучкин М.П. Оценка прочности магистральных трубопроводов методами линейной механики разрушения.– Труды ВНИИСТ,1974.–Вып. 30.
7. Банахевич Ю.В., Кичма А.О., Дзюбин А.Р. Напруження в околі дефектів матеріалу оболонкових конструкцій// Зб. наук. праць. – Механіка і фізика руйнування будівельних матеріалів та конструкцій.–Вип.5.–Львів:Каменяр, 2002.–С.311-315.
8. Бару Н.В., Кононов И.И., Сокольник М.Е. Радиопеленгаторы-дальномеры ближних гроз. - Л.: Гидрометиздат, 1976. - 146 с.
9. Беккер М.В., Ориняк І.В., Розгонюк В.В. Про необхідність удосконалення нормативно-технічної документації в розрахунках на міцність нафто- і газопроводів з дефектами// Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ.–2004.–№3.(12).–С.116-119.
10. Білобран Б.С. Наукові основи оцінки напружено-деформованого стану магістральних трубопроводів з урахуванням пластичних деформацій:

- Автореф. дис. д-ра техн. наук: 05.15.13/ІФНТУНГ.–Івано-Франківськ, 2004.–32с.
- 11.Бородавкин П.П., Бердин В.Л. Сооружение магистральных трубопроводов.- М.: Недра, 1987.–471с.
 - 12.Бородавкин П.П., Таран В.Я. Трубопроводы в сложных условиях. - М.: Недра, 1968. - 346 с.
 - 13.Будин А.Я. Прогноз времени оползневого смещения на основе учета реологических свойств горных пород. - В кн.: Современные методы прогноза оползневого процесса. - М.: Наука, 1981. - С. 85-95.
 - 14.Будин А.Я. Тонкие подпорные стенки. - Л.: Стройиздат, 1974. - 192 с.
 - 15.Булашевич Ю.П., Захарченко В.Ф. Потенциал естественно поляризованных тел эллипсоидной формы // Изв. АН СССР, сер. геогр. и геофиз., 1956. - № 10. С. 1174-1181.
 - 16.Браун У., Сроули Дж. Испытания высокопрочных металлических материалов на вязкость разрушения при плоской деформации.–М.: Мир, 1972.–246с.
 - 17.Васильченко Г.С. Кошелев П.Ф. Практическое применение механики разрушения для оценки прочности конструкций.–М.: Наука,–1974.–148с.
 - 18.ВБН В.2.3-00018201.04-2000. Розрахунки на міцність діючих магістральних трубопроводів з дефектами. – Київ: Держнафтогазпром, 2000. –57с.
 - 19.Воробьев А. А. К вопросу инициирования землетрясений. В кн.: Электрическая аппаратура и электрическая изоляция. - М.: Энергия, 1970. - С. 494-500.
 - 20.Воробьев А.А. О возможности электрических разрядов в недрах Земли//Геология и геофизика.- 1970. - № 12. - С. 3-13.
 - 21.Воробьев А.А. Равновесие и преобразование видов энергии в недрах.— Томск: Изд-во ТГУ, 1980. – 211с.
 - 22.Воробьев А. А. Тектоноэлектрические явления и возникновение естественного импульсного электромагнитного поля Земли. - ЕИМПЗ. Ч. П. ДСП в ВИНТИ №4297, 1979.- 149с.

23. Воробьев А.А., Евсеев В.Д., Запринский Д.А. Биосаваровское приближение при расчетах магнитных полей поляризованных эллипсоидов // Изв. ВУЗов. Физика.- 1974. -№ 5. - С. 72-77.
24. Вплив параметрів перекачування сірководневих газів на корозійну тривкість трубної сталі/ Є.І. Крижанівський, Ю.Д. Петрина, В.П. Рудко, О.О. Онищук, Д.Ю. Петрина// Машинознавство. –2003.–№6.–С.24–26.
25. Вплив попереднього пластичного деформування на механічні характеристики сталі 17Г1С-У/ Крижанівський Є.І., Петрина Ю.Д., Рудко В.П., Онищук О.О.//Наукові нотатки ЛДТУ.-Луцьк.-2003.-Вип.13.-С.150-159.
26. ГОСТ 25.506-85. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при статическом нагружении.- М.: Изд-во стандартов, 1985.-62с.
27. Горский В.Г., Швецова-Шиловская Т.Н., Кирсанов В.В., Терещенко Г.Ф. Анализ аварийного риска и обеспечение безопасности химически опасных объектов // Химическая промышленность. - 2002. - № 4. - С. 1-14.
28. Гошовський С.В., Рудько Г.І., Преснер Б.М. Екологічна безпека техноприродних геосистем у зв'язку з катастрофічним розвитком геологічних проектів. - К.: ЗАТ "Нічлава", 2002. - 624 с.
29. Дахнов В.Н. Промысловая геофизика. - М.: Гостехиздат, 1959. - 692 с.
30. Деньга В.С. Международный опыт использования методологии анализа риска в ядерной энергетике, химической промышленности и космической деятельности // Управление риском.- 1999. - №2.-С. 51-58.
31. Емельянова Е.П. Основные закономерности опозневых процессов. - М.:Недра, 1972.-307с.
32. Иванцов О.М., Харитонов В.И. Надежность магистральных трубопроводов.- М.:Недра.-1978.-254с.
33. Карпатські зсуви: деякі морфологічні характерситики та зв'язки їх з літологією / Кузьменко Е.Д., Блінов П. В., Климчук Л.М. та ін. // Геоінформатика. – 2004. - № 1. - С. 74-83.

34. Качинський А.Б. Розвиток проблеми ризику в Україні: теорія і практика // Стратегічна Панорама. - 2002. - № 4. - С. 18-25.
35. Киттель И. Введение в физику твердого тела. - М.: Госгортехиздат, 1957. - 523с
36. Крижанівський Є.І., Гончарук М.І., Рудко В.П. Деформація металу газопроводу при тривалому статичному навантаженні//Науковий вісник Івано-Франківського національного технічного університету нафти і газу.– 2003.–№1(5).–С.31-34
37. Крижанівський Є.І., Побережний Л.Я. Кінетика деформування сталі трубопроводу при низькочастотній втомі //Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ.-2001.-№1.-С.62-67.
38. Крижанівський Є.І., Рудко В.П., Саломатін В.М., Шкіца Л.Є. Прогнозування та попередження зсувів на гірських трасах газопроводів//Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ.–2004.– №3.– С.5–9.
39. Крижанівський Є.І., Побережний Л.Я. Низькочастотна корозійна втома сталі морських трубопроводів//Фіз.-хім. механіка матеріалів. Спец. випуск №3. Проблеми корозії і протикорозійного захисту матеріалів.-2002.-т.2.- С.794-797.
40. Крижанівський Є.І., Рудко В.П., Шацький І.П. Оцінка допустимих навантажень на трубопровід у зоні сповзання ґрунту// Фіз.-хім. механіка матеріалів.–2004.–№4.–С.98-100.
41. Кузнецов В. В. Краткий анализ по отказам на трубопроводах труб большого диаметра // Повышение надежности труб большого диаметра магистральных газопроводов: Материалы конф.- Волжский, 1997.- С.28-29.
42. Кузнецов И.В., Саломатин В.Н., Матвеев В.Д. Закономерности деформирования пород при сдвиговой ползучести// Инженерная геология. -1986. - № 1. - С. 59-64.
43. Леонов М.Я. Элементы теории хрупкого разрушения//Журн. прикл. механики и техн. физики.– 1962.–№3.–С85-92.

- 44.Леонов М.Я., Панасюк В.В. Развитие найдрібніших тріщин в твердому тілі// Прикладна механіка.- 1959.-5, №4.- С.391-401.
45. Матвеев В.Д. Устройство для исследования ползучести грунтов при сдвиге. А.с. № 877398 (СССР) Опубл. в Б.И., 1981. - № 40.
- 46.Методика визначення ризиків та їх прийнятних рівнів для декларування безпеки об'єктів підвищеної небезпеки / Наказ №637 Міністерства праці та соціальної політики від 04.12.2002.
- 47.Методические рекомендации Государственного комитета СССР по стандартам: МР185-86. Расчеты и испытания на прочность. Методы испытаний на склонность к коррозионному растрескиванию сталей и сплавов в жидких средах.- Москва. -ВНИИНМАШ, 1986.-51с.
- 48.Механика разрушения и прочность материалов: Справ. пособие: в 4-х т.- Киев:Наук. думка, 1988-1990.-т.4:Усталость и циклическая трещиностойкость конструкционных материалов/О.Н.Романив, С.Я.Ярема, Г.Н.Никифорчин и др.-1990.-680с.
- 49.Механика разрушения и прочность материалов: Справ. пособие: в 4-х т.- Киев:Наук. думка, 1988-1990.-т.1:Основы механики разрушения материалов/В.В.Панасюк, А.Е.Андрейкив, В.З.Партон.-1988.-488с.
- 50.Механика разрушения и прочность материалов: Справ. пособие: в 4-х т./ Под общей ред. Панасюка В.В.-Киев, Наукова думка, 1988.-Т.3: Характеристики кратковременной трещиностойкости материалов и методы их определения/ Ковчик С.Е., Морозов Е.М. - 436с.
- 51.Морские трубопроводы /Гореинов Ю.А., Федоров А.С., Васильев Г.Г. и др. - М.: Недра, 2001. - 131 с.
- 52.Мюллер Л. Инженерная геология. Механика скальных массивов. - М.:Мир, 1971. -255 с.
- 53.Никифорчин Г.М., Студент О.З. Створення банку даних корозійно-механічних пошкоджень об'єктів енергетики як складової європейської мережі оцінки довговічності електростанцій// Фіз.-хім механіка матеріалів.-2001.-Спец.випуск №2.-С.56-61.

54. Новые методы оценки сопротивления материалов хрупкому разрушению/ Пер. с англ. под ред. Ю.Н. Работнова.–М.: Мир, 1972.–439с.
55. Овчинников И.К. Теория поля. - М: Недра, 1971. - 312 с.
56. Ориняк І.В., Розгонюк В.В., Тороп В.М., Білик С.Ф. Ресурс, довговічність і надійність трубопроводів. Огляд сучасних підходів і проблем нормативного забезпечення в Україні// Наф. і газ. пром-сть.– К.–2003.– №4.–С.54-57.
57. Ориняк О.В. Тороп В.М. Вислобіцький П.А. Методологія оцінки залишкової міцності магістральних трубопроводів з тріщинами//Нафтова і газова промисловість. – 1998. – №1.–С.31-36.
58. Осадчук В.А., Банахевич Ю.В. Концентрація напружень у трубопроводі з поверхневою заглибиною у формі півеліпсоїда обертання// Фіз.-хім. механіка матеріалів.– 2002.- №2.–С.37–42.
59. Оценка эффекта закрытия усталостных трещин/Г.Н.Никифорчин, Б.Н.Андрусив, А.В.Вольдемаров, М.А.Куцын//Физ.-хим. механика материалов. –1982.–№5.– С.100-103.
60. Оцінка тріщиностійкості магістральних трубопроводів за критичними коефіцієнтами інтенсивності напружень/ Є.І. Крижанівський, В.П. Рудко, О.О. Онищук, Д.Ю. Петрина// Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ.–Івано-Франківськ.–2003.–№1(6).–С.6–11.
61. Оцінка тріщиностійкості магістральних трубопроводів з позиції δ_k –моделі/ Є.І. Крижанівський, В.П. Рудко, О.О. Онищук, Д.Ю. Петрина//Науковий вісник ІФНТУНГ.–Івано-Франківськ.–2002.–№2(3).–С.66–73.
62. Панасюк В.В. До теорії поширення тріщин при деформації крихкого тіла//Доп. АН УРСР.–1960.– 9. –С.1185-1189.
63. Панасюк В.В. Механіка квазіхрупкого руйнування матеріалів. Київ:Наук.думка, 1991.–416с.
64. Про систему керування цілісністю магістральних трубопроводів. Поняття ризик-аналізу/Розгонюк В.В., Руднік А.А., Ориняк І.В., Білик С.Ф.// Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ.-2004.–№3(12).–С.120-125.

- 65.РД-50-260-81. Методические указания. Расчеты и испытания на прочность в машиностроении. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик вязкости разрушения (трещиностойкости) при статическом нагружении. М.:Изд-во стандартов,1982.-56с.
- 66.РД 50-345-82. Методические указания. Расчеты и испытания на прочность в машиностроении. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при циклическом нагружении.-М.:Изд-во стандартов, 1983.-96с.
- 67.Розгонюк В.В. Удосконалення методики діагностування технічного стану та способів ремонту магістральних газопроводів. Автореф. дисертації канд. техн. наук:05.15.13/Івано-Франківський державний технічний університет нафти і газу.- Івано-Франківськ,2000.-24с.
- 68.Романив А.Н. Разрушение при малоцикловом нагружении. - М.: Наука,1988. - 282с.
- 69.Романив О.Н. Вязкость разрушения конструкционных сталей.-М.: Металлургия, 1979. -176с.
- 70.Романив О.Н., Зима Ю.В., Петрина Ю.Д. Микростроение изломов и вязкость разрушения закаленных сталей//Физ.-хим. механика материалов.- 1973.- №1.- С.3-8.
- 71.Романив О.Н., Крыськив А.С., Ткач А.Н. Исследования обратной отпускной хрупкости сталей методами механики разрушения//Физ.-хим. механика материалов.-1978.- №2.- с.41-46.
- 72.Романив О.Н., Никифорчин Г.Н. Механика коррозионного разрушения конструкционных сплавов.- М.:Металлургия, 1986.-294 с.
- 73.Романив О.Н., Никифорчин Г.Н., Андрусив Б.Н. Эффект закрытия трещин и оценка циклической трещиностойкости конструкционных сплавов//Физ.-хим. механика материалов. -1983. - №3. - С.47-61.
- 74.Романив О.Н., Никифорчин Г.Н., Андрусив Б.Н. Влияние закрытия и геометрии усталостных трещин на структурную чувствительность

- припороговой усталости сталей //Физ.-хим. механика материалов. -1984. - №1. – С.71-75.
- 75.Романив О.Н., Ткач А.Н., Крыськив А.С. О некоторых случаях различной структурной чувствительности вязкости разрушения и ударной вязкости// Физ.-хим. механика материалов. – 1978. - №6. – с.46-71.
- 76.Рудько Г. И. Геодинамика и прогноз опасных геологических процессов Карпатского региона: Автореф. дисс. доктора геол.-минерал, наук: 04.00.07 / Ин-т геол. наук НАН Украины. -К., 1991 . - 65 с.
- 77.Рудько Г. И., Саломатин В.Н, Роль сейсмического фактора в развитии оползневого процесса на примере Украинских Карпат. - М.: Геоэкология. - № 5. - С. 89-99.
- 78.Рудько Г.І. Наукові і методичні основи розробки методологічної бази оцінки ризику виникнення природних та техногенних катастроф (на прикладі західного Регіону України) //Основні напрями забезпечення безпеки населення та стійкості функціонування господарства України при загрозі виникнення природних та техногенних катастроф: Матеріали наук. техн. конф., м. Київ, 10-12 грудня 1996 р. -Ч. 1.-К., 1997.-С. 45-47.
- 79.Саломатин В.Н. Закономерности геологических процессов и явлений, их связь с импульсной электромагнитной эмисией. Докторская диссертация. Симферополь, 1987. - 412с.
- 80.Саломатин В.Н., Бессмертный А.Ф. Способы оценки и прогнозирование устойчивости крупных геологических структур и аппаратура для его регистрации. Патент №95073181 от 30.03. 1998 г.
- 81.Саломатин В.Н., Воробьев А.А., Защинский Л.А. и др. Способы изучения оползней. А.с.СССР № 857699, 1981.
- 82.Семенов А.С. Электроразведка методом естественного поля. - Л.: Недра,1974.-391 с.
- 83.Семчук Я.М., Кривенко Г.М., Гораль Л.Т., Говдяк Р.М. Технічний та екологічний ризику при експлуатації магістральних нафтопроводів // Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ.- 2001.- №1.-С.68-70.

84. СНиП 1.02.07-87. Инженерные изыскания для строительства. Справочное приложение. Госстрой СССР. 06.08.1987.
85. СНиП 2.05.06-85. Магистральные трубопроводы. Строительные нормы и правила. – М.: ЦИТП Госстроя СССР, 1988. – 52с.
86. Стеклов О.И. Прочность сварных конструкций в агрессивных средах. – М.: Машиностроение. – 1976. – 200с.
87. Тархов Г.А. Основы геофизической разведки методом радиокип. – М.: Госгеолиздат 1961. – 215 с.
88. Тер-Степанян Г.И. Новые методы изучения оползней. Ереван: Из-во АНАрм.ССР, 1978. – 152с.
89. Трощенко В.Т., Покровский В.В., Прокопенко А.В. Трещиностойкость металлов при циклическом нагружении. – Киев: Наук. думка, 1987. – 256с.
90. Трубопровідний транспорт газу/М.П.Ковалко, В.Я Грудз, В.Б.Михалків та ін.-Київ: Агентство з раціонального використання енергії та екології, 2002.- 600с.
91. Феллер В, Введение в теорию вероятности и ее приложение. – М- Мир, 1967.-Т. 2.-757с.
92. Хесе В. Радиационный пояс в магнитосфере. – М.: Атомиздат, 1972. – 252 с.
93. Чабуркин В.Ф. Анализ отказов и выбор методов диагностики нефтегазопроводов // Материалы П-го Междунар. конгр. "Защита-95". – М., 1995. – С. 10.
94. Черепанов Г.П. Механика хрупкого разрушения. – М.: Наука, 1974. – 640с.
95. Черепанов Г.П. О разрушении трубопроводов // Докл. АН ССР. – 1983. – 272.-№3.-С. 590-593.
96. Чернов В.Ю. Науково-прикладні основи забезпечення експлуатаційної надійності промислових трубопроводів при низьких температурах. Автореф. дис. д-ра техн. наук:05.15.13/Івано-Франківський національний технічний університет нафти і газу. – Івано-Франківськ, 2003. – 32с.

97. Шлапак Л.С. Оцінка технічного стану газопроводів з корозійними дефектами// Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. – Івано-Франківськ. – 1999.–№36, т.5.–С.123–128.
98. Шумайлов А.С., Гумеров А.Г., Молдаванок О.Н. Диагностика магистральных трубопроводов.- М: Недра,1982.- 251с.
99. Электроразведка. Справочник геофизика // п/р А.Г. Тархова. - М.: Недра, 1980.-519с.
100. Ясній П.В. Пластично деформовані матеріали : в тома і тріщиноотривкість. – Львів: Світ, 1998. – 292с.
101. API 510. Pressure Vessel Inspection Code. American Petroleum Institute, Washington, DC. 1999.
102. API Standard 1160. Managing System Integrity for Hazardous Liquid Pipeline.2001.
103. API 581. Risk-Based Inspection. Base Resource Document. American Petroleum Institute, Washington, DC. 2003.
104. API 597. Recommended Practice for Fitness for Service. American Petroleum Institute, Washington, DC. 2003.
105. API 1160. Managing System Integrity for Hazardous Liquid Pipeline. American Petroleum Institute, Washington, DC. 2002.
106. ASME B31G. Manual for determining the remaining strength of corroded pipelines. American Society of Mechanical Engineers Code for Pressure Piping, 1993.
107. Ainsworth R.A., Bannister A.C., Zerbst U. An overview of the European flaw assessment procedure SINTAP and its validation/ International Journal of Pressure Vessels and Piping, 77(2000), p.869-876.
108. British Gas engineering standard BGC/PS/P11. Procedures for inspection and repair of damaged steel pipelines (Designed to operate at pressure above 7 bar), December,1983.

109. Brock D. The practical use of fracture mechanics.– Dordrecht: Kluwer Academic Publishers, 1989.–522p.
110. Cosham A., Hopkins P. The Pipeline Defect Assessment Manual. Proceedings of IPC 2002. International Pipeline Conference, 29 September- 3 October, 2002. Calgary, Alberta, Canada.
111. Council Directive 96/82/EC on the control of major-accident hazards involving dangerous substances // Official Journal of the European Communities. -14.01.1997 - No L 10, p. 13-33.
112. Dagdale D.S. Yielding of steel sheets containing slits.–J.Mech. and Phys.Solids.–1960.–№2, V.8.–P.100–104.
113. Dowling A.R., Towley C.H.A. The effect of defect on structural failures: a two-criterial approach//Int.J. Pres. Ves. And Piping.-1975.-Vol.3 №2.-P.77-107.
114. DNV-RP-F101 Corroded Pipelines. Det Norske Veritas, 1999.
115. Effect of hydrogenation and plastic predeformation on the crack growth resistance of structural steel./Ye. Kryzhanivskiy, D. Petryna, O. Onystchuk, V. Rudko, Yu. Petryna // Buletin stiintific, Seria C, Vol..XVII.–Baja Mare, 2003.–P.173–176.
116. Elber W. The significance of fatigue crack closure –ASTM STR 486.–1971.– P.230-242.
117. Fitness-For-Service, API Recommended Practice 579. First Edition, American Petroleum Institute, January, 2000.
118. Folias E.S. An axial crack in a pressurized cylindrical shell.– Int.J.Tract.Mech.–1965.–№2,V.1.–P.104–113.
119. Kiefner J.F., Vieth P.H. Modified Criterion for Evaluating the Strength of Corroded Pipe. Final Report for Project PR3-805 to the Pipeline Supervisory Committee of the American Gas Association.– Battelle, 1989, Ohio.
120. Krasovsky, A.Y., Dolgiy, A.A., Torop V.M. Charpy testing to estimate pipeline steel degradation after 30 years of operation.Proc.”Charpy Century Conference”, Poitiers. –2001, Vol.1. –P.489–495.

121. Milne I. ESIS guideline for the selection and use of methods for assessment of the integrity of structures and components containing defects.–Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Struct.–1991.–V.14, №8– P.797-804.
122. Papadakis G.A. Assessment of requirements on safety management systems in EU regulations for control of major hazard pipelines // Journal of hazardous materials. - 2000. - V78. - p.63-89.
123. Paris P., Erdogan F. A critical analysis of crack propagation laws//Trans. ASME. J.Basic End.–1963.–85, №4.– P.528–534.
124. Paris P.C. The fracture mechanics approach to fatigue//Fatigue. An interdisciplinary Approach.-Syracuse(N.Y.):Syracuse Univ. Press, 1964.P.107-132.
125. Rice J.R. Mechanics of crack tip deformation and extension by fatigue //Fatigue Crack Propagation.–Philadelphia, 1967.–P.247-309.–(Amer. Soc. Test and Mater.; ASTM STR 415).
126. Ritchie R.O., Suresh S. Some considerations on fatigue crack closure at near-threshold stress intensities due to fracture surface morphology//Metal.Trans.– 1982.–13A.–№5.–P.937-940.
127. R/H/R6 “Assessment of the integrity of Structures Containing Defects”. British Energy Generation Ltd, 1999.
128. RP 750. Management of Process Hazards.American Petroleum Institute, Washington, DC.1999.
129. STD 653. Tank Inspection, Repair, Alteration and Reconstruction. American Petroleum Institute, Washington, DC. 2002.
130. Suresh S., Zamiski G.F., Ritchie R.O. Oxide-induced crack closure: an explanation for near threshold corrosion fatigue crack growth behavior//Metal.Trans.- 1981.- 12A.- №8.-P.1435-1443.
131. The Pipeline Safety Regulation (Si 1996 №825), HMSO,UK,1996.
132. Tóth L., Nykyforchyn H. RIMAP project- RIMAP NAS Network//Фіз.-хім механіка матеріалів.–2002.–№4.–С.136.
133. Yamera S. Ya. Test method for determination of crack growth rate and crack extension resistance under cyclic loading. – Lviv: Karpenko Physico-Mechanical Institute, 1994.–79p.