

Івано-Франківський державний технічний університет нафти і газу

На правах рукопису
УДК 622.24.053

Петрина Дмитро Юрійович

Втомні властивості бурильних труб при екстремальних режимах буріння свердловин

Спеціальність 05.05.12 – Машини нафтової та газової промисловості

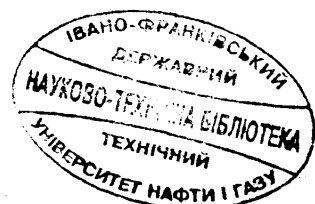
Дисертація на здобуття наукового ступеня
кандидата технічних наук

Науковий керівник:

Крижанівський Євстахій Іванович,
доктор технічних наук, професор



Івано-Франківськ – 1999



ЗМІСТ

Вступ.....	4
РОЗДІЛ 1 Стан проблеми та вибір напрямку досліджень.....	10
1.1. Аналіз умов роботи бурильних труб при бурінні свердловин	10
1.2. Застосування механіки руйнування для оцінки ресурсу елементів бурильної колони.....	15
1.3. Вплив робочих середовищ на працездатність елементів бурильної колони	21
1.4. Матеріали елементів бурильної колони.....	25
1.5. Вибір напрямків досліджень	30
РОЗДІЛ 2 Матеріали і методика досліджень	34
2.1. Вибір матеріалів дослідження.....	34
2.2. Випробування на статичний розтяг.....	35
2.3. Втомні випробування.....	36
2.4. Випробування на циклічну тріщиностійкість	41
2.5. Методика оцінки ефекту закриття втомної тріщини	43
2.6. Випробування на статичну тріщиностійкість	45
2.7. Методика наводнювання зразків	48
2.8. Мікроструктурні дослідження	50
РОЗДІЛ 3 Вплив характеру навантаження та робочого середовища на втомні властивості матеріалів бурильних труб	52
3.1. Вплив характеру попереднього навантаження на пружні властивості сталей групи міцності Д.....	52
3.2. Вплив осьового розтягуючого навантаження на втомні властивості сталей групи міцності Д.....	55
3.3. Вплив амплітуди циклічного навантаження та робочого середовища на втомні властивості матеріалів бурильних труб.....	58
3.4. Вплив структурного стану сталей бурильних труб на їх довговічність.....	65

3.5. Висновки.....	67
РОЗДІЛ 4 Оцінка працездатності бурильних труб за КДВР.....	69
4.1. Вплив ППД розтягом на тріщиностійкість конструкційної сталі бурильної колони.....	69
4.2. Вплив наводнювання та ППД сталі бурильної колони на її тріщиностійкість.....	75
4.2.1. Короткочасна тріщиностійкість.....	75
4.2.2. Циклічна тріщиностійкість.....	76
4.3. Оцінка зносостійкості елементів бурильних колон за КДВР.....	80
4.4. Оцінка працездатності титанових бурильних труб за КДВР.....	83
4.5. Висновки.....	87
РОЗДІЛ 5 Оцінка працездатності бурильних труб за параметрами в'язкості руйнування.....	89
5.1. Оцінка циклічної тріщиностійкості елементів бурильних колон з позиції δ_K -моделі.....	89
5.1.1. Постановка та математична модель задачі.....	89
5.1.2. Методика чисельного аналізу.....	93
5.1.3. Аналіз результатів.....	93
5.2. Оцінка статичної тріщиностійкості елементів бурильних колон з позиції δ_K -моделі.....	96
5.3. Вплив експлуатаційних факторів на в'язкість руйнування елементів бурильних колон.....	105
5.4. В'язкість руйнування високоміцних титанових сплавів.....	110
5.5. Висновки.....	112
ВИСНОВКИ.....	114
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ.....	117
Додаток А.....	134
Додаток Б.....	135

Вступ

Успішне вирішення задач з відкриття нових родовищ нафти і газу, підвищення нафтогазовіддачі пластів охорони надр і навколишнього середовища неможливе без збільшення глибин буріння, а також буріння похилонаправлених, в тому числі й горизонтальних свердловин.

Ефективність буріння свердловин суттєво залежить від експлуатаційної надійності обладнання. Враховуючи складні умови експлуатації обладнання в свердловині, а саме дію різноманітних навантажень, високих тисків, підвищених температур, корозійно-активного середовища, тощо, необхідно створювати нове обладнання з врахуванням дії цих чинників. Аналіз відмов бурильних колон показує, що переважною причиною аварійних поломок є корозійно-втомне руйнування.

Вивченню та підвищенню витривалості деталей бурильної колони присвячені роботи А. І. Баришнікова, Л. А. Баштаннікова, С. Ф. Білика, Ю. І. Газанчана, Ю. В. Дубленича, С. М. Данелянца, В. М. Івасіва, А. Л. Ільського, О. М. Карпаша, Б. В. Копея, Є. І. Крижанівського, І. В. Кудрявцева, Л. А. Лачиняна, М. В. Лисканича, Д. Ю. Мочернюка, В. І. Похмурського, Г. М. Саркісова, О. Є. Сарояна, М. О. Северинчика, Б. О. Чернова, Ю. П. Шагаєва, В. Ф. Штамбурга, М. Д. Щербюка та інших. Показано, що значно зменшити втомні руйнування бурильних колон можна шляхом застосування різних конструктивних і технологічних способів підвищення роботоздатності різьбових з'єднань, подальшого удосконалення методик розрахунку бурильної колони на основі результатів механічних випробувань її елементів і підвищення ефективності використання засобів неруйнуючого контролю. Проте й зараз сумарна доля в загальному балансі аварій бурильних колон складає більше 70%. Це пов'язано, в першу чергу, з відсутністю належного контролю за дефектністю елементів

бурильних колон і недостатніми знаннями закономірностей росту тріщин корозійної втоми в деталях свердловинного обладнання.

Тому при оцінці конструктивної міцності елементів бурільних колон все ширше використовують методи механіки руйнування, які дозволяють отримувати кількісні рішення на основі концепції про крихке (точніше, квазікрихке) руйнування твердих тіл в результаті спонтанного або поступового субкритичного розвитку в них дефектів, що викликають утворення тріщин. Таким чином, параметри тріщиностійкості можна використовувати як нові важливі механічні характеристики металів і сплавів деталей свердловинного обладнання.

Особливе значення набуває поширення підходів механіки руйнування на випадки розвитку тріщин при дії різних активних, в тому числі корозійних робочих середовищ, що є дуже актуальним для елементів бурільних колон.

В представленій роботі на основі теоретичних і експериментальних досліджень автором розвинутий науково обґрунтований напрям, оснований на концепції дефектності виробу і можливості його експлуатації з певними докритичними технологічними чи експлуатаційними дефектами в різних умовах навантаження.

Актуальність теми. Вирішення важливої державної проблеми забезпечення паливно-енергетичного комплексу сировиною вимагає для цієї галузі розробки і впровадження високоефективного устаткування, а також розвитку наукових методів його оптимальної експлуатації. Ефективність експлуатації та будівництва свердловин залежить в значній мірі від якості трубного господарства.

Сучасна наука про міцність і руйнування матеріалів розробляє теоретичні основи процесів деформування та руйнування тіл в екстремальних умовах експлуатації, якими можуть бути, наприклад, свердловинні умови (разові та циклічні перевантаження, фізико-хімічна дія агресивних середовищ, високих тисків і підвищених температур), наявність в трубах гострих концентраторів напружень – різьб і тріщин, тощо. Тому створювати нове обладнання необхідно з врахуванням цих чинників.

Особливу небезпеку, з точки зору руйнування елементів бурильної колони, складають змінні напруження, які приводять до розвитку втомних процесів. Сумарна доля аварійних відказів бурильних колон в загальному балансі аварій при бурінні свердловин складає біля 70%. Це, в першу чергу, пов'язано з відсутністю належного контролю за дефектністю елементів бурильних колон і недостатніми знаннями закономірностей росту втомних тріщин в деталях свердловинного обладнання. Руйнування колони створює аварійні ситуації, для ліквідації яких часто витрачаються значні кошти та затрати часу.

Таким чином дисертаційна робота, спрямована на встановлення закономірностей впливу екстремальних режимів буріння свердловин на втомні властивості елементів бурильної колони, має не тільки наукову актуальність, але й важливе народногосподарське значення.

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами. Тематика роботи є частиною планових державних науково-дослідних програм з розвитку нафтопромислового комплексу України і базується на результатах держбюджетних науково-дослідних робіт “Наукові обґрунтування раціональних режимів роботи та вибір основних параметрів бурового обладнання”, номер державної реєстрації № 0195U026337, які входять в координаційний план Міністерства освіти “Наукові основи розробки нових технологій видобутку нафти і газу, газопромислового обладнання, поглибленої переробки нафти і газу з метою одержання високоякісних моторних палив, мастильних матеріалів, допоміжних продуктів і нафтохімічної сировини”. Цей план входить в національну програму “Нафта і газ України до 2010 року”.

Мета і задачі дослідження. Мета роботи полягає у встановленні закономірностей впливу таких екстремальних режимів буріння свердловин як разових і циклічних перевантажень, робочого середовища, наявності тріщин на втомні властивості елементів бурильної колони.

Для досягнення мети були поставлені такі задачі.

1. Встановити закономірності впливу пластичної деформації на пружні та втомні характеристики сталей бурильних труб при найпростіших режимах однократних перевантажень.
2. Оцінити вплив величини амплітуди циклічних навантажень, разових перевантажень і робочих середовищ на конструктивну міцність елементів бурильних колон з тріщинами.
3. Дослідити вплив попереднього пластичного деформування (ППД) розтягом і наводнювання на короткочасну та циклічну тріщиностійкість термообробленої сталі 40ХН.
4. Встановити кореляційний зв'язок між втомною міцністю та зносостійкістю матеріалів бурильних труб.
5. Провести оцінку працездатності бурильних труб з позиції δ_k -моделі.
6. Вивчити вплив циклічного навантаження, робочого середовища та старіння на механічні властивості титанових сплавів з метою використання їх для виготовлення бурильних труб.

Наукова новизна. На основі експериментальних досліджень дістали подальший розвиток наукові методи визначення механічних характеристик попередньо пластично деформованих сталей бурильних труб.

Вперше встановлений вплив величини амплітуди циклічних навантажень, разових перевантажень і робочих середовищ на короткочасну та циклічну тріщиностійкість сталей елементів бурильної колони.

Дістала подальший розвиток модель порівняльної оцінки зносостійкості інструментальних матеріалів за кінетичними діаграмами втомного руйнування (КДВР) стосовно сталей елементів бурильної колони.

Вперше розроблений розрахунковий метод прогнозування залишкового ресурсу бурильних труб з тріщинами при їх циклічному навантаженні з позиції δ_k -моделі, дана оцінка короткочасної тріщиностійкості за δ_k -критерієм.

Сформульовані основні причини низької корозійно-втомної міцності титанових бурильних труб.

Практичне значення одержаних результатів. Запропоновано при оцінці конструктивної міцності елементів бурильної колони враховувати не тільки вихідний рівень в'язкості руйнування, але й здатність матеріалів до експлуатаційного окрихчення, пов'язаного з підростанням тріщини та впливом робочого середовища.

Для термічно зміцненої сталі 40ХН запропонована оптимальна температура відпуску, яка забезпечує поєднання найвищих показників втомної міцності та зносостійкості. Ця рекомендація впроваджена в технологічний процес виготовлення бурильних замків на Дрогобицькому долотному заводі.

Використана методика порівняльної оцінки зносостійкості інструментальних матеріалів за КДВР для сталей елементів бурильної колони.

Показана доцільність введення в технологічний процес виготовлення деталей з деформаційно зміцнюючого матеріалу операцій пластичного деформування з метою підвищення їх втомної міцності.

Запропонована методика спрощеного розрахунку залишкового ресурсу бурильних труб з тріщинами при їх циклічному навантаженні з позиції δ_k -моделі, яка може використовуватися в проектно-конструкторських організаціях і технологічних службах, що здійснюють експлуатацію бурильних установок.

Вірогідність одержаних результатів забезпечується широким застосуванням експериментальних досліджень з використанням сучасних методів і обладнання для механічних випробувань і електроннофрактографічних досліджень з дотриманням стандартних методик, а також узгодженням висновків роботи з відомими даними теоретичних і експериментальних досліджень.

Особистий внесок здобувача. Основні положення та результати дисертаційної роботи отримані автором самостійно. Зокрема: визначені пружні та втомні характеристики сталей бурильних труб при однократних перевантаженнях [133, 134]; розроблена методика досліджень кінетики поширення тріщин на циліндричних зразках [128, 136, 152]; проведена оцінка впливу величини амплітуди циклічних навантажень, разових перевантажень і робочих середовищ

на тріщиностійкість сталей бурильних труб [136, 164, 167]; визначена короткочасна та циклічна тріщиностійкість термообробленої сталі 40ХН після ППД розтягом і наводнювання [145, 148]; проведена оцінка зносостійкості елементів бурильних колон за КДВР [150, 151]; визначена фізична границя втоми сталі 40ХН і встановлена її гранична температура відпуску [137]; проведена оцінка циклічної та статичної тріщиностійкості бурильних труб з позиції δ_k -моделі [154, 161, 163]; вивчена тріщиностійкість титанових сплавів [152, 165, 166]. Прийнята особиста участь у всіх лабораторних дослідженнях і впровадженні.

Апробація результатів дисертації. Найбільш суттєві результати роботи доповідались на III-му міжнародному симпозиумі “Некласичні проблеми теорії тонкостінних елементів конструкцій та фізико-хімічної механіки композиційних матеріалів” (Івано-Франківськ, 1995); XII і XIV міжнародній міжвузівській школі-семінарі “Методи і засоби технологічної діагностики”, Івано-Франківськ, 1995, 1997 рр.; міжнародній конференції університету в Бая-Маре (Румунія, 1998); науково-технічних конференціях професорсько-викладацького складу університету, Івано-Франківськ, 1996-1999 рр.

Публікації. За матеріалами дисертації опубліковано 13 статей і 4 тези науково-технічних конференцій.

Автор висловлює щире подяку науковому керівнику д.т.н. проф. Крижанівському Є.І. за постійну увагу до роботи, консультації та сприяння в її виконанні.

РОЗДІЛ 1

Стан проблеми та вибір напрямку досліджень

1.1. Аналіз умов роботи бурильних труб при бурінні свердловин

При роторному бурінні свердловин колона бурильних труб передає породоруйнівному інструменту необхідне осьове зусилля та крутний момент, забезпечує подачу промивальної рідини. На колону бурильних труб діють найрізноманітніші навантаження, які визначають її складний напружений стан. В процесі експлуатації колона деформується, втрачає стійку прямолінійну форму, що приводить до виникнення напружень згину.

За даними робіт [1-5] до числа найбільш характерних, що визначають довговічність елементів бурильних колон, належать наступні навантаження: осьовий розтяг від власної ваги колони; стиск в нижній частині колони, який виникає в результаті створення осьового навантаження на долото; додаткові зусилля розтягу в ніпелях замкових з'єднань від їх попередньої затяжки; крутний момент, необхідний для обертання колони та долота; додаткові розтягуючі зусилля при прокачуванні бурового розчину; знакозмінний згинаючий момент, що виникає при роботі колони на викривлених ділянках свердловини, від поздовжнього згину при стиску і під дією відцентрових сил; динамічні навантаження при проведенні спуско-підймальних операцій; змінний крутний момент, обумовлений нестійкою роботою долота на вибої; динамічні зусилля, пов'язані з вібраціями бурильної колони при роботі долота і пульсацією при прокачуванні бурового розчину.

З точки зору руйнування елементів бурильної колони особливу небезпеку складають змінні напруження, які приводять до розвитку втомних процесів. Руйнування колони створює аварійні ситуації, для ліквідації яких часто витрачаються значні кошти і затрата часу. Найчастіше руйнуються з'єднання бурильної труби з замком [1,6,7,8]. Також в практиці буріння зустрічаються випадки руйнування

замкових різбових з'єднань (ЗРЗ) і обважнених бурильних труб (ОБТ) та руйнування по гладкій частині труби. Сумарна доля аварійних відмов бурильних колон в загальному балансі аварій при бурінні свердловин складає за даними робіт [9-12] від 62 до 85%.

Після досягнення свердловиною глибини 2500 м кількість відмов значно зростає [13]. З рис. 1.1 видно залежність коефіцієнта аварійності (ймовірність виникнення відмови на тисячу метрів проходки) від глибини буріння [14]. Коефіцієнт аварійності при збільшенні глибини буріння різко зростає, особливо після глибин 4000 метрів.

Руйнування трубних різб проходить по першому витку в зачепленні замка з різбою. В замкових з'єднаннях є два небезпечних перерізи, по яким можуть проходити втомні руйнування [15]: в ніпелі – по першому спряженому витку, що

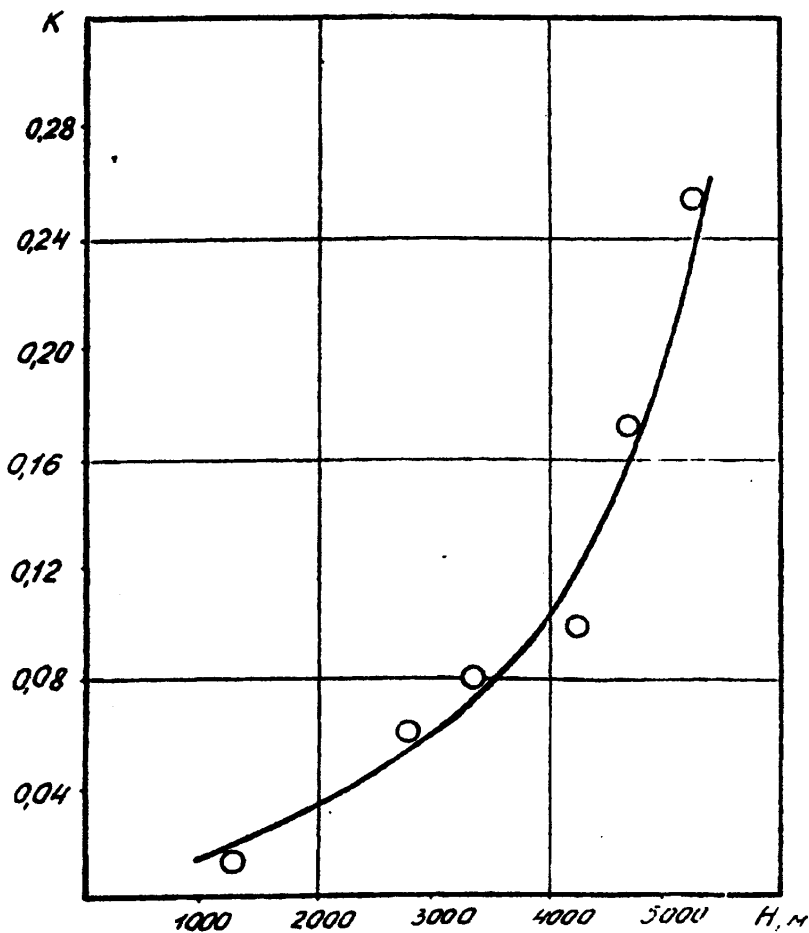


Рис. 1.1. Залежність коефіцієнту аварійності від глибини буріння

знаходиться на віддалі 24 мм від упорного виступу; в муфті – на віддалі 10 мм від меншого торця ніпеля. Значення границь витривалості замкових різьбових з'єднань залежать від співвідношення осьового моменту опору небезпечного перерізу муфтової частини і осьового моменту опору небезпечного перерізу ніпельної частини.

Руйнування бурильних труб по тілу відбуваються, як правило, з причини наявності на їх поверхнях концентраторів напружень через пошкодження роторними клинами або неоднорідностей структури матеріалу, при порушенні технології спуско-підймальних операцій (підйом на одному штропі), тощо.

Отже, з'єднання труб, виготовлених заводами СНД, руйнуються значно частіше, ніж їх тіло. В той же час при експлуатації бурильних колон, виготовлених за стандартами Американського нафтового інституту, частота відмов по з'єднаннях і тілу однакова, тобто елементи бурильних колон рівномічні [16, 17].

З метою підвищення надійності бурильних колон в цілому необхідно удосконалювати конструкцію з'єднуючих елементів, щоб досягти їх рівномірності з тілом труби [18, 19]. Втомними випробовуваннями натурних зразків, виготовлених з вуглецевої та легованої сталі діаметром 80, 146, 178 і 203 мм встановлено, що границя витривалості ЗРЗ суттєво залежить від конструктивних (масштабу, зарізьбової розвантажувальної канавки, радіусу заокруглення впадин різьби, конусності, профілю різьби та ін.) і технологічних факторів (крутного моменту згвинчування, осьового натягу, поверхнево-пластичної деформації, способу виготовлення різьби та ін.) [3, 20-25].

Однак прийняті заходи не дозволили в повній мірі забезпечити надійність елементів бурильної колони. Тому останнім часом отримали розвиток дослідження засобів оцінки залишкового ресурсу за допомогою індивідуальних індикаторів навантаженості [7, 14, 25, 26, 27], пріоритет яких належить Івасіву В.М.

В процесі буріння ротором, а також при спуско-підймальних операціях бурильні труби і замки взаємодіють із стінками свердловини, що призводить до

зношування елементів бурильної колони; часті операції згвинчування-розгвинчування викликають зношування різьби [28-32]. При відпрацюванні контрольних комплектів на свердловинах Прикарпаття встановлено [30], що 78,5% ремонтів бурильних труб збірної конструкції складають ремонти, пов'язані з заміною замків через зношування бокової поверхні, та 21,5% в результаті зношування різьби. Зносостійкість різьби нетермооброблених ОБТ складає в середньому 50-55 циклів, а зношування бокової поверхні по діаметру на 1 мм досягається за 300-350 годин механічного буріння.

В цьому аспекті дуже важливим є оптимальний вибір режиму термообробки бурильних труб і замків. Адже потрібно одночасно забезпечити високі показники зносостійкості та втомної міцності. Однак таких досліджень на сьогоднішній день практично нема.

Зараз при розрахунку колони бурильних труб береться границя витривалості при симетричному циклі напружень, одержана або для гладких зразків, або для натурних труб, але при навантаженні згином з обертанням при малій амплітуді напружень. В верхній же частині бурильної колони труби в основному піддаються осьовому розтягуючому зусиллю, яке змінюється від максимуму до нуля. В цьому зв'язку представляє великий практичний інтерес вивчення впливу малого числа циклів великих перемінних осьових розтягуючих навантажень на труби. Автори [33] вважають, що труби можуть працювати в пружнопластичній області і перевантаження для труб групи міцності Д допустиме на 20% вище границі текучості.

В практиці буріння свердловин малоімовірні такі операції, в яких прикладось би велике число циклів при високих напруженнях. Проте навіть декілька таких циклів у поєднанні з іншими видами навантажень суттєво знижують довговічність труб і не враховувати їх не можна [34]. Тому необхідні подальші дослідження втоми бурильних труб верхньої частини колони при малому числі циклів великих перемінних розтягуючих навантажень в поєднанні з іншими видами напружень в різних середовищах.

Більш точно визначити довговічність бурильних труб дозволить достовірна оцінка їх навантаженості при спуско-підймальних операціях. Величину динамічних навантажень останнім часом оцінюють за допомогою коефіцієнта динамічності, який дорівнює відношенню суми статичної та динамічної сил до статичної. Проаналізувавши результати багаточисленних досліджень в цій області, автори роботи [35] прийшли до висновку, що коефіцієнт динамічності збільшується із зменшенням довжини колони. При однакових довжинах його значення більші при спуску в порівнянні з підйомом.

За коефіцієнтами динамічності можна тільки оцінити максимальні значення навантажень, які можуть виникати в результаті коливних процесів, а провести точний розрахунок довговічності не можливо.

При бурінні свердловин часто виникають обвали стінок свердловин, затяжки, заклинювання та прихоплювання інструменту, що викликає додаткові навантаження під час підйому бурильної колони. Значне збільшення навантаження на гаку виникає також при підйомі інструменту з похило спрямованої свердловини. Аналіз промислових даних, проведений в роботі [36] показав, що при ускладнених умовах буріння короткотермінове збільшення статичного навантаження може досягати 40-50% і більше.

Такі перевантаження приводять до втомного (в тому числі малоциклового) і крихкого руйнування [37, 38].

Однак прогнозування ресурсу бурильних колон здійснюється, як правило, без врахування нерегулярності навантаження. В той же час експлуатаційний спектр згинаючих моментів, діючих на бурильну трубу в свердловині, може мінятися в широких межах [39].

В роботі [26] на основі положень кінетичної теорії втоми експериментально встановлено вплив пікових перевантажень, асиметрії циклу навантажень і пошкоджень на довговічність елементів бурильної колони. Запропонований метод оцінки залишкового ресурсу та вибору оптимальних періодів неруйнуючого кон-

тролю. Розроблені методики прогнозування довговічності елементів бурильних колон з врахуванням нерегулярності навантаження.

Проте такі дослідження знаходяться в початковій стадії і потребують подальшого інтенсивного розвитку.

В кінці даного підрозділу відзначимо, що аналіз відмов елементів бурильної колони вказує на спільність процесів їх руйнування, незалежно від умов навантаження. Враховуючи те, що руйнування матеріалів починається з зародження тріщин і його характер залежить від опору їх поширення, ми підійшли до факту необхідності використання лінійної механіки руйнування для опису цих процесів.

1.2. Застосування механіки руйнування для оцінки ресурсу елементів бурильної колони

Сучасна наука про міцність і руйнування матеріалів розробляє теоретичні основи процесів деформування та руйнування тіл в екстремальних умовах експлуатації, якими можуть бути, наприклад, свердловинні умови (складний напружений стан деталей, фізико-хімічна дія агресивних середовищ), наявність гострих концентраторів напружень – різьб, тріщин і т.п..

Останнім часом досягнуто суттєвих результатів у розробці методів розв'язування крайових задач математичної теорії тріщин і обчислення значень коефіцієнтів інтенсивності напружень (КІН) для різних випадків навантаження і конфігурації тіла, а також у створенні методик визначення характеристик тріщиностійкості матеріалів [40-49].

Терміном тріщиностійкість або в'язкість руйнування називають характеристики матеріалу, що визначають його опір руйнуванню.

В області, де є справедливими положення лінійної механіки руйнування, існує практично одна характеристика – критичний коефіцієнт інтенсивності напружень K_{Ic} при максимальному стисненні пластичної деформації. Це досягається створенням при випробуваннях умов плоскої деформації шляхом збільшення

товщини зразка. Параметр K_{Ic} при допущенні лінійної пружності матеріалу аж до вершини тріщини пов'язаний з іншими характеристиками тріщиностійкості співвідношеннями [44, 48]:

$$2\gamma_e = \sigma_0 \delta_k = \frac{1-\mu^2}{E} K_{Ic}^2 = G_{Ic} = J_{Ic}, \quad (1.1)$$

де E - модуль пружності;

μ - коефіцієнт Пуассона;

σ_0 - границя крихкої міцності;

γ_e - ефективна поверхнева енергія [40];

δ_k - критичне розкриття тріщини [40].

Поняття тріщиностійкості матеріалу як граничного значення K_{Ic} визначається характером напружено-деформованого стану, що виникає навколо тріщини при плоскій деформації.

Якщо плоска деформація навколо вершини тріщини не реалізується, то встановлену тріщиностійкість в термінах КІН позначають через K_c . Взаємозв'язок між величинами K_{Ic} і K_c наступний. K_{Ic} в рамках прийнятої точності вимірів не залежить від геометрії зразка (в першу чергу від його товщини). В зв'язку з цим характеристику K_{Ic} прийнято розглядати як константу матеріала; вона є мінімальним значенням можливих величин K_c при заданих умовах випробувань. Параметр K_{Ic} , так як γ_e і δ_k , для заданих умов є кількісна характеристика властивостей матеріалу навколо гострих тріщиноподібних концентраторів напружень. Вона суттєво доповнює звичайні механічні характеристики міцності конструкційних матеріалів, оскільки відображає властивості матеріалу в такому стані, коли він деформований за границю пружності і в ньому починається процес руйнування — утворення нових поверхонь. Величина K_{Ic} залежить від температури випробувань, швидкості навантаження, гостроти тріщини, фізико-хімічного впливу навколишнього середовища.

Оцінка достовірності критеріїв проводиться за результатами випробувань серії зразків різної товщини. На рис. 1.2 схематично показана зміна K_c з ростом товщини плоского зразка. Спостерігається закономірність: збільшення товщини при незмінних інших розмірах (неподібні зразки) приводить до підходу кривої K_c до асимптоти K_{Ic} зверху (крива 1).

Збільшення товщини з одночасним і пропорційним збільшенням решти розмірів (подібні зразки) приводить до підходу кривої K_c до асимптоти K_{Ic} знизу (крива 2). Збільшення діаметру циліндричних зразків також приводить до зміни K_c по кривій 2, оскільки зміна геометрії циліндричного зразка не міняє форми нетто-перерізу (так, як і в подібних плоских зразках). Таким чином, вплив форми зразка усунуто і на результатах випробувань відбивається тільки масштабний фактор. Постійна форма нетто-перерізу зумовлює однакові умови утворення і розвитку пластично деформованого об'єму та приблизно однакові за формою (але не за абсолютними значеннями координат) діаграми руйнування. Крива 3 відображає явище передчасного зрізу на достатньо тонких зразках (при цьому злам повністю

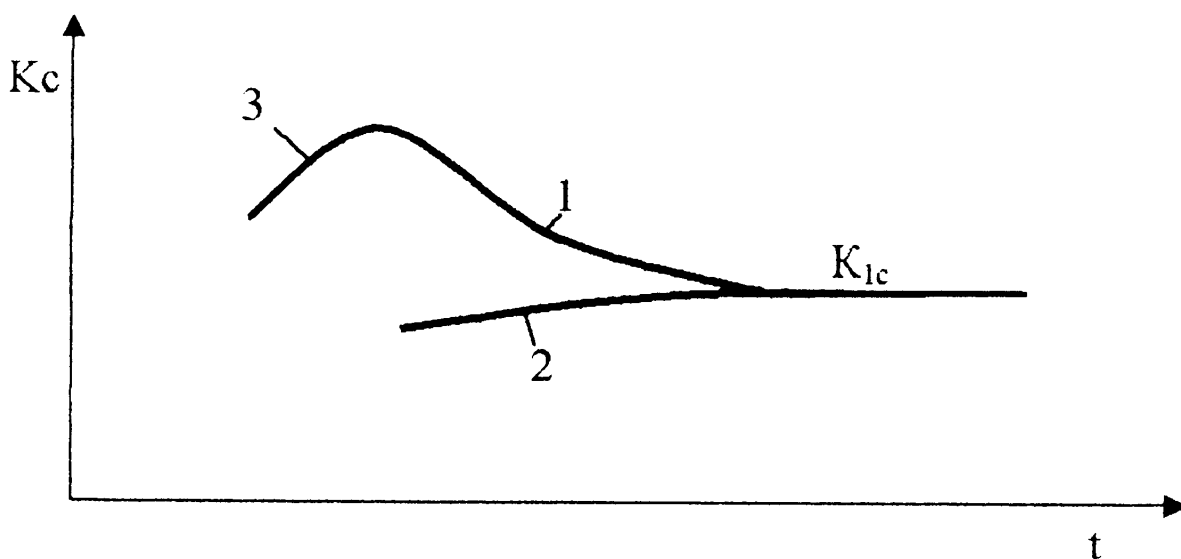
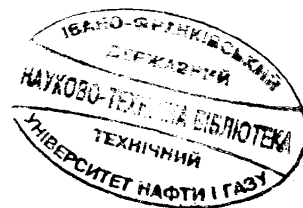


Рис. 1.2. Схематична залежність в'язкості руйнування від товщини плоского зразка [48].

1 – неподібні зразки; 2 – подібні зразки; 3 – передчасний зріз



косий).

Найбільш ефективно з практичної точки зору застосування підходів механіки руйнування в лінійному варіанті, коли руйнування протікає при досягненні малих пластичних деформацій.

Таким умовам задовольняють руйнування від втоми, які пов'язані з постійним вичерпанням пластичності матеріалів при повторному навантаженні.

Вивченню ресурсів бурильних труб з втомними тріщинами присвячені роботи [11, 50 - 57].

Спостереження за розвитком тріщин при втомних і корозійно-втомних дослідженнях елементів бурильної колони показали, що вони значну частину ресурсу працюють з тріщинами. Автор [58] вважає, що період до початку утворення тріщини в ЗРЗ складає 10-20% ресурсу.

Вивчення фрактографій зломів показали широку різноманітність фронтів розвитку тріщин [59, 60]. Причому автори намагаються пов'язати форму фронту тріщини з коефіцієнтом запасу міцності. В роботі [57] для вивчення розвитку тріщин в елементах бурильної колони вперше був використаний метод ступінчатих навантажень, в результаті якого на втомних зломах чітко фіксуються лінії зупинки фронту втомних тріщин. Встановлено, що втомна тріщина може розвиватися одним і кількома півеліпсоїдними фронтами або одним круговим. На рис. 1.3 показана фрактографія злому з втомною тріщиною з одним півеліпсоїдним фронтом, яка буде використана нами в подальших дослідженнях.

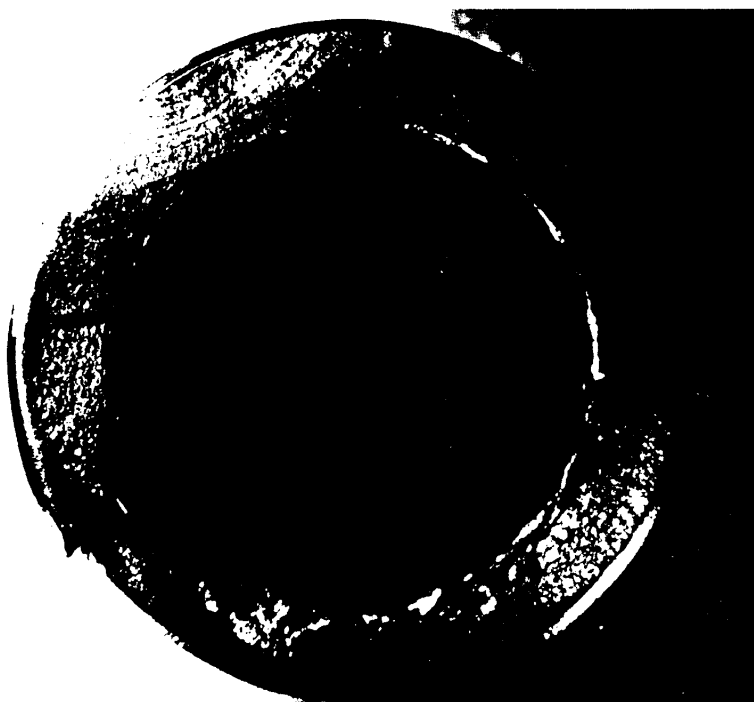


Рис. 1.3. Фрактографія злому замкової різьби 3-121 з зупинками фронту втомної тріщини

Зона долому при півеліпсоїдному фронті тріщини більша, ніж при круговому, що робить його більш небезпечним з точки зору втомного руйнування. Використання цього методу дозволяє вдосконалити прогнозування довговічності та більш точно відтарувати прилади неруйнівного контролю.

Ці роботи внесли значний вклад в вирішення проблеми втомного руйнування, проте виникає необхідність подальшого розвитку цього напрямку, зокрема розробка методів прогнозування залишкового ресурсу ЗРЗ бурильних труб. Таке прогнозування на сьогоднішній день найкраще здійснюється за допомогою кінетичної діаграми

втомного руйнування (КДВР), яка представляє собою функцію швидкості розвитку тріщини $\frac{dl}{dN}$ від коефіцієнта інтенсивності K_1 (рис. 1.4)

і характеризується двома характерними точками або параметрами: K_{th} — порогове значення коефіцієнту інтенсивності напружень K_1 , нижче якого тріщина не росте; K_{fc} — критичне значення КІН, при досягненні якого тріщина починає розвиватися спонтанно, завершуючи руйнування [49]. КДВР охоплює

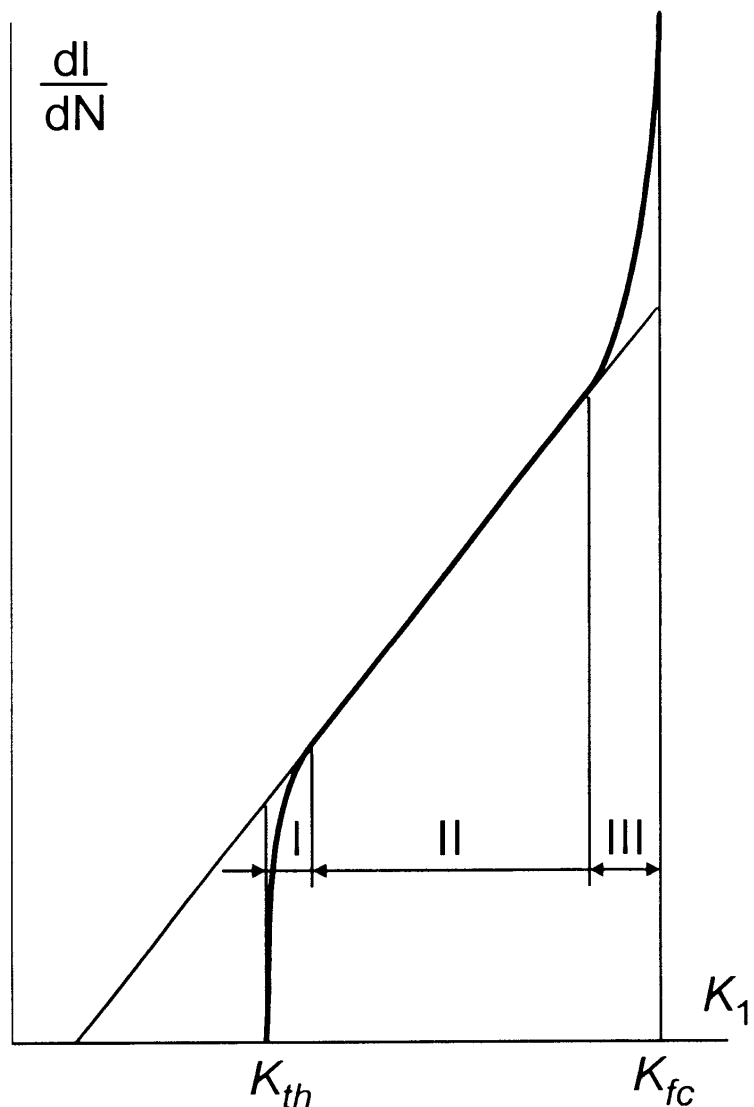


Рис. 1.4. Схематичне зображення кінетичної діаграми втомного руйнування

діапазон КІН, в межах якого при заданих умовах навантаження в досліджуваному матеріалі реалізується субкритичний ріст тріщин. В межах КДВР чітко виділяються три ділянки:

- ◆ I (припорогова) характеризує діапазон низьких швидкостей субкритичного росту тріщин, має велике значення при оцінці роботоzдатності виробів, які піддаються довготривалому багатоцикловому навантаженню;
- ◆ II (середня) в першому наближенні в логарифмічних координатах може бути представлена у вигляді прямої лінії і записана рівнянням Періса [61, 62]

$$\frac{dl}{dN} = C_1 \cdot (K_1)^n, \quad (1.2)$$

де C_1, n — параметри матеріалу;

- ◆ III відповідає умовам пришвидшеного розвитку втомної тріщини, що передує кінцевому руйнуванню виробу.

КДВР дають можливість здійснити чітке ранжирування сталей щодо їх циклічної тріщиностійкості.

В попередньому підрозділі відзначено, що велику актуальність має також проблема пов'язана із зношуванням замкових різьб внаслідок частих операцій згвинчування-розгвинчування. В роботах [63, 64] при побудові моделі зношування як процесу розвитку тріщин запропонований обгрунтований перехід від кінетичних рівнянь втомного руйнування до рівнянь інтенсивності розвитку тріщин. Зараз накопичена велика кількість експериментальних даних з втомних властивостей матеріалів елементів бурильних колон. З допомогою згаданої вище моделі ці дані можна використати для ранжирування сталей щодо їх зносоzстійкості без проведення методично складних трибологічних випробувань. Зокрема, для визначення середньої швидкості зношування запропонована формула

$$\frac{dU_w}{dS} = k_{W2} \frac{(B_2 \cdot \sigma)^n - (K_{th})^n}{K_{fc}^n - K_{th}^n}, \quad (1.3)$$

де σ - величина контактного тиску;

$k_{W_2} = n_0 \cdot c_5$ - коефіцієнт інтенсивності зношування (n_0 – середнє число виступів на одиниці довжини поверхні, залежить від шорсткості контактуючих тіл);

$$C_5 = C_1 \cdot (K_{fc})^n, \text{ де}$$

C_1 і n - параметри, які визначаються з рівняння Періса [61, 62];

$$B_2 = \frac{2}{\sqrt{\pi l}} (a_0 \cdot b + f \cdot b_0 \cdot b) \text{ [63, 64], де}$$

l – довжина втомної тріщини;

a_0, b_0 – коефіцієнти рівняння Д. Джонеса і Д. Рууке;

b – розмір поверхні тертя;

f – коефіцієнт тертя [65].

1.3. Вплив робочих середовищ на працездатність елементів бурильної колони

Бурильна колона при роботі в свердловині контактує з буровим розчином, який в більшості випадків є агресивним середовищем. Тому руйнування елементів бурильної колони носить, як правило, втомно-корозійний характер. Інтенсивність процесів корозійної втоми в значній мірі залежить від корозійної активності середовища, в якому працює колона. Корозійна агресивність розчину визначається наявністю розчинених кислот, солей, газів (кисень, сірководень та ін.), концентрацією водневих іонів та іншими факторами. Огляд впливу названих чинників на опір втомі сталей приведений в чисельних роботах [7, 10, 11, 14, 20, 58, 66-73].

Необхідно відмітити, що корозійні процеси при дії механічних напружень протікають більш інтенсивно, ніж в ненапружених матеріалах [74]. Відомий окремий вплив кожного з чинників не пояснює сумісної їх дії.

Абсолютні геометричні розміри деталі впливають на механізм зародження та розвитку втомних тріщин. Це явище називається масштабним ефектом [70, 74]. Із збільшенням геометричних розмірів деталі границя витривалості її знижується. При дослідженні впливу геометричних розмірів на опір втоми в агресивних середовищах спостерігається зворотнє явище. Г.В.Карпенко назвав його інверсією масштабного фактору в корозійних середовищах [73, 74]. Суть його полягає в тому, що з ростом геометричних розмірів деталі умовна границя корозійної втоми підвищується [10, 74].

Найбільш детально механізм руйнування ЗРЗ в корозійному середовищі дослідив Є.І.Крижанівський [11]. Він встановив, що в з'єднаннях, зібраних з мастилом, промивальна рідина частину мастила вимиває, а частину виштовхує в сторону більшої основи конуса. Тому частина з'єднання, що контактує з промивальною рідиною, руйнується внаслідок корозійної втоми, а основа ніпеля, яка знаходиться в мастилі, - через адсорбційну втому.

Проте в названих вище роботах практично не висвітлювалися питання росту тріщин, корозійної втоми та не оцінювали ресурс труб з тріщинами в робочих середовищах. В той же час корозійні середовища можуть суттєво змінювати швидкість росту втомних тріщин і циклічну тріщиностійкість в цілому. Навіть в такому, здавалось би, нейтральному середовищі, як повітря, різко (на порядок і більше) пришвидшується ріст втомних тріщин порівняно з вакуумом, особливо в діапазоні низьких значень навантаження, а звичайні кліматичні коливання (40-95%) відносної вологості повітря можуть привести приблизно до двократної зміни швидкості росту втомної тріщини [75]. Середовище звичайно суттєво підсилює дію перемінного навантаження, проте є випадки благодійного його впливу. Так, розчинюючи матеріал вздовж фронту тріщини, воно приводить до затуплення останньої, а значить, до релаксації напружень; продукти корозії, заповнюючи тріщину, зменшують її розкриття і, відповідно, швидкість росту втомної тріщини. Таким чином, в залежності від природи системи матеріал-середовище і умов ви-

пробувань середовище може в різній мірі впливати на циклічну тріщиностійкість матеріалу.

Корозійно-циклічну тріщиностійкість матеріалів визначають з допомогою КДВР. Важлива характеристика циклічної тріщиностійкості – пороговий розмах КІН ΔK_{thc} (K_{thc}), що відповідає умовам непоширення корозійно-втомних тріщин. Корозійні середовища не змінюють критичного коефіцієнту КІН K_{fc} більшості конструкційних матеріалів. Виключення складають особливо міцні сплави, наприклад низьковідпущені високовуглецеві сталі, внаслідок суттєвого зниження їх короточасної тріщиностійкості в середовищах [76].

Міру впливу корозійного середовища на циклічну тріщиностійкість матеріалів оцінюють якісно на основі співставлень КДВР для даного середовища і лабораторного повітря (рідше інертного газу або вакууму), а також кількісно – за зміною швидкості росту втомної тріщини при однаковому значенні КІН або за зміною порогу тріщиностійкості. В першому випадку визначається коефіцієнт впливу середовища $\beta_v = \frac{V_c}{V}$, де V_c і V – швидкості росту втомних тріщин при певному фіксованому значенні КІН для корозійного та інертного середовища відповідно, а в другому – коефіцієнт впливу середовища $\beta_{th} = \frac{K_{thc}}{K_{th}}$. Враховуючи практичне значення оцінок тріщиностійкості в межах перісовської ділянки КДВР, доцільно оцінювати міру впливу середовища в середньоамплітудній області навантаження за зміною ΔK . Останній розглядається [77] в якості незалежної характеристики циклічної тріщиностійкості на середній ділянці КДВР і відповідає розмаху КІН при швидкості поширення втомної тріщини приблизно 10^{-7} м/цикл. В цьому випадку визначається коефіцієнт $\beta_{\Delta K}$, який дорівнює відношенню значень ΔK , одержаних при випробуваннях в корозійному середовищі та на повітрі відповідно.

Особливу роль на процеси корозії відіграють розчинені в електроліті кисень і водень.

Вилучення розчиненого кисню з води і водних розчинів хлоридів майже повністю усуває негативний вплив цих середовищ на втому сталей [78, 79].

Дія водню на ріст втомних тріщин різноманітна; їй приділяється підвищена увага через можливе сильне пониження опору поширенню втомної тріщини при певних умовах навантаження. Водень різко пришвидшує ріст втомних тріщин в середньоамплітудній області навантаження, коли вплив інших чинників незначний. Однак механізми впливу водню на циклічну тріщиностійкість матеріалів елементів бурильних колон на теперішній час практично не вивчені.

Розчинюючись в металі водень може утворювати сегрегації на дефектах кристалічної будови, адсорбуватися на поверхнях мікронесуцільностей та частинках другої фази, накопичуватись у мікропорах у молекулярному вигляді, утворювати гідриди, взаємодіяти з легуючими елементами [80-86].

Негативний вплив підвищеного вмісту водню в сталі узагальнюють терміном водневе окрихчення (ВО). Механізмам водневого окрихчення присвячено чимало праць [86-94]. Розрізняють [86]:

- ◆ водневу крихкість першого роду, яка характерна для наводненого металу за відсутності зовнішніх напружень;
- ◆ водневу крихкість другого роду, яка виникає в металі з підвищеним вмістом водню в процесі пластичного деформування.

Загалом виділяють наступні механізми впливу водню на метали:

- ◆ окрихчення внаслідок створення високого тиску молекулярного водню, який накопичується в дефектах сталі і може стати настільки великим, що викликані ним розтягуючі напруження можуть перевищувати границю текучості [87] (включаючи теорію максимальних тривісних напружень, яку Карпенко Г.В. і Крип'якевич Р.І. [88] виділяють у самостійну теорію);
- ◆ адсорбційне пониження під впливом водню поверхневої енергії, яке полегшує зародження та поширення тріщин [89];
- ◆ пониження когезивної міцності [90, 91] внаслідок послаблення під дією водню сил взаємодії атомів у кристалічній ґратці. За таким механізмом

окрихчення може відбуватися лише в особливих розтягнутих ділянках кристалічної ґратки, в яких концентрація водню перевищує його середню концентрацію;

- ◆ блокування процесів ковзання [83] внаслідок взаємодії рухомих дислокацій з воднем із утворенням атмосфер Коттрела, які перешкоджають процесам ковзання, що зумовлює локальне окрихчення металу;
- ◆ пластифікування [92], яке пов'язується із полегшенням пластичної деформації під впливом розчиненого в ґратці металу водню (водень, взаємодіючи з металом, полегшує рух і (чи) генерування дислокацій [93]).

1.4. Матеріали елементів бурильної колони

В нафтогазовому машинобудуванні для виготовлення труб нафтового сортаменту та їх з'єднуючих елементів в основному використовуються сталі, які класифікуються за марками та групами міцності. Група міцності визначається тільки основними механічними характеристиками і не пов'язується з маркою сталі та її хімічним складом [95, с. 98]. За хімічним складом сталі діляться на вуглецеві (звичайної якості та якісні) і леговані. Застосування в машинобудуванні дорогих легованих сталей без термообробки слід рахувати нерациональним. Зараз на основних трубопрокатних заводах введені до ладу спеціальні термічні відділення, в результаті чого появилася можливість здійснювати не тільки нормалізацію готових труб для покращення структури металу та зняття внутрішніх напружень, але й проводити гартування труб з наступним відпуском для підвищення механічних властивостей матеріалу готових виробів.

В практиці нафтового машинобудування широко застосовується сталь 40ХН. Для оцінки опору втомі цієї сталі в різних структурних станах зразки були випробувані на повітрі та в середовищі лабораторного бурового розчину [96]. Встановлено, що з підвищенням твердості сталі помітно зростає границя опору втомі гладких зразків при роботі на повітрі (рис. 1.5). Коефіцієнт впливу надрізу

зразка при випробуваннях на повітрі з переходом від перліто-ферритної структури (твердість HB 200) до сорбіто-троситної зростає з 2,83 до 3,93, а потім понижується до 2,55 при мартенситній структурі: $k_B = \frac{\sigma_{-1Г}}{\sigma_{-1Н}}$, де $\sigma_{-1Г}$ і $\sigma_{-1Н}$ - границі опору втомі відповідно гладких зразків та зразків з концентратором напружень (надрізаних) на повітрі.

Випробування в середовищі бурового розчину показали, що гладкі зразки з вищими границями опору втомі на повітрі більш чутливі до впливу середовища.

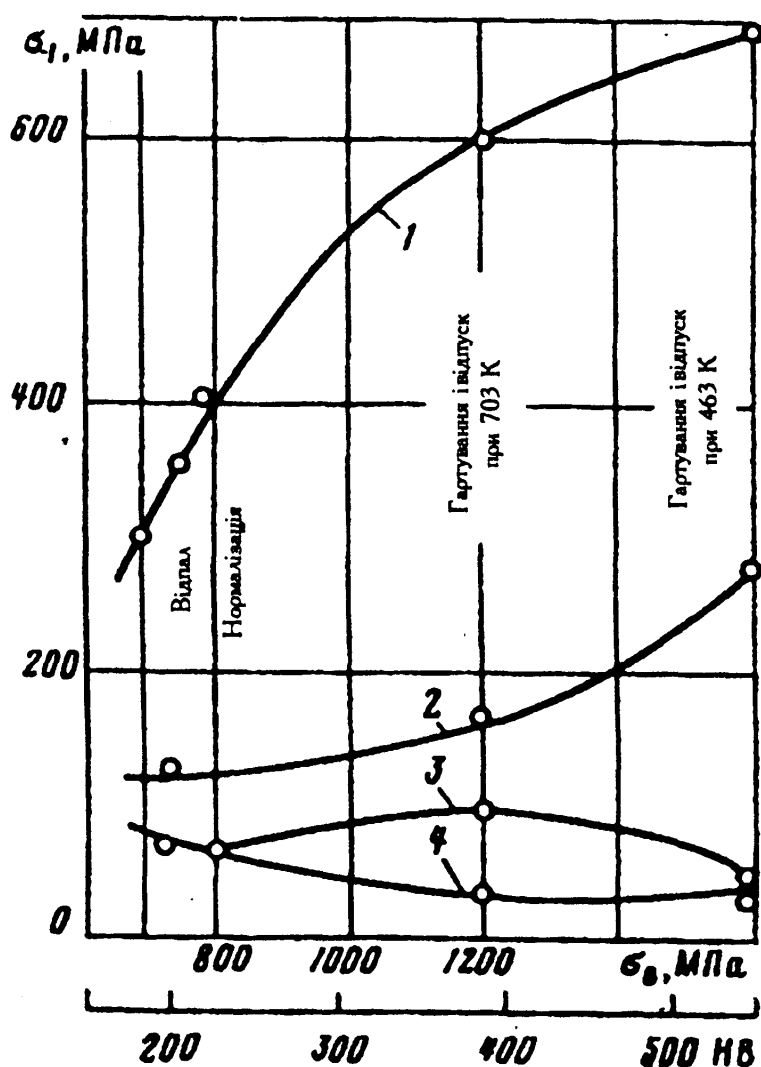


Рис. 1.5. Діаграма опору втомі зразків діаметром 5 мм з сталі 40ХН після термообробки при випробуваннях на повітрі (криві 1,2) і в буровому розчині (криві 3,4).

При цьому спостерігали деяке підвищення границі опору втомі гладких зразків з сорбіто-троститною структурою в корозійному середовищі, проте зразки з цією ж структурою при наявності надрізів мали мінімальну границю опору втомі. Встановлено також, що коефіцієнти впливу корозійного середовища на опір втомі зразків з концентраторами напружень значно менші порівняно з коефіцієнтами впливу середовища на витривалість гладких зразків. Ослаблення негативного впливу концентраторів напружень в корозійному середовищі пояснюється виникненням біля вершини надрізу сітки корозійно-втомних тріщин, які розвантажують основний концентратор [74].

Отже, корозійне середовище, значно понижуючи границю витривалості втомі гладких і надрізаних зразків, нівелює показники опору втомі в усіх структурних станах. Тому рахують, що об'ємна термічна обробка не може підвищити опір втомі деталей, які працюють в корозійних середовищах. Тим не менше в зв'язку з необхідністю підвищення статичної міцності та зносостійкості сталей для елементів бурильної колони проводять гартування з наступним високим відпуском. Однак режими термічної обробки призначають, як правило, без достатнього обґрунтування. Тому в цьому напрямку потрібно продовжити дослідження з підбору оптимальних режимів термічного зміцнення елементів бурильних колон, які б забезпечували в першу чергу поєднання найвищих показників втомі та зносостійкості.

В першому підрозділі відзначалося, що бурильні колони в процесі роботи піддаються складному навантаженню, яке пов'язане часто з миттєвою або монотонною зміною напружень. Можливі такі фактори нестабільності навантаження в його найпростіших проявленнях, як циклічні перевантаження або недовантаження певної тривалості, пікові (імпульсні) однократні перевантаження, програмні навантаження, тощо. Ряд досліджень свідчить про можливу зміну стану матеріалу в умовах такої експлуатації бурильних колон і, як наслідок, впливу на втомні властивості як гладких зразків, так і з надрізами.

Так, в роботі [97] показано, що границя втоми сталі 40ХН (на базі $10^3 \dots 10^7$ циклів) в результаті попереднього пластичного деформування до 22% зростає: найбільший ефект спостерігається при $\epsilon = 5 \dots 10\%$. Авторами [98] узагальнено дослідження втомної довговічності елементів конструкцій з вирізами під випадковими навантаженнями. Розглянуто різноманітні блоки випадкових навантажень як стаціонарного, так і нестаціонарного типу, а також їх вплив на концентрацію напружень біля вирізів.

Зроблено спробу оцінити критичні місця в конструкції з вирізами за вимірними деформаціями на гладких поверхнях. Запропоновано метод зниження концентрації напружень локалізованим пластичним деформуванням вирізів, який підтверджено експериментально на зразках із маловуглецевої сталі. Зокрема показано, що виконання таких технологічних операцій після тривалої роботи конструкції може відчутно підвищити її безпеку.

Ряд досліджень свідчить про суттєві перехідні ефекти зміни швидкості росту втомних тріщин. Вони затруднюють оцінку ресурсу роботи виробів з тріщинами. Критичний КІН K_{fc} (K_{1fc}), при якому настає швидке спонтанне просування тріщини (долом зразка), довгий час не відрізняли від КІН при статичному навантаженні – K_c (K_{1c}). Був навіть запропонований метод визначення значень K_{1c} за випробуваннями на втому [99], тобто за значеннями K_{1fc} . Проте для багатьох матеріалів в залежності від їх структури, характеристик деформаційного циклічного зміцнення та динаміки процесу втоми K_{fc} можуть різко відхилятися в сторону як більш низьких, так і більш високих значень [100, 101]. Це пояснюється різними швидкостями навантаження і, головним чином, різним станом матеріалу біля фронту тріщини внаслідок появи при циклічному навантаженні залишкових напружень і розвитку втомного пошкодження [102, 103].

Довжина пластичної зони при втомі значно менша, ніж при статистиці [102]. Тому однократні імпульсні перевантаження можуть мати суттєвий вплив на зміну швидкості поширення втомної тріщини. Розглянуті в роботах [104-114] кінетичні

ефекти, обумовлені нестабільністю навантаження, можуть бути пояснені як результат комплексної дії наступних факторів і пов'язаних з ними механізмів:

1. Зміна величини закриття тріщини. Початково цей фактор рахувався основним, проте прецизійні експерименти не виявили повної кореляції із змінами швидкості поширення втомної тріщини.
2. Зміна усталеного затуплення тріщини та відповідно характеристик її розкриття.
3. Порухення усталеного деформаційного зміцнення матеріалу попереду фронту втомної тріщини.
4. Зміна рівня і характеру дії системи залишкових напружень, що виникли в вершині тріщини.

Від останнього фактору, безумовно, залежить значення закриття тріщини, проте останнім не вичерпується вплив залишкових напружень на циклічну тріщиностійкість металів. Виходячи з представлень про варіацію рівня залишкових напружень зроблена спроба аналітичної оцінки ефектів пришвидшення та заповільнення росту втомної тріщини при порушенні стабільності навантаження [114].

Слід відзначити, що вивченню кінетичних ефектів в матеріалах елементів бурильних колон, обумовлених нестабільністю навантаження, на теперішній час приділяється мало уваги і ці дослідження знаходяться на початковій стадії [26, 39].

Крім сталених труб при бурінні свердловин використовують також алюмінієві легкосплавні бурильні труби (ЛБТ) [115-116]. Їх виготовляють з сплаву Д16, який отримують шляхом добавки до розплавленого алюмінію 3,8-4,9% міді і 1,2-1,8% магнію. Після зміцнюючої термообробки алюмінієвому сплаву присвоюється шифр Д16Т, щільність якого $2,78 \text{ г/см}^3$.

Давно привертають увагу дослідників полімерні композиційні матеріали для виготовлення труб нафтового сортаменту [25, 117, 118].

Робились спроби в якості матеріалу для виготовлення труб нафтового сортаменту використати титанові сплави [119-125]. Проведена велика кількість різноманітних досліджень різних титанових сплавів з метою перевірки можливості виготовлення з них бурильних труб, зокрема, дослідження опору втомі [121-124], тріщиностійкості [124], зносостійкості [119, 125] і комплексного впливу цих факторів з врахуванням середовищ. Досконало вивчалися електрохімічні процеси при корозії та фретінг-корозії. В кінці 70-років була виготовлена експериментальна партія титанових бурильних труб, натурні зразки яких досліджувалися в лабораторіях Фізико-механічного інституту НАН України. Через низький опір корозійній втомі з'єднань, а саме фретінг-корозію спряжених поверхонь, і економічні міркування пояснюється те, що для промислового використання такі труби не були рекомендовані.

Цей факт досить парадоксальний: адже в нафтохімічній промисловості використання титанових сплавів показало себе з найкращої сторони. Тому, на наш погляд, потрібно продовжити вивчення причин непридатності використання титанових сплавів як конструкційного матеріалу бурильних труб.

1.5. Вибір напрямків досліджень

При розрахунку колони бурильних труб береться границя витривалості при симетричному циклі напружень, одержана або для гладких зразків, або для натурних труб, але при навантаженні згином з крученням при малій амплітуді напружень. В той же час в підрозділі 1.1 показано, що верхня частина бурильної колони піддається суттєвому осьовому розтягуючому зусиллю. В окремих випадках (наприклад, при ліквідації прихоплень) напруження в трубі можуть перевищувати границю пропорціональності, вони часто руйнуються в результаті прикладання малого числа циклів при підвищених напруженнях, тощо. В зв'язку з різноманіттям даних про закономірності накопичення пошкоджень при різних режимах програмного навантаження, проведенню складних програмних випробу-

вань повинні передувати попередні дослідження закономірностей накопичення пошкоджень в сталях при найпростіших режимах однократних перевантажень, де можна дослідити вплив різних факторів на ці закономірності.

При виборі іншого напрямку досліджень керувалися тим, що експлуатаційний спектр згинаючих моментів, діючих на бурильну трубу в свердловині, може мінятися в широких межах. Крім нерівномірного циклічного навантаження, пікового однократного перевантаження і т.п., що затруднюють оцінку ресурсу роботи бурильних труб, до числа експлуатаційних факторів, які сприяють розвитку різних дефектів і полегшують розвиток тріщини, відносяться рідкі робочі середовища. Тому необхідно було вивчити характер впливу рідких робочих середовищ на процеси наклепу і старіння, що супроводжують розвиток тріщини при циклічному навантаженні елементів бурильної колони.

Руйнування бурильних колон зумовлене в основному ростом втомної тріщини в зонах трубної нарізі, замкових різьбових з'єднань бурильних труб в ніпельній частині бурильних замків. І хоч розраховують бурильні колони за границею витривалості, не слід нехтувати можливістю поодиноких перевантажень, які приведуть до пластичної деформації матеріалу в зоні конструктивних концентраторів напружень. Внаслідок цього тут можуть виникати тріщини, що підрастають під циклічним навантаженням, понижують тримкість і довговічність колони. Це вказує на важливість урахування впливу попередньої пластичної деформації (ППД) на статичну та циклічну тріщиностійкість елементів бурильних колон. Необхідно також рахуватися і з можливим наводнюванням матеріалу в робочих середовищах, передовсім у місцях концентрації напружень, що може мати додатковий негативний вплив на короткочасну та втомну тріщиностійкість. Разом з тим в літературі немає однозначної думки з приводу впливу названих вище чинників на опір росту тріщин в сталях бурильних труб. Після холодної деформації їх тріщиностійкість може зменшуватись, збільшуватись або залишатись незмінною у порівнянні з її значенням для сталі в недеформованому стані. Тому цьому напрямку в роботі приділена значна увага.

Як було сказано, більшість аварій при бурінні свердловин пов'язані з корозійно-втомним руйнуванням різьбових з'єднань елементів бурильної колони. Тому останнім часом даній проблемі приділяється значна увага спеціалістами. Внаслідок цього накопичена велика кількість експериментальних даних з втомних властивостей матеріалів елементів бурильних колон. Однак довговічність бурильних колон залежить не тільки від втомної міцності матеріалів, але й від їх зносостійкості. Часті операції згвинчування-розгвинчування та довготривале тертя різних частин бурильної колони по стінках свердловини, яка має на окремих ділянках абразивні породи, або по металу обсадних труб в процесі експлуатації призводить до інтенсивного зношування. Виникає необхідність в оцінці зносостійкості матеріалів. Провести такі дослідження методично досить складно. Тому останнім часом появляються роботи з оцінки зносостійкості металів за їх втомними характеристиками. Однак ця робота знаходиться в початковому стані, а для нафтогазопромислового обладнання взагалі не проводилась. Заповнити в якійсь мірі цю прогалину береться автор дисертації.

Останнім часом для оцінки конструктивної міцності деталей машин все більш широке застосування отримують методи лінійної механіки руйнування, в тому числі для довговічності бурильних труб. Однак така оцінка здійснюється виключно на основі критичних коефіцієнтів інтенсивності напружень. В той же час вибір того чи іншого підходу до визначення граничного стану повинен здійснюватися в залежності від багатьох факторів, в першу чергу від пластичних властивостей матеріалу. Так як бурильні труби використовуються в нормалізованому або покращеному станах, то їх сталь має підвищену пластичність. Тому в даному випадку до оцінки циклічної та статичної тріщиностійкості сталей бурильних труб більш ефективно буде застосувати підхід з позиції δ_k -моделі.

В попередньому підрозділі відзначалось про невдалі спроби використання титанових сплавів як конструкційного матеріалу бурильних труб. Пояснювалося це їх низькою корозійно-втомною міцністю. В той же час такі сплави мають широке розповсюдження в обладнанні хімічної промисловості, де проявили себе

тільки з позитивної сторони. Щоб вивчити нові сторони корозійно-втомної міцності титанових сплавів, було вирішено провести їх додаткове дослідження з допомогою методів лінійної механіки руйнування, зокрема, через побудову КДВР для циліндричних зразків, які найбільш повно відтворюють умови поширення тріщин в бурильних трубах.

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

РОЗДІЛ 2

Матеріали і методика досліджень

2.1. Вибір матеріалів дослідження

Відповідно до викладеної постановки задачі дослідження мета роботи полягає у встановленні закономірностей впливу екстремальних режимів буріння свердловин на втомні властивості елементів бурильної колони. Тому в роботі використовувались зразки, виготовлені з сталі групи міцності Д і 40ХН, які на теперішній час широко використовуються в практиці нафтогазового машинобудування.

Оскільки сталь 40ХН використовується в елементах бурильних труб в різних структурних станах, то вона підлягала механічним випробуванням після гартування з наступним відпуском в широкому діапазоні температур. Це дозволило більш ґрунтовно вивчити характер фізичних процесів при пластичному деформуванні та руйнуванні зразків, виготовлених з цієї сталі.

Поряд з цим в експериментах частково використовувались зразки із сталей 20ХНЗА і 50ХН. Це розширило діапазон сталей за вмістом вуглецю і дало можливість вивчити вплив останнього на характер руйнування деталей бурового обладнання.

Хімічний склад і режими нагріву під гартування вказані в таблиці 2.1. Сталь групи міцності Д підлягала випробуванням в стані поставки. Для термічної обробки заготовок зразків використовували лабораторні електропечі, обладнані потенціометричними регуляторами температури нагріву.

З метою виявлення причин непридатності використання титанових сплавів як конструкційного матеріалу бурильних труб були вибрані сплави ВТ1-0 і ВТ8 (таблиця 2.1). Такий підбір обумовлений великою різницею міцності матеріалів:

перший має $\sigma_B = 370$ МПа, другий – 1200 МПа. Сплав ВТ8 після гартування піддавався старінню при 863К протягом трьох годин, а ВТ1-0 випробувався в стані поставки. Щоб зняти внутрішні напруження і анізотропію механічних властивостей сплаву ВТ1-0 зразки, виготовлені з нього, відпалювали при 1023К.

Таблиця 2.1

Хімічний склад і режими термообробки сталей та титанових сплавів

Марка сталі	Вміст елемента, % (за масою)										Температура гартування, К
	С	Cr	Mn	Si	Ni	S	P	Al	Mo	Fe	
Сталь групи міцності Д	0,47	-	1,05	0,27	-	0,35	0,39	-	-	решта	-
20ХН3А	0,19	0,93	0,64	0,26	3,14	0,012	0,013	-	-	решта	1133
40ХН	0,49	0,98	0,47	0,26	1,12	0,12	0,12	-	-	решта	1095
50ХН	0,51	1,02	0,43	0,25	1,13	0,011	0,012	-	-	решта	1095
ВТ8	-	-	-	0,27	-	-	-	6,7	3,2	-	1208
ВТ1-0	0,07	-	-	0,1	-	-	-	-	-	0,25	

2.2. 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.

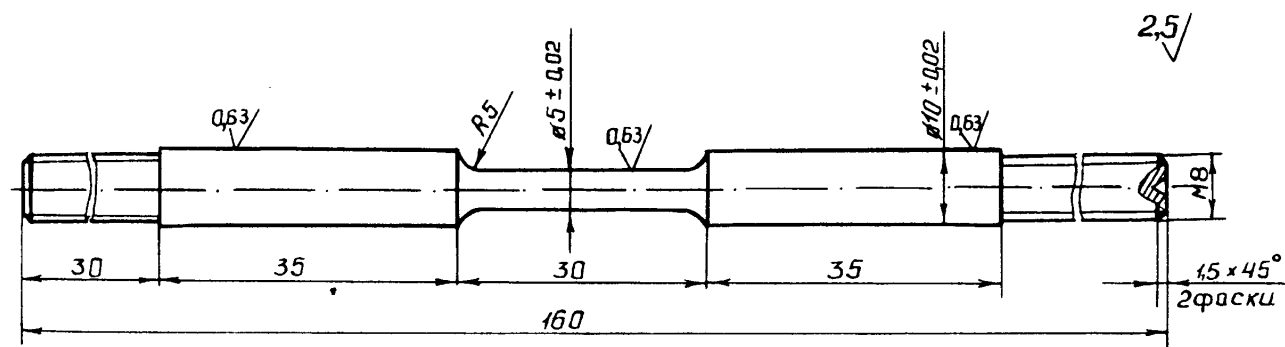
При механічних випробуваннях на статичний розтяг підраховували наступні механічні характеристики: номінальна границя міцності σ_B ; границя текучості $\sigma_{0,2}$; пластичність ψ .

Завдяки наявності самопишучого електронного потенціометра була можливість здійснювати попереднє пластичне деформування (ППД) зразків з наперед заданими параметрами.

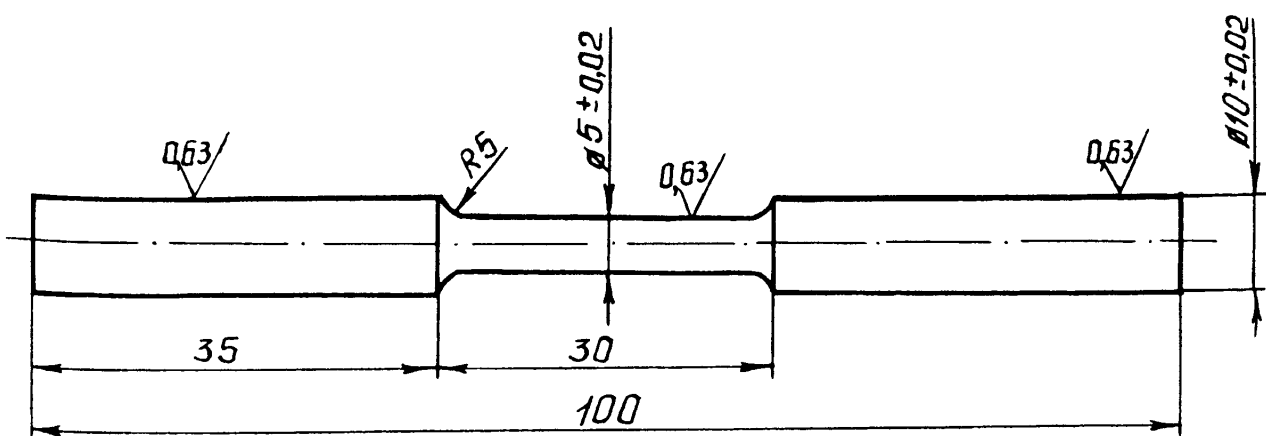
Ескізи зразків, призначених для механічних випробувань розтягом, представлені на рис. 2.1 а і 2.2.

2.3. Втомні випробування

Випробування на втому проводили при чистому круговому згині на машинах ИМА-5 (частота 50Гц). При цьому використовували зразок, ескіз якого представлений на рис. 2.1 б.



а



б

Рис. 2.1. Ескізи зразків, призначених для механічних випробувань на:

а – розтяг, б – втомну міцність

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

При встановленні фізичної границі втоми спочатку для досліджуваного матеріалу на основі випробувань 12-15 зразків будували діаграму втоми на базі $2 \cdot 10^7$ циклів. Потім, виходячи з отриманих таким чином значень границі витривалості σ_{-1} , проводили випробування на втому на трьох рівнях напружень: 1,05; 1,0 і 0,95 від границі витривалості. На кожному рівні напружень випробували 15-17 зразків при тій же базі. Вважали, що сталь має фізичну границю втоми за наявності не більше двох поломок з 50 випробуваних зразків, тобто не більше 4%. Для кожної сталі знаходили мінімальну температуру відпуску, при якій забезпечувалась наявність границі втоми.

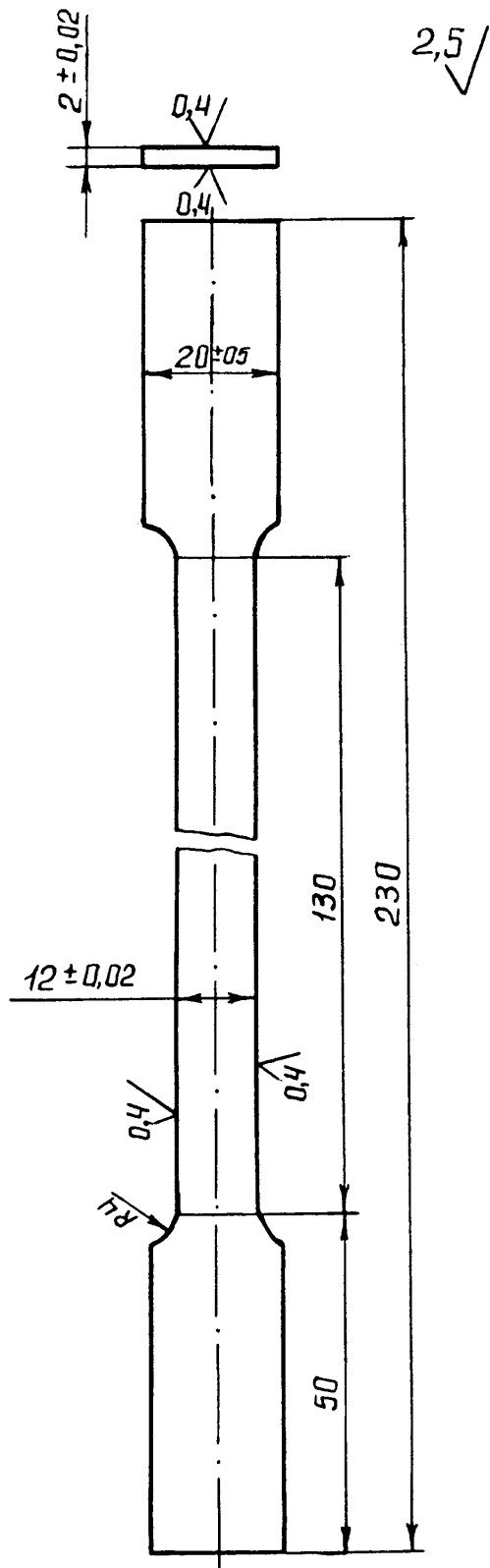


Рис. 2.2. Ескіз зразка, призначеного для випробувань на розтяг і циклічну тріщиностійкість

Останнім часом значна увага відводиться дослідженню кінетики поширення тріщин при циклічних навантаженнях. Такі оцінки проводять, як правило, на зразках з прямокутним перерізом, які дають можливість безпосередньо спостерігати за просуванням тріщини. Циліндричні зразки не дозволяють контролювати ріст тріщини в глибину зразка. В той же час такі зразки широко застосовуються при втомних дослідженнях, а також відповідають роботі багаточисельних виробів, в тому числі бурильних труб. Тому розробка методики дослідження кінетики росту тріщин в таких зразках має велике значення [26, 127].

Зразки (рис. 2.3), вирізані з бурильних труб групи міцності Д або виготовлені з сталі 40ХН, підлягали циклічному тренуванню на машині НУ-5 (рис. 2.4) при частоті згину з обертанням 49 циклів за хвилину [128]. Величину напружень

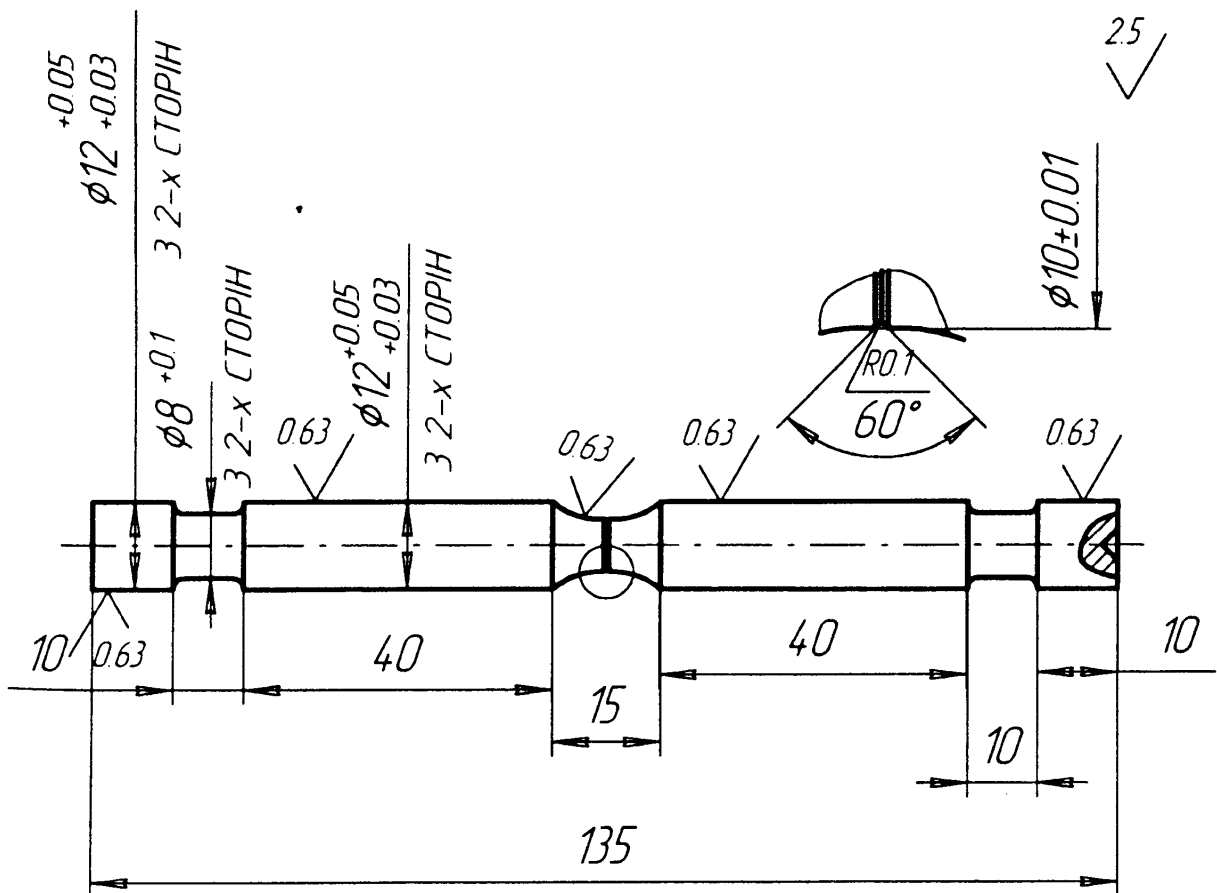
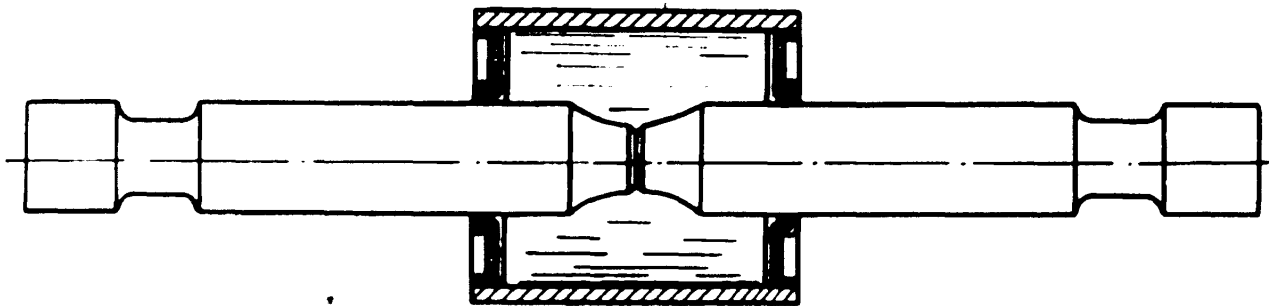
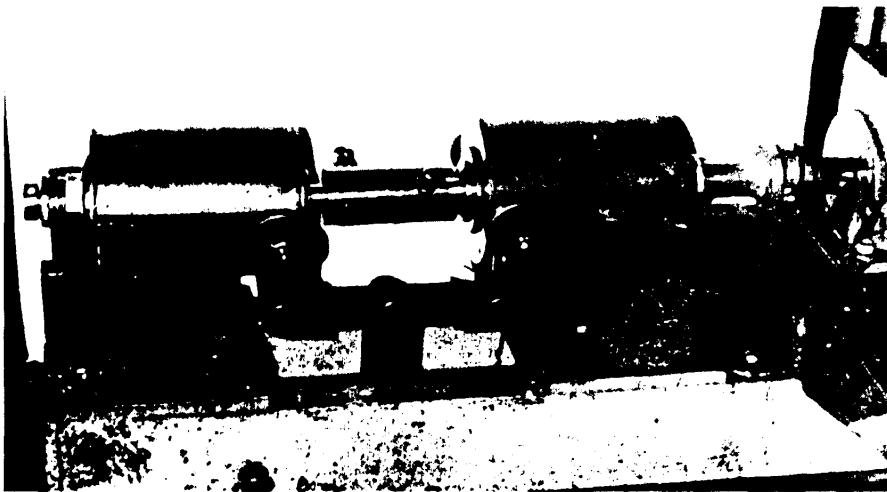


Рис. 2.3. Ескіз зразка, призначеного для випробувань на втомну міцність і в'язкість руйнування розтягом

при тренуванні $\sigma_{тр}$ вибирали в межах $0,7 \dots 0,8\sigma_{0,2}$. Для маркування положень фронту тріщини при певному числі циклів зменшували амплітуду до $0,7 \dots 0,8\sigma_{тр}$ і прикладали таке знижене навантаження протягом 7000-10000 циклів. Такий низький рівень маркуючого навантаження вибирали для запобігання поширення тріщини в процесі маркування. Потім знову збільшували навантаження до початкового рівня $\sigma_{тр}$ і продовжували випробування до чергового розвантаження. Прийняті режими випробувань дали можливість добитися того, що під час маркування втомна тріщина практично не росте, мітки отримуються чіткими (рис. 2.5 а), а сумарна довговічність зразка на ділянках прикладання основного



а



б

Рис. 2.4. Схематичне зображення зразка, введеного в герметичний резервуар, який наповнений рідиною (а), і загальний вид установки для втомних досліджень (нанесення тріщини) в присутності рідкого середовища (б)

навантаження $\sigma_{тр}$ відповідає довговічності зразка, випробуваного при цьому ж навантаженні без маркування.

При втомних випробуваннях в присутності рідкого робочого середовища на середній частині зразка кріпили герметичний резервуар, заповнений рідиною (рис. 2.4).

Втомні машини були обладнані автоматичними вимикачами, які спрацьовували при руйнуванні зразка. Після поломки дві частини зразка розміщуються на різних рівнях, так як в іншому випадку проходило б пошкодження поверхонь руйнування. Це відіграє важливу роль при фрактографічному вивченні зломів.

Машину НУ-5 використовували також для створення зовнішньої кільцевої втомної тріщини в вершині концентратора циліндричного зразка, призначеного для випробувань на в'язкість руйнування. Встановлено, що застосування певних режимів випробувань (малоциклова втома при частоті навантаження 49 циклів за хвилину і рівні напружень в межах $0,7...0,8\sigma_{0,2}$) забезпечує поступовий осеси-

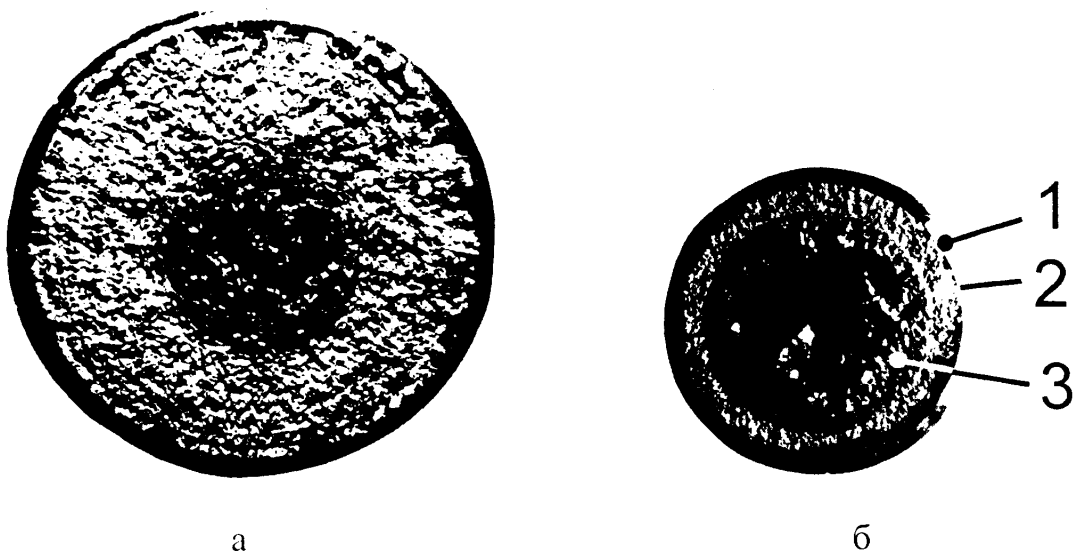


Рис. 2.5. Злами циліндричних зразків одержані:

а - при втомних дослідженнях з маркуванням;

б- при розтягу з кільцевою осесиметричною тріщиною

(1 - зона конструктивного концентратора; 2 – кільцева втомна тріщина;

3 - зона долому.

метричний розвиток тріщини в глибину. При наявності достатніх практичних навиків ставало можливим одержання кільцевої осесиметричної тріщини регламентованої глибини на циліндричних зразках (рис. 2.5 б).

2.4. Випробування на циклічну тріщиностійкість

Для випробувань на циклічну тріщиностійкість сталей використовували призматичні зразки у вигляді балки з одностороннім бічним надрізом (рис. 2.2. і 2.6). Чистота обробки та гострота концентраторів регламентувалися згідно 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 методичних рекомендацій [47] шляхом консольного навантаження зразків. Задавалися певним розмахом циклічного навантаження ΔP , заміряли довжину тріщини і фіксували відповідне число циклів навантаження. Швидкість росту тріщини визначали як відношення приросту довжини тріщини Δl між двома замірами до відповідного числа циклів ΔN . Приріст тріщини між двома послідовними замірами складав не менше 0,2 мм. Величину коефіцієнта інтенсивності напружень для випробувань на консольний згин визначали за формулою [76]:

$$K = \frac{4,12M}{t\sqrt{W^3}} \sqrt{a^{-3} - a^3} \quad , \quad (2.1)$$

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

M - згинальний момент,

l - довжина тріщини,

t, W - розміри зразка (див. рис. 2.6).

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 методичних рекомендацій випробовували не менше трьох зразків.

Порогові значення, що відповідають росту тріщини зі швидкістю порядку 10^{-10} м/цикл, визначали методом ступеневого зниження навантаження. При цьому завжди приріст тріщини після чергового пониження навантаження був на порядок більше розміру пластичної зони біля вершини тріщини, яка відповідала рівню навантаження на попередній ступені. Розмір пластичної зони визначали за формулою [129]:

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

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} .

Експерименти 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

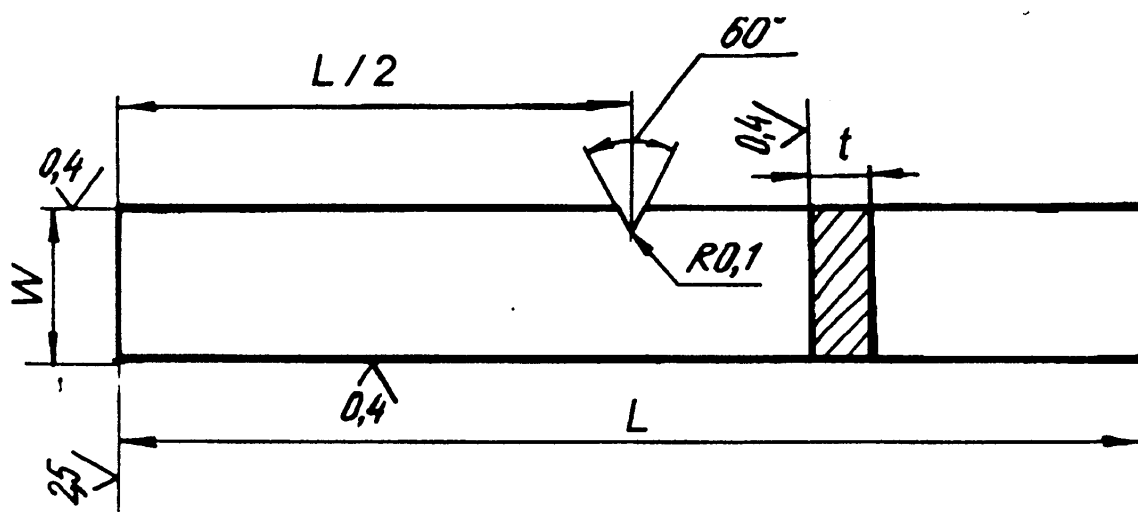


Рис. 2.6. Зразки для визначення характеристик тріщиностійкості

навантаження становила $f = 10$ Гц. Спостереження за ростом тріщини та вимірювання її довжини проводили за допомогою мікроскопів МПБ-2 з похибкою заміру не більше 0,01 мм.

2.5. 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 [130], 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 обидвох берегах тріщини, симетрично до її вершини, на віддалі 4 мм за допомогою гострих контактів (рис. 2.8 а).

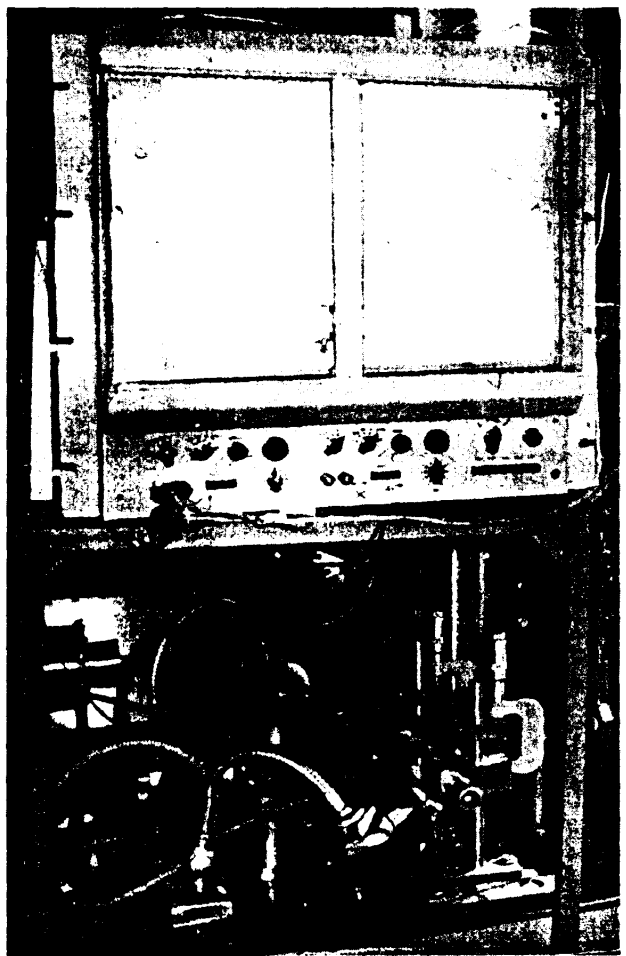


Рис. 2.7. Установка для випробувань на циклічну тріщиностійкість

Експериментально ефект ЗТ проявляється в порушенні лінійної залежності величини деформації берегів тріщини від зовнішніх зусиль, прикладених до зразка. Сигнал від датчика переміщень подається на двохкоординатний самописець ЛКД-І. 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 AB та CD відповідають повністю закритій та відкритій тріщині, тоді як ділянка BC відтворює зміну податливості зразка з частково відкритою тріщиною. Ділянка DE відповідає початку пластичного течіння в матеріалі. Повертаючись до ділянки BC можна стверджувати, що вона відтворює неодночасність розкриття берегів тріщини по її фронту в процесі навантаження: точка B відповідає початку, а C закриттю процесу розкриття тріщини вздовж всього її фронту.

В роботі [131] запропоновано визначати K_{op} по точці F – продовження

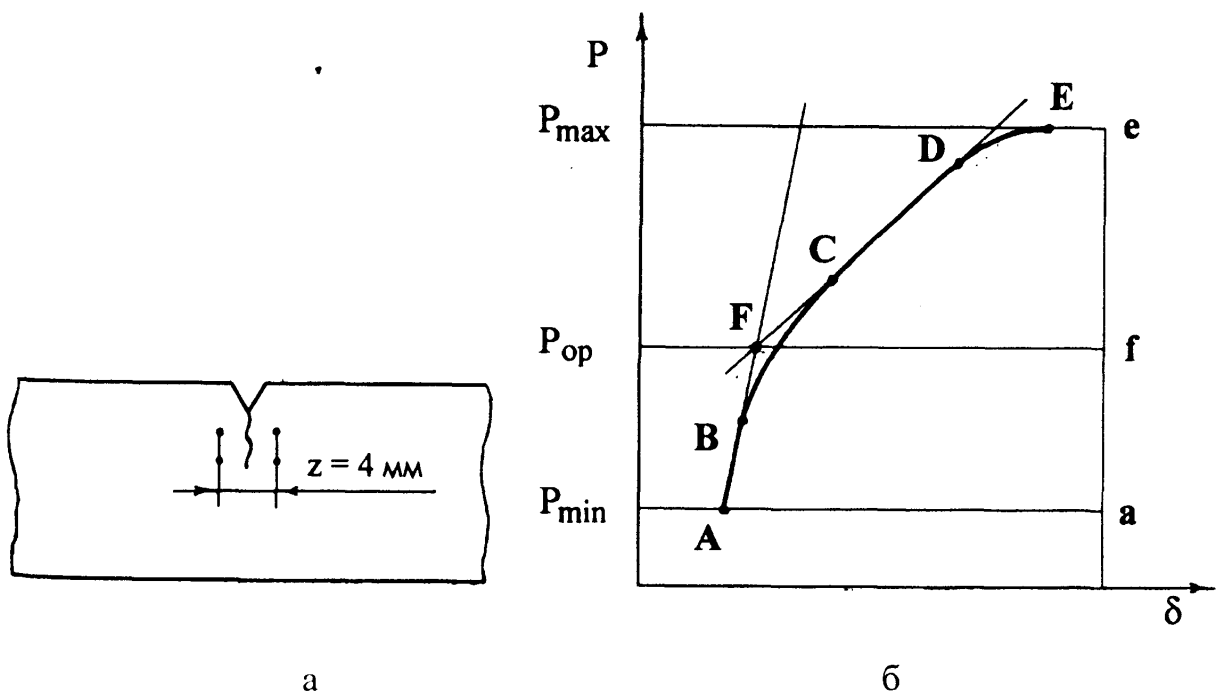


Рис. 2.8. Визначення закриття тріщини:

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

прямолінійних ділянок AB та CD . Співвідношення відрізків fe та ae визначає значення U .

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

2.6. Випробування на статичну тріщиностійкість

За результатами випробувань на статичну тріщиностійкість визначали критичний рівень коефіцієнта інтенсивності напружень K_c . Для цього зразки (рис. 2.2) з попередньо наведеною втомною тріщиною навантажували розтягом, керуючись вимогами нормативного документу [46]. Визначення величини K_c зумовлено недотриманням умов коректності визначення K_{Ic} по товщині зразка [46]:

$$t \geq 2,5(K_c/\sigma_{0,2})^2. \quad (2.5)$$

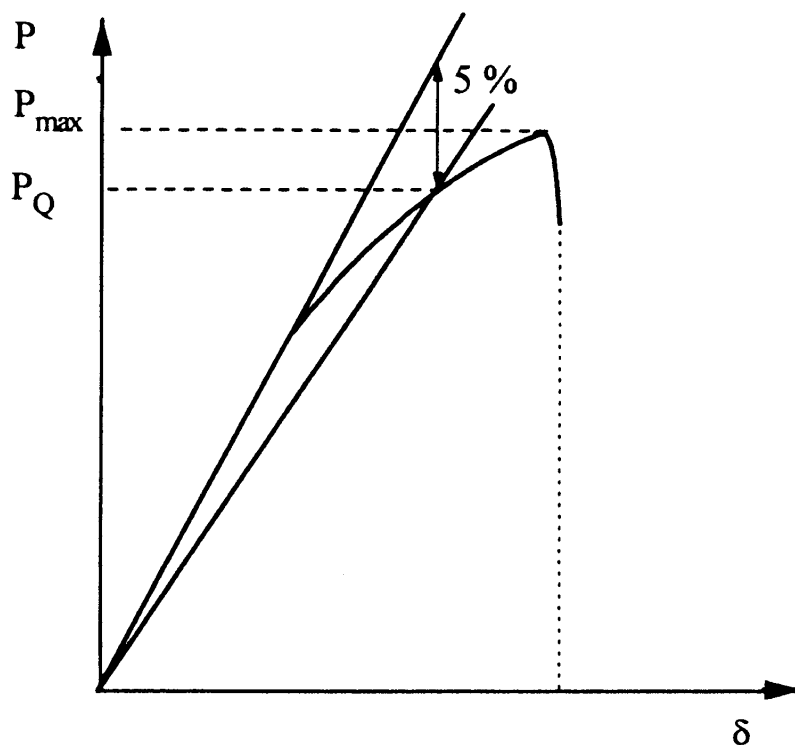


Рис. 2.9. Схематичне зображення діаграми $P-\delta$ для визначення критичного значення сили P_Q .

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 пересічення діаграми з 5%-ною січною (рис. 2.9). Величину K_c розраховували за формулами [46]:

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

де $\alpha = \frac{l}{W}, \quad (2.7)$

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

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

Для визначення K_{1c} найбільш придатним є циліндричний зразок з зовнішньою кільцевою тріщиною (рис. 2.3 і 2.5 б). 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_{1c} визначали за формулою [46, 48]:

$$K_{1c} = \frac{P_c}{D\sqrt{D}} \cdot Y_{1p}, \quad (2.9)$$

де Y_{1p} - 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_{1p} брали з таблиці [48, с. 53]. Величину d визначали як середнє 10 замірів нетто-перерізу, яку вимірювали з допомогою інструментального мікроскопу.

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. При цьому необхідно враховувати, що отримана величина δ_k буде характерною, так як і K_{Ic} , 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 [48]. Розходження стінок тріщини фіксували пружними елементами з наклеєними на них датчиками опору і записували на двохкоординатному самописці ПДС-021 в функції навантаження (рис. 2.10). При визначенні δ_k величина навантаження не представляє інтересу, а

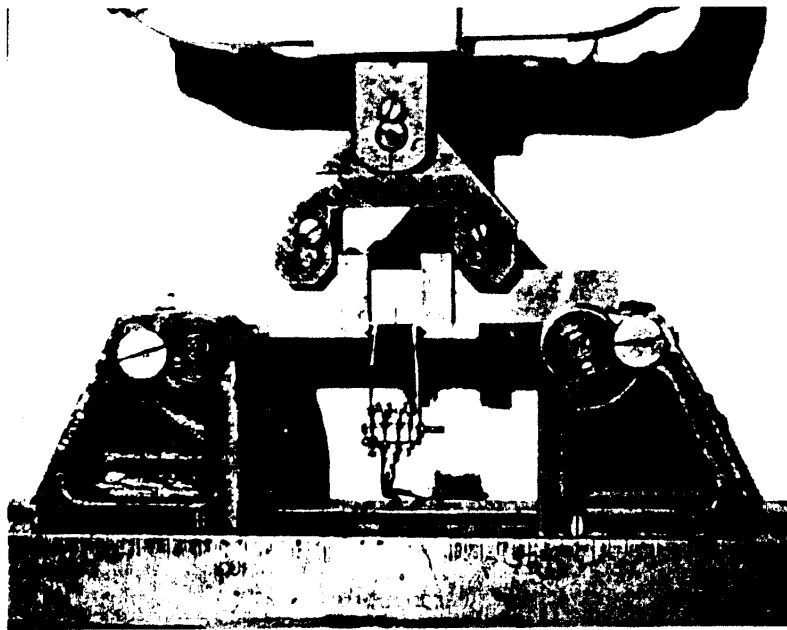


Рис. 2.10. Навантаження згином балочного зразка з тріщиною, призначеного для оцінки δ_k .

визначається (на основі геометричного перерахунку) тільки величина зміщення при розкритті тріщини в момент досягнення критичного навантаження. В 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. Визначене значення Δ_k перераховується в істинне розкриття δ_k в вершині тріщини за формулою [48]

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

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).

2.7. Методика наводнювання зразків

Наводнювали призматичні зразки 2x12x130 мм з краєвим концентратором напружень і виведеною з нього втомною тріщиною. Використовували електролітичний спосіб наводнювання, шляхом його катодної поляризації. На рис. 2.11 представлено схему електрохімічної камери для електролітичного наводнювання зразків. Джерелом струму служить випрямляч, зразок виступає катодом, а платинова спіраль – анодом. Специфіка наводнювання залежала від виду механічних випробувань. У випадку досліджень короткочасної тріщиностійкості зразки із попередньо наведеною тріщиною на протязі 3 год піддавали катодній поляризації у розчині NaOH з рН = 12,5 за густини струму 0,01 А/м². Такий вибір електроліту замість широко вживаного розчину сірчаної кислоти зумовлений тим,

щоб запобігти можливому корозійному роз'їданню гострої втомної тріщини. Останнє позначилося би на механічних умовах в зоні передруйнування і спотворило результати випробувань на тріщиностійкість. А велика тривалість наводнювання за досить поміркованої густини струму сприяла, з одного боку, глибшому прониканню водню в метал, а з іншого — запобігала пошкодженню металу, властивому катодній поляризації за високої густини струму. Крім того, виходячи з попередніх експериментів, подальше збільшення тривалості наводнювання не спричиняло додаткового впливу на тріщиностійкість сталі. Безпосередньо після закінчення наводнювання зразки навантажували активним розтягом, дотримуючись вимог стосовно проведення експериментів на короткочасну тріщиностійкість.

Враховуючи велику тривалість експериментів на циклічну тріщиностійкість і можливість десорбції водню за час випробувань на повітрі, зразки наводнювали в цьому випадку за 3 години до початку, а також впродовж циклічного навантаження. Для цього використовували відповідно сконструйовану електрохімічну камеру, яка охоплювала робочу частину зразка з тріщиною і давала можливість візуально слідкувати за зміною її довжини; електроліт та густина струму катодної поляризації ті ж, що застосовано для оцінки впливу попереднього

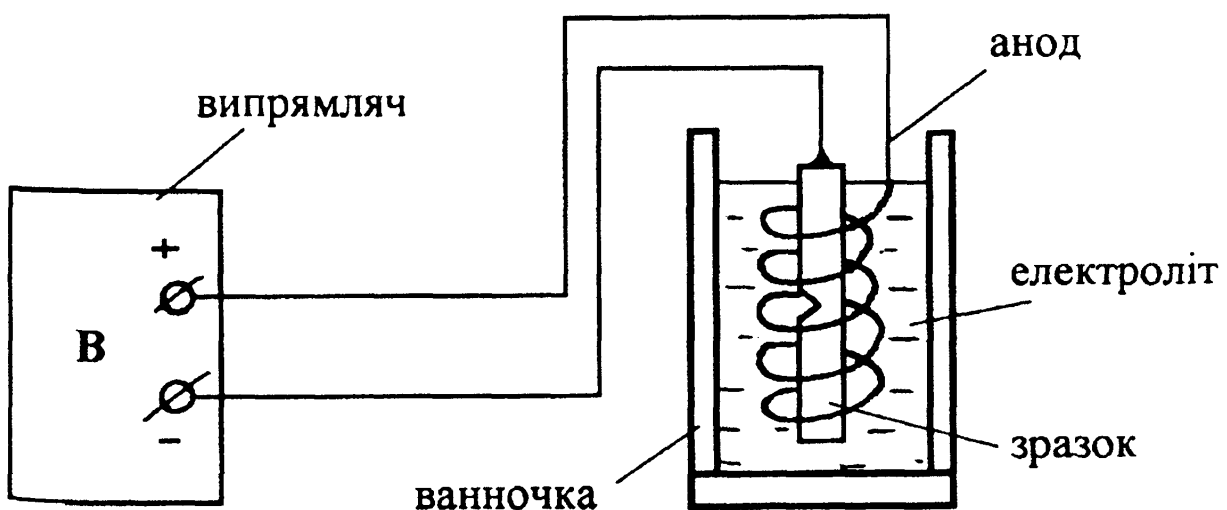


Рис. 2.11. Схема електролітичної камери для наводнювання зразків

наводнювання на короткочасну тріщиностійкість.

2.8. 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 (синтола) із застосуванням багатократної переполіровки. Кількісною характеристикою величини зерна був вибраний середній даметр, 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 з 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 представляють 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 зони 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

Вплив характеру навантаження та робочого середовища на втомні властивості матеріалів бурильних труб

3.1. Вплив характеру попереднього навантаження на пружні властивості сталей групи міцності Д

Бурильні труби часто руйнуються в результаті прикладання до них малого числа циклів при підвищених напруженнях [132]. Верхня частина бурильної колони піддається, як правило, суттєвому осьовому розтягуючому навантаженню. В деяких випадках (наприклад, при ліквідації прихоплень) ці напруження можуть перевищувати напруження пропорціональності, що приводить до наклепу матеріалу і, як наслідок, до зміни його механічних властивостей. В зв'язку з цим вивченню впливу малого числа циклів великих змінних осьових розтягуючих напружень на працездатність бурильних труб приділяється значна увага.

Одним з суттєвих недоліків відомих гіпотез накопичення втомного пошкодження в металах є те, що вони не враховують кінетики пошкодження і не базуються на аналізі структурних змін в металах, які відбуваються в процесі втомного пошкодження.

В зв'язку з різноманіттям даних про закономірності накопичення пошкоджень при різних режимах програмного навантаження, проведенню складних програмних випробувань повинні передувати попередні дослідження закономірностей накопичення пошкоджень в металах при найпростіших режимах однократних перевантажень, де в чистому виді можна дослідити вплив різних факторів на ці закономірності. Такі спрощення досліджень необхідні, як крок до розуміння більш складних явищ. Режими однократних перевантажень можуть бути

віднесені до режимів найпростіших програмних навантажень, коли руйнування настає в кінці одного періоду зміни напружень.

Дослідження проводили на зразках, виготовлених з сталі групи міцності Д в стані поставки ($\sigma_b = 660$ МПа; $\sigma_{0,2} = 390$ МПа; $\delta_5 = 17\%$; $\psi = 41\%$; $KCU = 43$ Дж·см⁻²) [133].

Встановлено, що пластична деформація сталі веде до значного викривлення початкової (квазілінійної) ділянки діаграми при повторному розтягу. Модуль пружності суттєво зменшується, а коефіцієнт поперечної деформації збільшується. Вплив пластичної деформації проявляється незалежно від знаку напружень, що викликають наклеп. Якщо знаки попередньої пластичної деформації та напружень, при яких визначають модуль, співпадають, то спад модулю не дуже суттєвий і складає 10-13% від початкової величини. Наклеп протилежного знаку викликає більш суттєве зменшення модулю (до 35%).

На рис. 3.1 приведені криві зміни модуля пружності сталі групи міцності Д в залежності від величини попередньої пластичної деформації розтягу (ϵ_p , %).

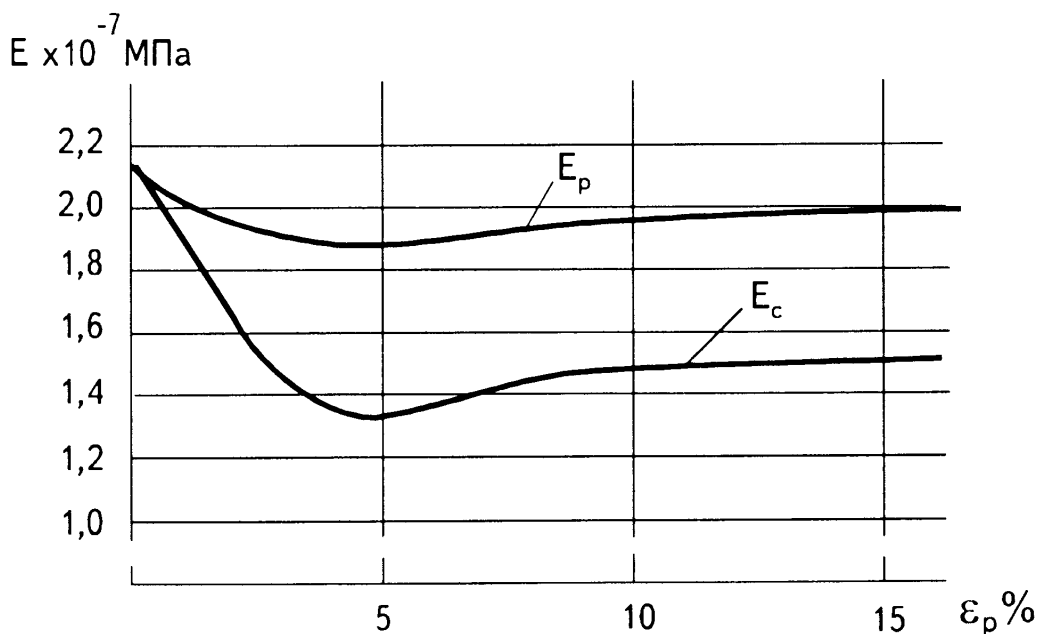


Рис. 3.1 Залежність модуля пружності сталі групи Д від величини попередньої пластичної деформації розтягу

через E_p позначений модуль при наступному розтягу, а E_c - модуль при наступному стиску.

Максимум падіння величини модуля пружності відповідає значенню попередньої пластичної деформації 5-6%. Наступне збільшення наклепу веде до зменшення спаду модуля.

Динаміка зміни коефіцієнту поперечної деформації μ наклепаного матеріалу мала характер протилежний зміні модуля пружності. Так, з рис. 3.2 видно, що коефіцієнт поперечної деформації (до $\sim 3\%$) зростає, а потім залишається на практично постійному рівні. Величина максимальної зміни залежить, як і в попередньому випадку, від знаку пластичної деформації. Так, наклеп розтягом ϵ_p збільшує коефіцієнт поперечної деформації при розтягу μ_p на $\sim 10\%$, а при стиску μ_c на $\sim 15\%$.

Встановлена нестабільність зміни пружних властивостей досліджуваної сталі після наклепу. Через певний проміжок часу вихідні властивості матеріалу поновлюються. При нормальній температурі процес поновлення протікає дуже повільно і для повного повернення властивостей потрібен проміжок часу біля

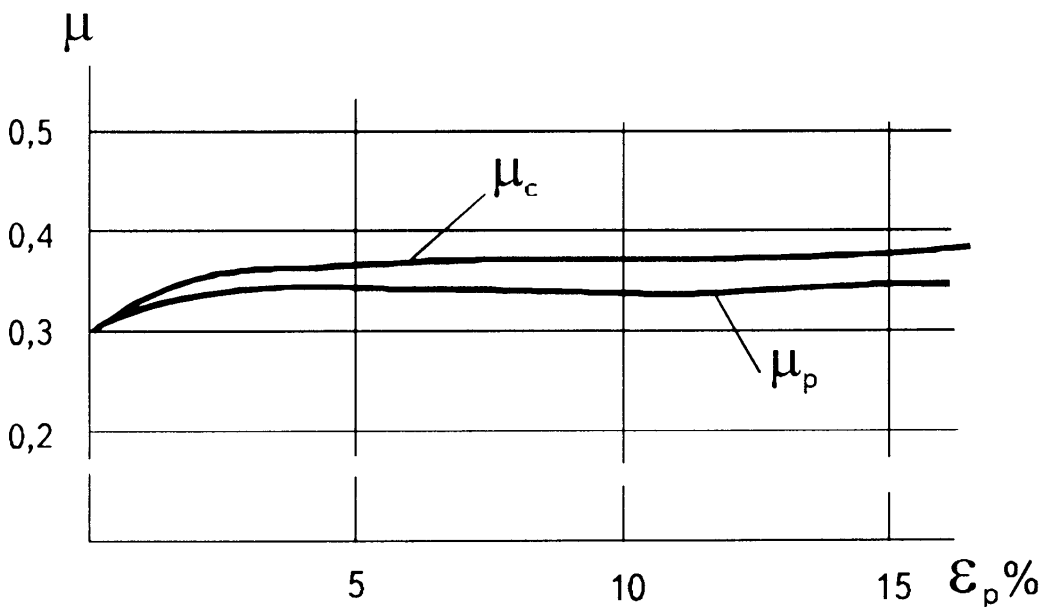


Рис. 3.2 Залежність коефіцієнту поперечної деформації сталі групи міцності Д від величини попередньої пластичної деформації розтягу

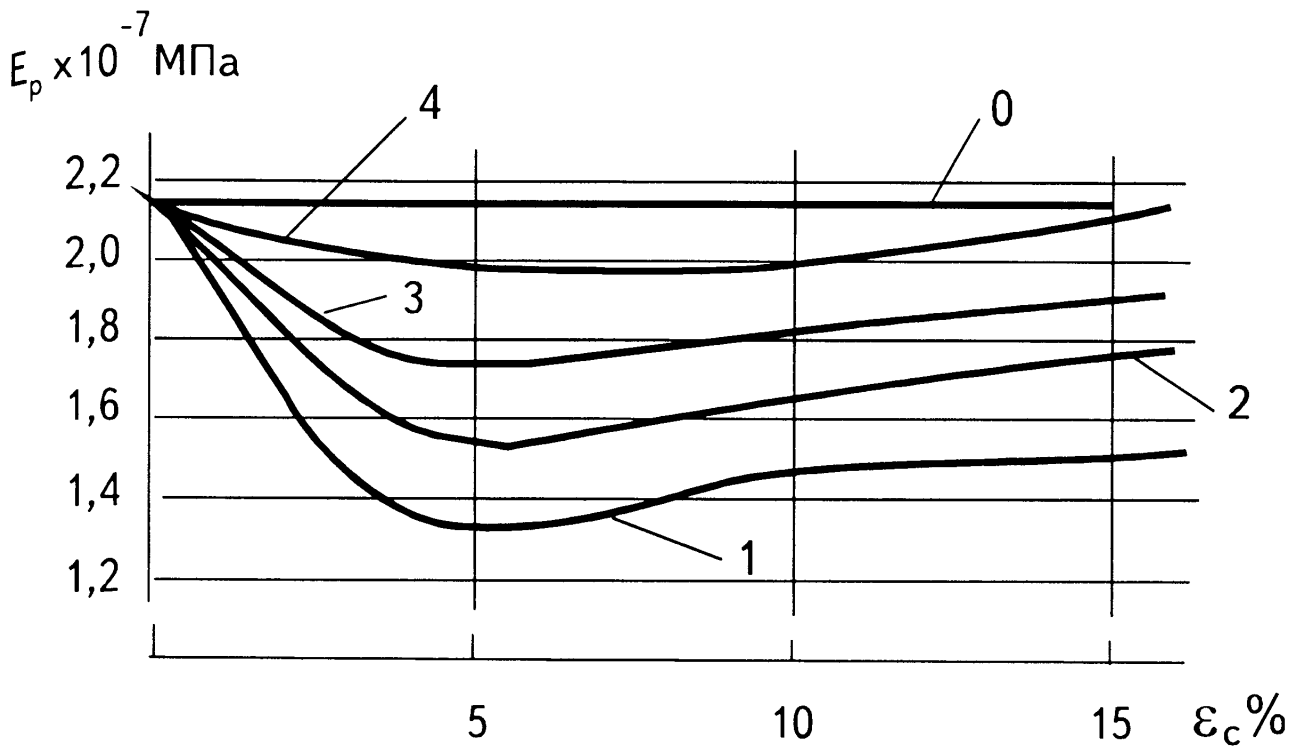


Рис. 3.3. Залежності поновлення модуля пружності сталі групи міцності Д з перебігом часу

півроку. На рис. 3.3 показані залежності поновлення модуля пружності досліджуваної сталі з перебігом часу. Крива 1 представляє величини модуля сталі зразку після наклепу. Крива 2 — після витримки в розвантаженому стані протягом доби. Після тижневої витримки представляє крива 3, а після витримки в 20 тижнів — крива 4. З рисунку видно, що остання крива близька за своїм характером до кривої 0 для вихідного матеріалу.

3.2. Вплив осьового розтягуючого навантаження на втомні властивості сталей групи міцності Д

Враховуючи той факт, що абсолютна більшість поломок деталей бурильних колон має характер корозійно-втомного руйнування, останньому приділяється значна увага в сучасних наукових дослідженнях. Однак в них практично випущене питання вивчення впливу різного роду екстремальних наванта-

жень при бурінні на втомні властивості бурильних труб. Тому даний підрозділ присвячений вивченню однієї з сторін цієї проблеми.

Зразкам надавались різні величини попередньої пластичної деформації (до 25%). Після цього кінцевини зразків, якими вони кріпились до розривної машини, відрізались. Конструкція такого зразка дозволяла проводити подальше його випробування на втомній машині ИМА-5.

Як видно з даних, приведених на рис. 3.4, в результаті пластичного деформування до 22% границя втоми сталі групи міцності Д зростає. Найбільший ефект спостерігали при $\varepsilon = 5...10\%$. Однак він не перевищував 20% від вихідного значення σ_{-1} .

Збільшення амплітуди напруження і степені попередньої деформації обумовлюють виникнення вогнищ зародження тріщин, зв'язаних з концентрацією напружень, продовжують період до зародження втомних тріщин, гальмують їх подальший розвиток і, як наслідок, підвищують циклічну довговічність деформованих металічних матеріалів. Цьому відповідають збільшення зони втомної

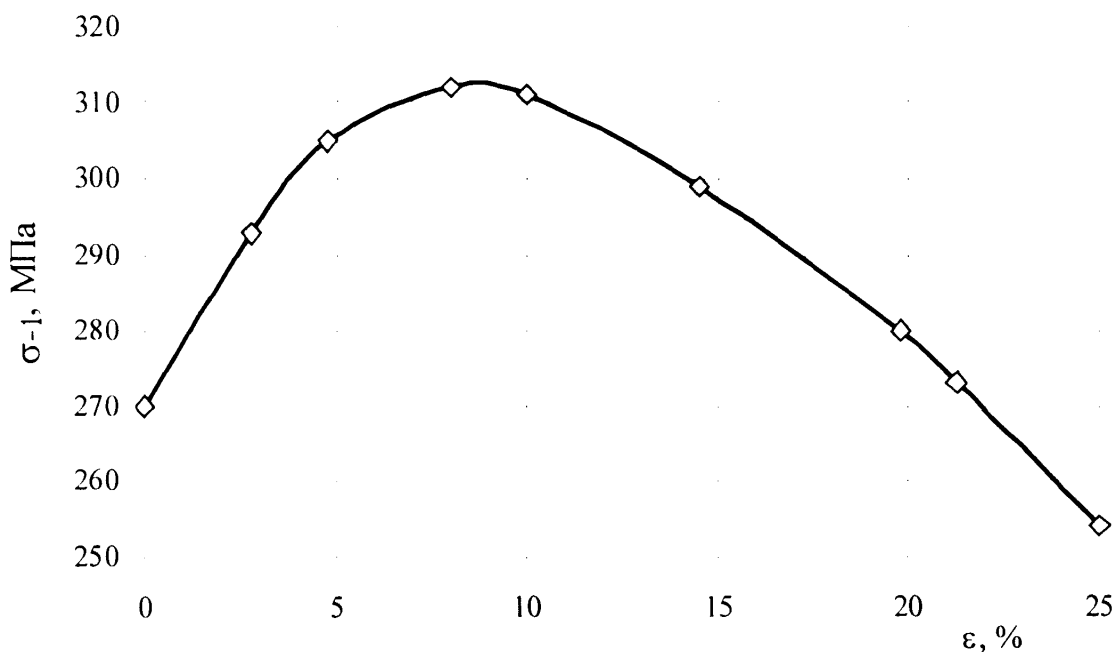


Рис. 3.4. Залежність границі втоми сталі групи міцності Д від величини попередньої пластичної деформації

тріщини в зломах зразків, а також більш в'язкий характер руйнування і долому.

В роботі [97] показано, що підвищення під впливом попереднього деформування обмеженої границі витривалості σ_{RN_ϵ} (на базі 10^6 циклів) і довговічності N_ϵ (при $\sigma_a \cong 0,5 \sigma_\sigma$) посилюється за мірою досягнення матеріалом в вихідному положенні здатності до деформаційного зміцнення, що оцінюється показником зміцнення A . Ці закономірності апроксимуються рівняннями

$$\sigma_{RN_\epsilon} / \sigma_{RN} = 0,615 \cdot e^{2,7A}; \quad r = 0,93 \quad (3.1)$$

$$N_\epsilon / N = 0,187 \cdot e^{10,5A}; \quad r = 0,92 \quad (3.2)$$

Тут σ_{RN_ϵ} і σ_{RN} - обмежена границя витривалості деформованого і вихідного матеріалу; N_ϵ і N - довговічність деформованого і вихідного матеріалу.

Результати наших досліджень (див. рис. 3.5, 3.6) співпадають з даними роботи [97].

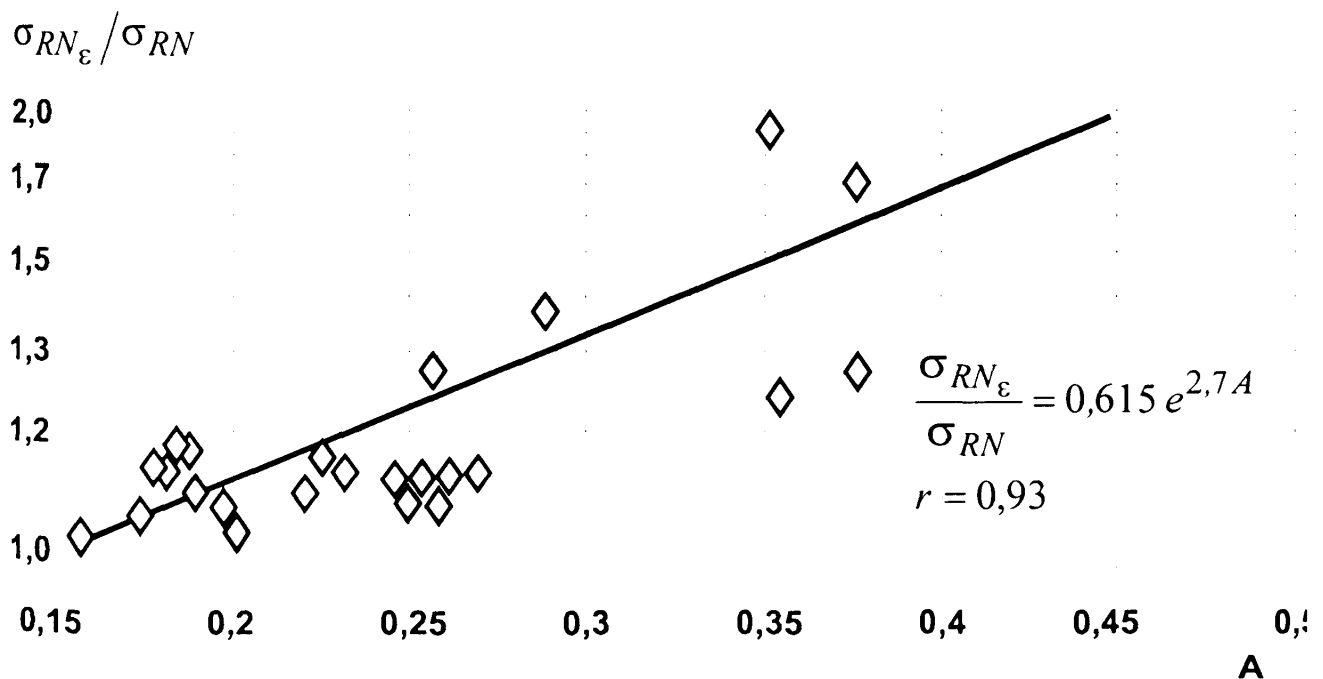


Рис. 3.5. Залежність ефекту попереднього пластичного деформування, обумовлюючого зміну границі обмеженої витривалості на базі $N = 10^6$ циклів, від показника деформаційного зміцнення A матеріалу в вихідному стані

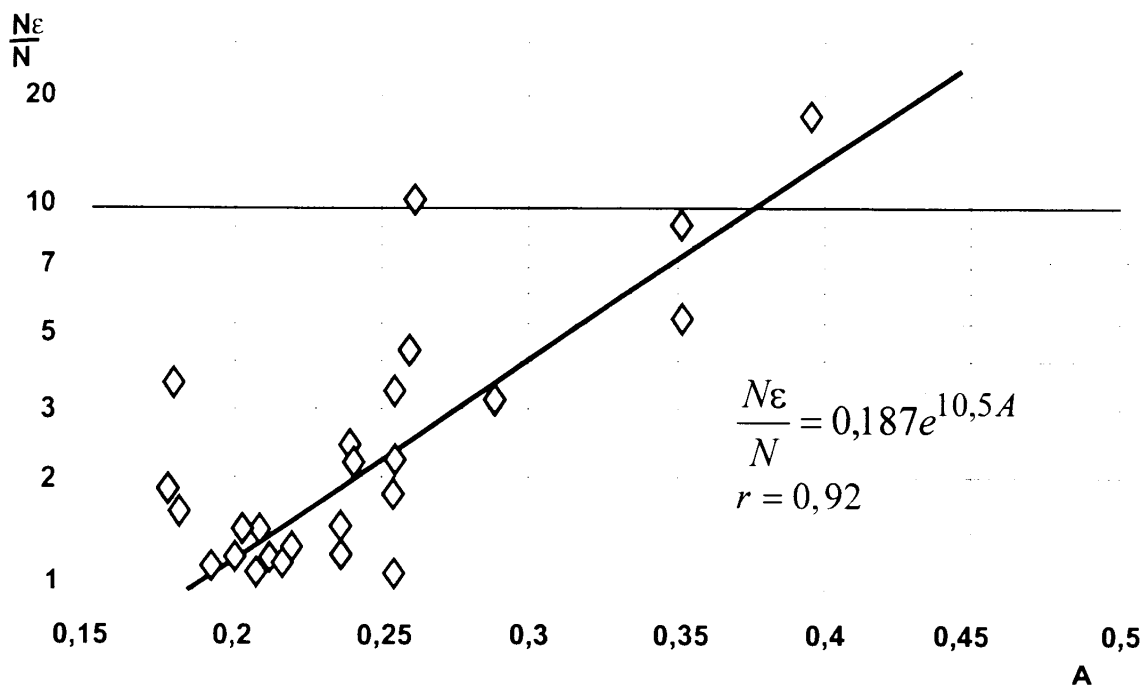


Рис. 3.6. Залежність ефекту попереднього пластичного деформування, викликаючого зміну довговічності при $\sigma_a \cong 0,5 \sigma_s$, від показника деформаційного зміцнення A матеріалу в вихідному стані.

З них випливає, що ефект пластичної деформації, в основному рівномірної, який викликає підвищення обмеженої границі витривалості та циклічної довговічності, зростає із збільшенням здатності матеріалу до деформаційного зміцнення при статичному розтязі.

Встановлені залежності дають можливість оптимізувати доцільність введення в технологічний процес виготовлення деталей операцій пластичного деформування з метою підвищення їх довговічності. Технологічна обробка, що приводить до росту показника A , обумовлює позитивний вплив на опір руйнуванню деформованих металічних матеріалів при циклічному навантаженні.

3.3. Вплив амплітуди циклічного навантаження та робочого середовища на втомні властивості матеріалів бурильних труб

З метою об'єктивної оцінки ресурсу та вибору періодичності неруйнівного контролю бурильних колон останнім часом значно удосконалюються методи їх

розрахунку [135]. Вони все ширше ведуться на основі критеріїв механіки руйнування [53]. Однак прогнозування ресурсу бурильних труб, ніпелів, муфт здійснюється без врахування нерегулярності навантаження. В той же час встановлено, що експлуатаційний спектр згинаючих моментів, діючих на бурильну трубу в свердловині, може мінятися в широких межах [39]. Крім циклічного навантаження та недовантаження певної тривалості можливі також пікові (імпульсні) однократні перевантаження, випадкове навантаження і т.п. Ряд досліджень свідчить про суттєві перехідні ефекти зміни швидкості поширення втомних тріщин [104,105]. Вони затруднюють оцінку ресурсу роботи деталей з тріщинами. До числа експлуатаційних факторів, які сприяють розвитку різних зовнішніх дефектів, полегшують розвиток тріщин відносяться також рідкі робочі середовища. Так, границя витривалості деталей бурильної колони понижується в корозійних середовищах на 30...50% і може приймати дуже малі значення, особливо при великих базах випробувань [135].

Враховуючи вищеприведене в даному дослідженні була поставлена задача оцінити характер впливу рідинних середовищ на процеси наклепу і старіння, що супроводжують розвиток тріщини при циклічному навантаженні елементів бурильної колони [136, 167].

Для випробувань були вибрані сталі групи міцності Д і 40ХН, які широко застосовуються для виготовлення бурильних труб і ніпелів. Зразки підлягали гартуванню з наступним відпуском при 575, 675 і 825 К. Робочими середовищами служили 3%-ний розчин олеїнової кислоти в вазеліновому маслі та дистильована вода.

Число циклів $N_{\text{утв.}}$, 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 3.1 вказано встановлене дослідями число циклів $N_{\text{утв.}}$ в залежності від рівня амплітуди навантаження σ_a і виду середовища (повітря, масло, вода).

Тривалість тренування, необхідного для утворення тріщини, в 3%-ному розчині олеїнової кислоти більша, ніж в повітрі, а коли тренування проводиться в воді, $N_{\text{утв}}$ різко скорочується. Ця тенденція характерна для обох досліджуваних сталей.

Найбільшу увагу приділено нами вивченню впливу поверхнево-активного середовища - 3%-ного розчину олеїнової кислоти в вазеліновому маслі на характер наклепу та старіння, обумовлених циклічним навантаженням. Після наведення тріщини в присутності вказаного середовища всі зразки підлягали 2-годинному старінню при 425 К, під час якого масло в вершині тріщини повністю висушувалося. Вплив наклепу і старіння оцінювали шляхом випробувань зразків на в'язкість руйнування в повітрі.

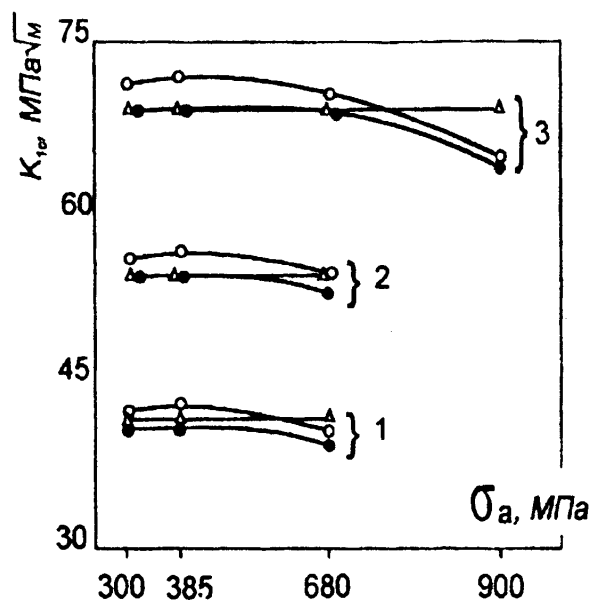


Рис. 3.7. Вплив циклічного тренування і старіння на в'язкість руйнування сталі 40ХН: О - випробування безпосередньо після утворення втомної тріщини; ● - після старіння; Δ - після утворення втомної тріщини в розчині олеїнової кислоти з наступним старінням;
1 - температура відпуску 575К; 2 - 675К; 3 - 825К.

Як видно з рис. 3.7 для зразків, тренуваних в повітрі, при малих амплітудах в'язкість руйнування спочатку зростає, а при великих - падає. Якщо тріщина наведена при малих амплітудах, то наступне старіння приводить рівень K_{Ic} до "ювенільних" значень. Очевидно, що підвищенню опору поширення тріщини сприяє наклеп матеріалу в вершині тріщини. Наступне старіння знімає залишкові напруження в матеріалі в вершині тріщини і повертає рівень в'язкості руйнування до вихідних значень. Тренування зразків при підвищених рівнях амплітуди приводить до зниження значень K_{Ic} , що пов'язано з пошкодженням матеріалу в вершині тріщини. Це підтверджується наступним старінням, яке не повертає параметри тріщиностійкості матеріалів в вихідне положення. В той же час зразки,

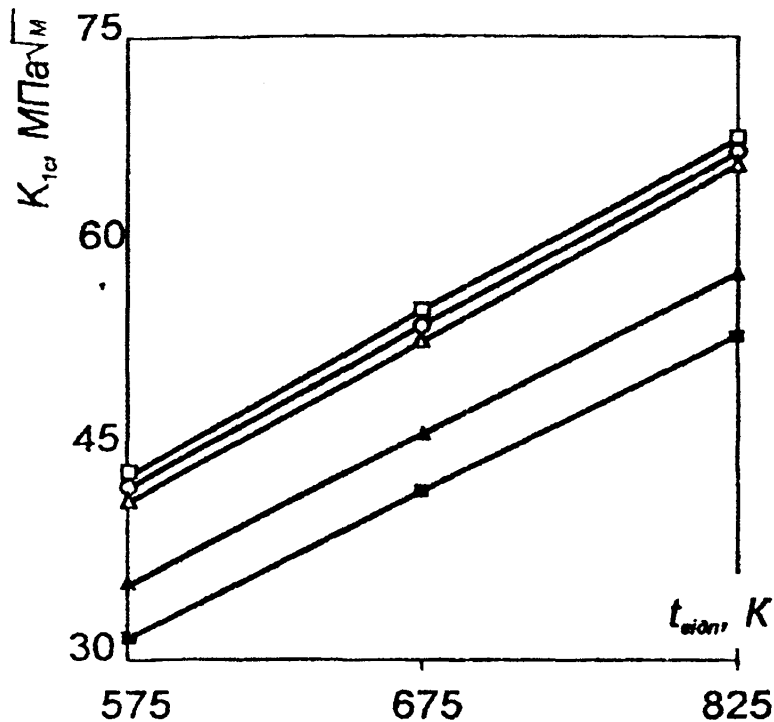


Рис. 3.8. Вплив способу отримання втомної тріщини та середовища на в'язкість руйнування сталі 40ХН ($\sigma_a = 685$ МПа) при випробуваннях безпосередньо після наведення втомної тріщини на повітрі (О); після утворення втомних в розчині олеїнової кислоти (Δ) і воді (□) з наступним старінням; в розчині олеїнової кислоти (▲) і воді (■) безпосередньо після утворення втомних тріщин в присутності відповідних середовищ.

Таблиця 3.1

Вплив рівня амплітуди навантаження та виду середовища на число циклів $N_{\text{утв}}$.

Сталь	$l_{\text{вдл}}$	σ_a , МПа									
		900		685			385		300		
		$N_{\text{утв}}$									
		Повітря	Масло	Повітря	Масло	Вода	Повітря	Масло	Повітря	Масло	Вода
40ХН	825	580	640	5200	6100	3800	30000	33000	70000	75000	40000
	675	-	-	4600	5700	3500	27000	30000	68000	72000	-
	575	-	-	3500	3900	1200	19000	21000	60000	64000	-
Гр. міцн. Д	825	550	600	4900	5800	3400	26000	28000	67000	72000	36000

треновані в розчині олеїнової кислоти з наступним старінням, показали стабільний рівень в'язкості руйнування при всіх амплітудах навантажень. Подібний вплив на характер наклепу при циклічних навантаженнях проявила також дистильована вода (рис. 3.8).

Приведені вище дані свідчать про повне усунення впливу циклічного наклепу і старіння на величину K_{Ic} в випадку, коли тріщину створюють в присутності середовища. Це означає, що внаслідок зменшення під впливом середовища ефективної поверхневої енергії різко знижується пластична деформація матеріалу попереду фронту тріщини.

Зменшення ефективної поверхневої енергії, необхідної для утворення одиниці площі втомної тріщини, якісно подібно спаду ефективної поверхневої енергії при руйнуванні зразків з тріщинами під дією короткочасних навантажень. Рисунок 3.8 ілюструє, зокрема, вплив розчину олеїнової кислоти та дистильованої води на величину K_{Ic} сталі 40ХН. Як видно з приведених даних, зниження в'язкості руйнування при короткочасному навантаженні суттєве.

Отже, під впливом рідинних середовищ поширення тріщини полегшується. Проте, як видно з таблиці 3.1, тривалість утворення тріщини регламентованої довжини в вершині конструктивного концентратора під дією розчину олеїнової

Таблиця 3.2

Вплив середовища на параметри циклічної довговічності сталі 40ХН

Середовище	N	$N_{\text{утв}}$	N_p
Повітря	7700	4600	3100
Масло	8300	5700	2600
Вода	4800	3500	1300

кислоти не зменшується, а навпаки - навіть трохи збільшується. Для більш детального аналізу цього явища визначали окремо число циклів N_p , необхідне для руйнування зразка з тріщиною заданої глибини (1 мм), і число циклів $N_{\text{утв}}$ необхідне для утворення такої тріщини (при цьому повна кількість циклів до руйнування зразка з конструктивним концентратором $N = N_{\text{утв}} + N_p$). Досліди проводили на зразках з сталі 40ХН після відпуску 675К при амплітуді навантажень 685 МПа.

Як видно з таблиці 3.2, при наведенні тріщини в присутності розчину олеїнової кислоти час утворення тріщини більший, ніж в повітрі. В той же час тривалість навантаження, необхідного для поширення тріщини на критичну глибину, дещо зменшується. Більш радикальною є дія води. В цьому випадку значно скорочується як період утворення тріщини, так і період її поширення.

Ріст $N_{\text{утв}}$ при випробуваннях зразків в розчині олеїнової кислоти в вазеліновому маслі пояснюється тим, що хімічно неактивна рідина охороняє метал від зовнішнього корозійно діючого середовища, а адсорбційний ефект масла проявляється в пластифікуючому впливі на матеріал в зоні конструктивного концентратора на стадії зародження тріщини. Що стосується періоду поширення тріщини при циклічному навантаженні, то тут в зв'язку з більш жорсткими умовами навантаження проявляється окрихчуюча дія середовища, яка полегшує ріст магістральної втомної тріщини.

Результати механічних випробувань підтверджуються електроннофрактографічним аналізом зломів зразків, виготовлених з сталі 40ХН, відпущеної при 675К (рис. 3.9). На мікроповерхні руйнування, що відповідає підростанню тріщини при випробуванні на повітрі, переважальними є нерегулярні, з багаточисленими розривами борізки, характерні для втомного підростання тріщини в гартованих сталях. Будова боріздов свідчить про суттєву мікропластичну деформацію, з якою пов'язаний ріст тріщини в кожному циклі.

Середовище типу розчину олеїнової кислоти суттєво міняє мікроструктуру злому. На великих ділянках втомні борізки поступаються місцем безструктурним відкольним фасеткам, наявність яких обумовлена нерегулярним підростанням тріщини при значно зменшеній пластичній деформації. Порівняно легке підростання тріщини на гладких ділянках перемежовується, очевидно, з довготривалими зупинками в смугах щільного накопичення боріздатих виступів.

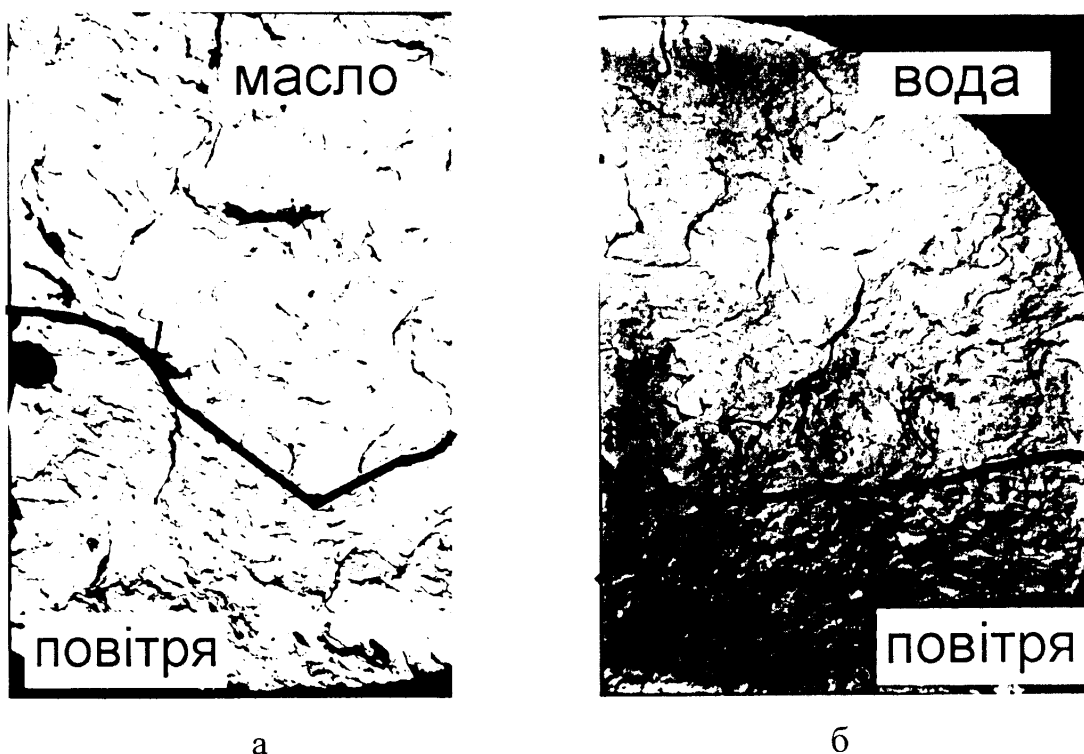


Рис. 3.9. Фрактограми перехідних ділянок зломів, які відповідають втомному поширенню тріщини (x1500):

а – повітря – розчин олеїнової кислоти; б – повітря - вода

Ще більш різко змінюється характер підростання тріщини під дією води. Тут типовими є чітко окреслені крихкі фасетки, наявність яких підкреслюється частими поперечними виривами. Фасетки в багатьох випадках декоровані слідами корозії. В цілому характер злому типовий для корозійно-втомного руйнування загартованої сталі.

3.4. Вплив структурного стану сталей бурильних труб на їх довговічність.

В першому розділі роботи вказується, що довговічність елементів бурильних колон залежить не тільки від втомної міцності матеріалів, але й від їх зносостійкості. Довготривале тертя різних частин бурильної колони по стінках свердловини, яка має на окремих ділянках абразивні породи, або по металу обсадних труб в процесі експлуатації призводить до інтенсивного зношування-спрацювання зовнішньої поверхні елементів колони. Більшому зносу піддаються деталі замків, перехідники, що мають збільшений зовнішній діаметр порівняно з діаметром бурильних труб.

В цьому випадку дуже актуальним є питання раціонального вибору температури відпуску сталі: надто високе її значення призводить до зниження її твердості і, як наслідок, зносостійкості, а надто низьке – до зниження в'язкості та втомної міцності.

Співавторами роботи [137] був зроблений дуже важливий висновок – сталь буде мати максимальну зносостійкість тоді, коли її структура забезпечує граничне значення фізичної границі втоми. Тому температура відпуску, яка забезпечує граничне значення фізичної границі втоми, є найбільш раціональною з точки зору поєднання найвищих показників втомної міцності та зносостійкості. Ними для хромистих сталей, як конструкційного матеріалу деталей бурових доліт, були визначені області фізичної границі витривалості в залежності від вмісту вуглецю, температури відпуску та виду втомного навантаження (рис. 3.10, залежності 1, 2).

Автором даної роботи показано, що положення величини граничної температури відпуску суттєво залежить від ряду факторів (зокрема, характеру легування). Так, легування нікелем знижує граничну температуру відпуску (рис. 3.10, залежність 3).

Особлива увага була приділена вивченню властивостей сталі 40ХН, з якої на Дрогобицькому долотному заводі виготовляють ніпелі. Встановлено, що найбільш оптимальне поєднання показників втомної міцності та зносостійкості ніпелів буде забезпечуватися при їх температурі відпуску 650-670К. В той же час на заводі цей термічний процес здійснюється при $\approx 760\text{K}$. Отже, зниження температури відпуску ніпелів на $\approx 100\text{K}$ призведе не тільки до покращення їх механічних властивостей і зносостійкості, але й до здешевлення термічної операції, економії електроенергії.

Дані рекомендації знайшли своє втілення в технологічному процесі виготовлення бурильних замків на Дрогобицькому долотному заводі (додаток 1).

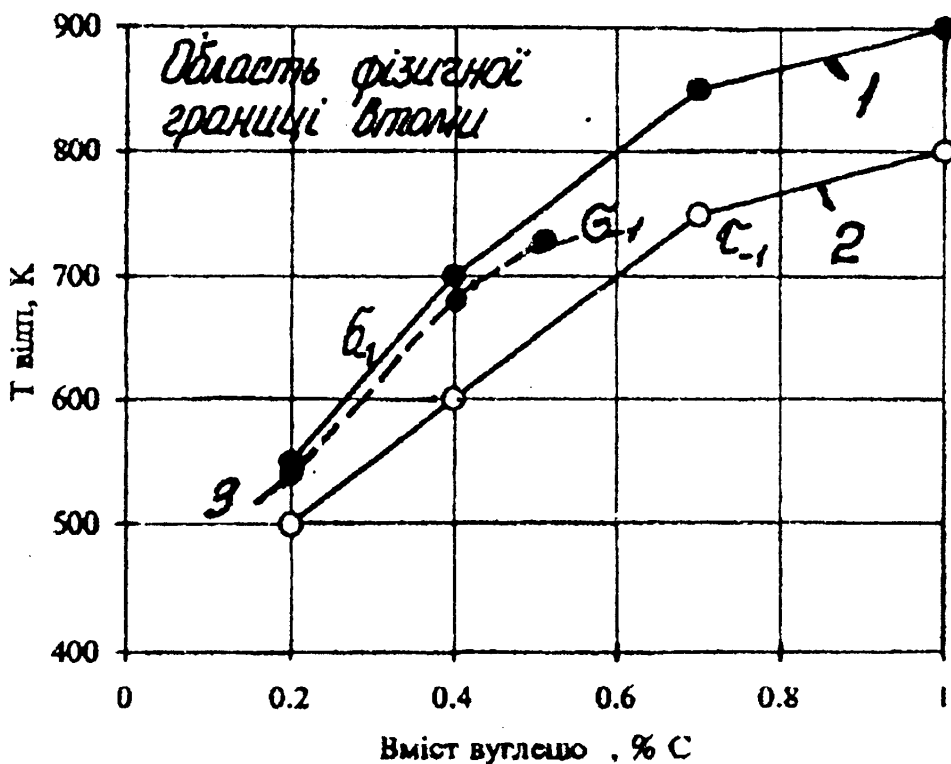


Рис. 3.10. Залежність граничних температур відпуску від вмісту вуглецю в хромистих сталях (пунктиром — для сталей 20ХН3А, 40ХН, 50ХН)

3.5. Висновки.

1. Попередня пластична деформація сталі групи міцності Д веде до зменшення модуля пружності E і зростання коефіцієнту поперечної деформації μ .
2. Вплив пластичної деформації проявляється незалежно від знаку напружень, що викликають наклеп. Наклеп протилежного знаку викликає більш суттєвий спад модуля E і збільшення коефіцієнту μ .
3. Встановлена нестабільність зміни пружних властивостей досліджуваної сталі після наклепу. Через певний проміжок часу вихідні властивості матеріалу поновлюються.
4. Ефект рівномірної пластичної деформації, який викликає підвищення обмеженої границі витривалості та циклічної довговічності, зростає із збільшенням здатності матеріалу до деформаційного зміцнення при статичному розтягу. Найбільший ефект спостерігається при $\epsilon = 5 \dots 10\%$.
5. Показана доцільність введення в технологічний процес виготовлення деталей операцій пластичного деформування з метою підвищення їх довговічності.
6. При оцінці втомної міцності бурильних труб слід приймати до уваги здатність матеріалів до експлуатаційного окрихчення, обумовленому їх наклепом і пошкодженістю в вершині тріщини при циклічних перевантаженнях, а також деформаційним старінням.
7. Результатами механічних випробувань і електроннофрактографічного аналізу показано, що ріст втомних тріщин в сталях в присутності рідких середовищ (типу води та розчину олеїнової кислоти в вазеліновому маслі) супроводжується суттєвим пониженням мікропластичної деформації матеріалу порівняно з повітрям. При цьому практично усувається наклеп матеріалу, що прилягає до вершини тріщини.
8. Для хромонікелевих сталей типу ХН визначені області фізичної границі витривалості в залежності від вмісту вуглецю та температури відпуску. На цій основі для сталі 40ХН запропонована оптимальна температура відпуску з

точки зору забезпечення найвищих показників міцності та зносостійкості. Дана рекомендація впроваджена в технологічний процес виготовлення ніпелів на Дрогобицькому долотному заводі.

РОЗДІЛ 4

Оцінка працездатності бурильних труб за КДВР

4.1. Вплив ППД розтягом на тріщиностійкість конструкційної сталі бурильної колони

Аналіз аварій, пов'язаних з руйнуванням бурильних колон, які зареєстровані на виробничому об'єднанні "Укрнафта" [1], показує, що переважна більшість з них зумовлена втомним руйнуванням на ділянках трубної різьби, замкового різьбового з'єднання бурильних труб, ніпельної частини бурильних замків. Експертні висновки про причини аварій свідчать, що досить часто руйнування відбуваються в результаті незначної кількості циклів навантаження труб за умов високих напружень, які виникають під час операцій нарощування їхньої довжини, звільнення від прихватів, опускання та піднімання. Розрахунок бурильних колон здійснюють за межею витривалості гладких зразків при симетричному циклі навантаження або натурних труб при згині з крученням з низькою амплітудою навантаження. Проте, труби верхньої частини бурильної колони навантажені, в основному, одноісним розтягом з віднульовим циклом. Враховуючи наявність конструктивно передбачених концентраторів напружень, слід брати до уваги можливі разові перевантаження, які можуть призвести до пластичної деформації матеріалу на локальних ділянках елементів бурильної колони, наприклад, різьбових з'єднань. Внаслідок цього, в таких місцях можуть виникнути тріщини, здатні до субкритичного підростання, що відіб'ється на здатності колони витримувати навантаження, а відповідно і на її довговічності. Звідси зрозуміло, наскільки важливим є врахування впливу попереднього пластичного деформування на тріщиностійкість сталей бурильних колон 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 [138 -141].

Тому в даному підрозділі роботи поставлена задача — дослідити вплив попереднього пластичного деформування розтягом на короткочасну та циклічну тріщиностійкість термообробленої сталі 40ХН, яка використовується на Дрогобицькому долотному заводі для виготовлення замків бурильних колон.

Після гартування сталь проходила двогодинний відпуск за 763К, що відповідає заводському технологічному процесу. При цьому досягалися наступні характеристики: границя текучості $\sigma_{0,2} = 1050$ МПа, відносне звуження $\psi = 41\%$. Після термічної обробки та остаточного шліфування частину зразків пластично деформували розтягом до $\epsilon = 2\%$, а недеформовані зразки використовували для порівняння.

В експерименті додатково визначали закриття тріщини, використовуючи описану в другому розділі методику. Відзначимо, що появу цього ефекту зв'язують із залишковою пластичністю [142], неспівпаданням впадин і виступів на спряжених поверхнях в циклі навантаження [143], автокаталітичним нарощуванням товщини оксидних плівок [144], завдяки яким береги тріщини поблизу її вершини впродовж певної частини циклу навантаження не розкриваються.

Проведені дослідження показали [145], що випробування сталі у вихідному стані на короткочасну тріщиностійкість виявили особливість форми діаграм $P - \delta$ (рис. 4.1). Їм властиве відхилення від лінійності з досягненням екстремальної сили на зразку, яка після цього відчутно знижується за незначної деформації. Лише після цього відбувається спонтанне руйнування зразка. Такий тип діаграми може свідчити про інтенсивне докритичне підростання тріщини під час навантаження. Цей висновок підтвердили результати візуального аналізу зломів, на яких у внутрішніх (за товщиною зразків) шарах відразу за фронтом втомної тріщини де-

термінізували специфічну трикутну за формою зону субкритичного підростання тріщини. Аналіз кривих навантаження зразків свідчить, що критичний коефіцієнт інтенсивності напружень K_c , визначений за силою P_Q (сила в точці перетину діаграми з 5%-ною січною), не відповідає вимогам щодо реалізації плоскодеформованого стану, і за цією причиною його не можна вважати характеристикою матеріалу згідно з вимогами [46]. Звертає на себе увагу та особливість, що величина P_Q є меншою від максимального навантаження P_{\max} . Це означає, що визначення K_{Ic} для цієї сталі на зразках вибраної геометрії і з використанням прийнятої схеми навантаження без запису діаграми $P - \delta$, а лише за величиною сили P_{\max} , дало б завищені значення статичної тріщиностійкості K_c .

Попереднє пластичне деформування якісно не змінило вигляду діаграми $P - \delta$. Що ж стосується конкретних значень K_c , визначених для кожного з досліджених варіантів як середнє арифметичне значення за результатами 5-ти випробувань, то можна відзначити незначне зниження короточасної

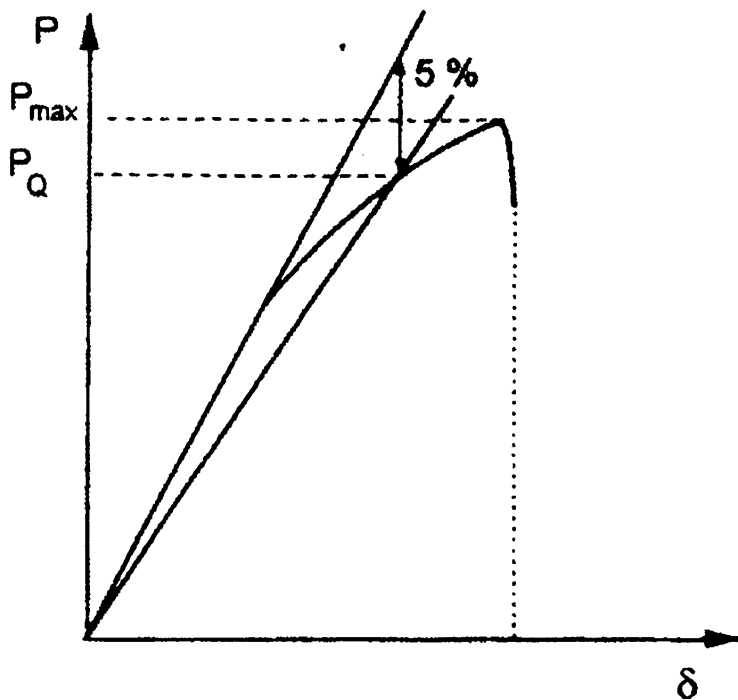


рис. 4.1. Схематичне зображення діаграми $P - \delta$ для визначення критичного значення сили P_Q

тріщиностійкості зразків, які попередньо пластично деформували розтягом до $\varepsilon = 2\%$. Так, середнє значення K_c , визначене на зразках у вихідному стані, становило $114 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{1/2}$ а на попередньо деформованих зразках — $98 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{1/2}$. Результати випробувань на циклічну тріщиностійкість подано на рис. 4.2. Встановлено, що для діапазону високих значень $\Delta K = 20 - 25 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{1/2}$

попереднє оброблювання пластичним деформуванням практично не впливає на циклічну тріщиностійкість сталі. Із зниженням рівня циклічного навантаження стає відчутним позитивний ефект обробки матеріалу. Він збільшується зі зменшенням ΔK і максимально проявляється на припороговій ділянці навантаження. Так, пороговий рівень розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень ΔK_{th} зростає від $4,9 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{1/2}$ для сталі у вихідному стані до $7,3 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{1/2}$ для пластичнодеформованих зразків.

Оцінка закриття втомної тріщини дозволила побудувати ефективні діаграми $dl/dN - \Delta K_{eff}$. У результаті не виявлено різниці за кінетикою втомного росту тріщини стосовно ефективного розмаху ΔK_{eff} для двох досліджених варіантів сталі. Порогове значення ефективного розмаху коефіцієнта

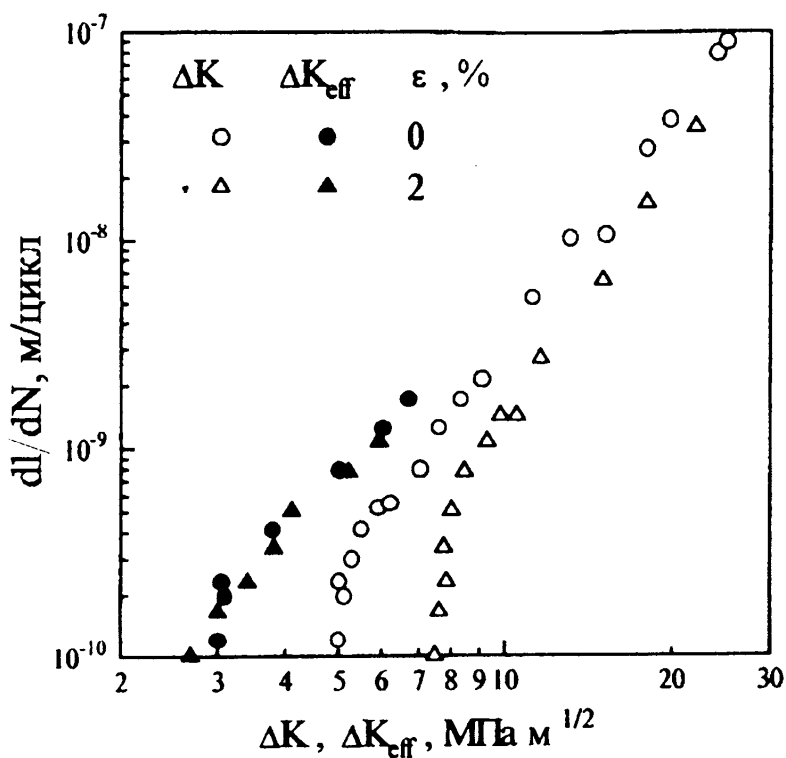


рис. 4.2. Кінетичні діаграми втомного руйнування $dl/dN - \Delta K$ (світлі символи) та $dl/dN - \Delta K_{eff}$ (темні символи), побудовані для сталі 40ХН у вихідному стані

(●, ○) та після її попереднього пластичного деформування (▲, △)

інтенсивності напружень $\Delta K_{th\ eff}$ знаходиться на рівні $3\text{ МПа}\cdot\text{м}^{1/2}$, що відповідає діапазону $2\dots4\text{ МПа}\cdot\text{м}^{1/2}$, властивому більшості конструкційних сталей [146]. Крім того, можна зробити висновок про відповідальність закриття тріщини за позитивний ефект попереднього пластичного деформування на циклічну тріщиностійкість сталі. Він узгоджується з аналізом [141], в якому також з позицій закриття втомних тріщин та побудови ефективних кінетичних діаграм втомного руйнування матеріалів розглядається вплив пластичної деформації на втомне руйнування сталей. 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 навантаження, 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 [147] про вплив термічної обробки сталі 40ХН на її циклічну тріщиностійкість. Підвищення температури відпуску загартованої сталі від 470К до 920К різко змінює опір втомному росту тріщини, першу чергу на припороговій ділянці навантаження (ΔK_{th} зростає від $3,2\text{ МПа}\cdot\text{м}$ до $5,2\text{ МПа}\cdot\text{м}^{1/2}$). Разом з тим, трансформація структури внаслідок термооброб.

попереднього пластичного деформування може мати свої особливості, що вимагає спеціального дослідження.

4.2. Вплив наводнювання та ППД сталі бурильної колони на її тріщиностійкість

Руйнування бурильних колон зумовлене в основному ростом втомної тріщини в зонах трубної нарізи, замкових нарізових з'єднань бурильних труб, в ніпельній частині бурильних замків. І хоч розраховують бурильні колони за границею витривалості, не слід нехтувати можливістю поодиноких перевантажень, які приведуть до пластичної деформації матеріалу в зоні конструктивних концентраторів напружень. Унаслідок цього тут можуть виникнути тріщини, що підростають під циклічним навантаженням, понижуючи тримкість та довговічність колони. Це вказує на важливість урахування впливу ППД на статичну та циклічну тріщиностійкість бурильних колон. З іншого боку, необхідно рахуватися і з можливим наводнюванням матеріалу в робочих середовищах, передовсім у місцях концентрації напружень, що може додатково негативно вплинути на короткочасну і втомну тріщиностійкість і тим самим на тримкість бурильних колон. Розвиваючи дослідження попереднього підрозділу, дана праця спрямована на вивчення сумісного впливу наводнювання та ППД розтягом на опір ростові тріщин у сталі бурильної колони під короткочасним статичним та циклічним навантаженням [148].

Режими термічного зміцнення та пластичного деформування зразків з сталі 40ХН були такими ж, які описані в підрозділі 4.1 і розділі 2.

4.2.1. Короткочасна тріщиностійкість

Мала товщина зразків не дозволяла реалізувати умови плоскої деформації. Діаграми навантаження $P - \delta$ у верхній своїй частині суттєво відхилялися від лінійності, а їх аналіз [46] свідчив про значну пластичну деформацію у вершині тріщини, яка передувала її підростанню. Виняток склали лише попередньо де-

формовані, а пізніше наводнювані зразки. Для них діаграми $P - \delta$ залишалися лінійними аж до моменту руйнування зразка, вказуючи на коректність застосування підходів лінійної механіки руйнування. Тоді вдалося оцінити критичне значення K_{Ic} .

Порівняльний аналіз значень K_{Ic} для чотирьох варіантів обробки сталі свідчить, що ППД розтягом дещо знизило її короткочасну тріщиностійкість (від 114 до 98 МПа·м^{1/2}). Ці результати узгоджуються з висновком [141], що чутливість параметра K_{Ic} до ППД в умовах рівномірного розтягу залежить від здатності матеріалу у вихідному стані до деформаційного зміцнення, яке характеризується відношенням $\sigma_B/\sigma_{0,2}$. Що більше це відношення, то інтенсивніше знижується короткочасна тріщиностійкість матеріалу. У нашому випадку сталь незначно зміцнюється ($\sigma_B/\sigma_{0,2} = 1,1$), що й зумовило доволі слабкий вплив ППД на параметр K_{Ic} .

Попереднє електролітичне наводнювання суттєво понизило короткочасну тріщиностійкість сталі. Її значення (52 МПа·м^{1/2}) порівняно з K_{Ic} сталі у вихідному стані (114 МПа·м^{1/2}) зменшилось удвічі. Ще більше падіння K_{Ic} (від 98 до 29 МПа·м^{1/2}) зафіксовано в попередньо деформованих зразків, незважаючи на і так нижчу тріщиностійкість деформованої сталі проти вихідного стану. Якщо ж брати до уваги сумарний вплив ППД та наводнювання, то ці чинники практично в чотири рази зменшують короткочасну тріщиностійкість сталі бурильної колони. Крім того, перехід від руйнування в умовах плоского напруженого стану до руйнування за плоскої деформації свідчить про сильну окрихчувальну дію ППД і водню.

4.2.2. Циклічна тріщиностійкість

ППД розтягом позитивно впливає на опір ростові втомних тріщин (див. рис. 4.3). Цей ефект зростає зі зниженням навантаження: пороговий розмах ΔK_{th}

збільшився у півтора рази порівняно з ΔK_{th} для вихідного стану матеріалу, а за високих ΔK , близьких до циклічної в'язкості руйнування, вплив ППД зникає.

Попередньо оцінено швидкості втомного росту тріщин у сталі вихідного стану в розчині луґу, але без накладання катодної поляризації. Вони не виявили змін у кінетиці руйнування порівняно з випробуваннями на повітрі, тобто дане середовище не впливає на втомний ріст тріщин. Це дозволяє в подальшому пов'язувати можливий вплив на циклічну тріщиностійкість сталі розчину луґу в умовах катодної поляризації саме з наводнюванням матеріалу.

Дослідження росту втомних тріщин за катодної поляризації виявили різний вплив наводнювання і за характером, і за інтенсивністю. Він залежить від частоти та розмаху циклічного навантаження, а також стану матеріалу (вихідний чи після ППД). Наводнювання вихідного матеріалу (див. рис. 4.3а) мало позначається на кінетиці руйнування, хоч припороговий ріст тріщин дещо сповільнюється в разі високої частоти і пришвидшується за більших ΔK і нижчої частоти навантаження.

Попередньо деформований матеріал виявився набагато чутливішим до наводнювання (див. рис. 4.3б). Звертає на себе увагу сильна частотна залежність кінетики руйнування під підвищеним навантаженням: нижчій частоті відповідає

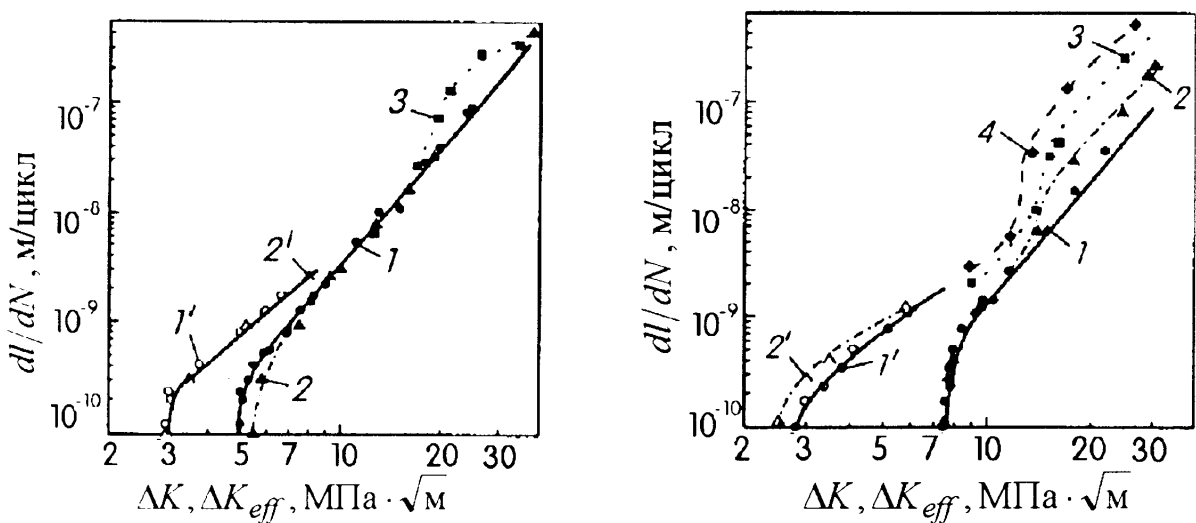


Рис. 4.3. Залежності $dl/dN - \Delta K$ (1 – 4) та $dl/dN - \Delta K_{eff}$ (1', 2') для ненаводнюваної (1, 1') та наводнюваної (2, 2', 3, 4) сталі у вихідному стані (а) та після ППД (б): 1, 1', 2, 2' – частота навантаження 10 Гц; 3 – 1 Гц; 4 – 0,3 Гц.

більша швидкість росту тріщини. Зареєстрований різкий стрибок швидкості в середньоамплітудній ділянці діаграм відбиває, очевидно, схильність матеріалу до водневого розтріскування під циклічним навантаженням [49]. Розмах ΔK , який відповідає стрімкому пришвидшенню, залежить від частоти навантаження і мінімальний ($\sim 13 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{1/2}$) за найменшої частоти 0,3 Гц (крива 4). За припорогових ΔK наводнювання не впливає негативно, якщо частота циклічного навантаження висока.

Оцінивши закриття втомних тріщин, яке властиве насамперед низьким значенням ΔK , установили його істотний вплив на кінетику руйнування досліджуваної сталі у вихідному стані (рис. 4.3а, криві 1, 1'). Так, ефективний пороговий розмах $\Delta K_{th\text{ eff}} \sim 3 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{1/2}$ проти номінального $\Delta K_{th} \sim 5 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{1/2}$. ППД практично не відбивається на швидкості втомного росту тріщини за даного ефективного розмаху ΔK_{eff} . Звідси висновуємо, що відповідальне за позитивний вплив ППД на циклічну тріщиностійкість сталі саме закриття тріщини.

Наводнювання матеріалу у вихідному стані по суті не міняє швидкості припорогового втомного росту тріщин за високочастотного навантаження (рис. 4.3а, крива 1'), якщо результати зобразити залежно від ефективного розмаху ΔK_{eff} . Тобто наявність водню не позначається на здатності матеріалу попереду вершини тріщини протидіяти деформуванню та руйнуванню. А спостережений раніше деякий позитивний вплив наводнювання на швидкість росту тріщин, коли $\Delta K > \Delta K_{th}$ (рис. 4.3а, криві 1, 2), зумовлений зростанням закриття втомної тріщини. Треба мати на увазі, що наводнювання матеріалу може по різному впливати на закриття тріщини залежно від того, в якому наводнювальному середовищі відбувається ріст тріщини. Так, у газоподібному водень переважно зменшує закриття через відсутність оксидів [144]. З іншого боку, в корозійному середовищі можливе й посилення закриття тріщини внаслідок збільшення шорсткості її берегів [143].

Наводнювання попередньо деформованого матеріалу несуттєво зсунуло припорогову ділянку діаграми $dl/dN - \Delta K_{eff}$ в бік вищих швидкостей росту тріщини (рис. 4.3б, криві 1', 2'), тобто дещо полегшує руйнування. В результаті зазначена раніше відсутність такого впливу на ріст тріщин біля порогу ΔK_{th} спричинена деяким зростанням ефекту закриття тріщини. Таким чином, пластично деформований матеріал схильний до водневого окрихчення навіть в умовах високо-частотного навантаження в припороговій ділянці діаграми, що нівелюється інтенсифікацією закриття тріщини, тобто ослабленням деформування матеріалу біля її вершини. За підвищених ΔK , коли з закриттям можна не рахуватися, водневе окрихчення виражене яскравіше. Крім того, тут чітко виявляється схильність наводненого матеріалу до водневого розтріскування.

Отже, ППД досліджуваної сталі бурильних колон незначно знижує її короточасну тріщиностійкість за відсутності наводнювання і підвищує опір утомному росту тріщин за низької асиметрії циклічного навантаження. Через те не слід очікувати суттєвого негативного впливу можливих поодиноких перевантажень на тримкість та довговічність виробу на стадії росту тріщин. Інакше, якщо брати до уваги можливе наводнювання матеріалу в робочому середовищі, здатне істотно підвищити швидкість росту втомної тріщини. Проте найбільшого зменшення конструктивної міцності наводненого матеріалу можна сподіватися в місцях концентрації напружень, раніше пластично деформованих. Тут значний градієнт напружень пришвидшує дифузію водню в зону передруйнування, де досягається така його концентрація, котра набагато перевищує середній вміст [149]. ППД робить матеріал сильно чутливим до водневого розтріскування, що особливо небезпечно в умовах довготривалого статичного навантаження. З урахуванням цього чинника тримкість бурильної колони, якщо допустити в ній тріщиноподібні дефекти, може зменшитись у декілька разів, а довговічність на стадії стабільного підростання втомної тріщини – на порядок.

4.3. Оцінка зносостійкості елементів бурильних колон за КДВР

Ефективність буріння свердловин суттєво залежить від експлуатаційної надійності різьбових з'єднань колони. В попередніх розділах показано, що більшість аварій при бурінні свердловин пов'язані з корозійно-втомними руйнуваннями різьбових з'єднань елементів бурильної колони. Тому останнім часом даній проблемі приділяється значна увага спеціалістами в області міцності нафтогазопромислового обладнання. Внаслідок цього накопичена велика кількість експериментальних даних з втомних властивостей матеріалів елементів бурильних колон. Однак поряд з цим велику актуальність має проблема забезпечення зносостійкості замкових різьб внаслідок частих операцій згвинчування-розгвинчування. Виникає необхідність в оцінці зносостійкості цих матеріалів. Провести такі дослідження методично досить складно. Враховуючи, що між зносостійкістю та втомною міцністю існує кореляційний зв'язок [137], виникає задача підібрати методику порівняння зносостійкості матеріалів бурильних труб за даними випробувань на втомну міцність.

Розвиток нормальних тріщин при циклічному навантаженні описується за допомогою КДВР. В роботах [63, 64] при побудові моделі зношування як процесу розвитку тріщин запропонований обґрунтований перехід від кінетичних рівнянь втомного руйнування до рівнянь інтенсивності розвитку тріщин. Зокрема, для визначення середньої швидкості зношування запропонована формула (1.3):

$$\frac{du_w}{ds} = k_{w2} \cdot \frac{(B_2\sigma)^n - (K_{th})^n}{K_{fc}^n - K_{th}^n}$$

Для порівняльної оцінки зносостійкості використали сталь 40ХН, з якої на Дрогобицькому долотному заводі виготовляють ніпелі [150, 151]. Після гартування сталь підлягала відпуску при 760К, що відповідало технологічному процесу виготовлення ніпелів на заводі, а також при 660К, запропонований нами як більш оптимальний [137].

Після механічних випробувань і визначення параметрів кінетичної діаграми втомного руйнування K_{th} , K_{fc} , C_1 , n (останні два за рівнянням Періса) наведено знайдені результати в таблицю 4.1.

Таблиця 4.1

Параметри кінетичної діаграми втомного руйнування

Сталь	Температура відпуску, К	K_{th} , МПа·м ^{1/2}	K_{fc} , МПа·м ^{1/2}	C_1	n
40ХН	760	4,9	94	3,11	3,4
40ХН	660	3,2	87	3,16	3,0

Раніше рахували, що параметр K_{fc} відповідає критичному коефіцієнту інтенсивності напружень при статичному навантаженні K_{lc} . Проте рядом досліджень, в тому числі й нашими [136], було встановлено, що ці параметри можуть суттєво відрізнитися між собою. Це пояснюється різними швидкостями навантаження, схильністю матеріалу в вершині тріщини до циклічного зміцнення чи роззміцнення, впливу масштабного фактору (для параметру K_c) і розвитку втомного пошкодження. Тому підміняти параметр K_{fc} в формулі (1.3) значенням K_{lc} не правомірно. Величина K_{fc} повинна бути знайдена тільки з КДВР.

Прийmemo величини контактних тисків рівними 5, 6 і 8 МПа, а за рекомендацією роботи [63] наступні значення загальні для всіх матеріалів:

$$B_2 = 1,863 \sqrt{m}; n_0 = 0,1 \text{ цикл/мкм}$$

Підставивши одержані дані в формулу (1.3), одержимо розрахункові значення інтенсивності зношування досліджуваних сталей, які занесемо в таблицю 4.2.

Як видно з представлених результатів інтенсивність зношування сталі 40ХН, відпущеної при 660К, при всіх значеннях контактних тисків суттєво нижча, ніж відпущеної при 760К. Це ще раз вказує на перевагу запропонованої нами термічної обробки перед заводським технологічним процесом [137].

Таблиця 4.2

Порівняльна оцінка інтенсивності зношування сталі 40ХН

Матеріал	Температура відпуску, К	$du_w/ds \cdot 10^{-10}$		
		$\sigma = 5$ МПа	$\sigma = 6$ МПа	$\sigma = 8$ МПа
Сталь 40ХН	760	4,94	9,77	27,1
Сталь 40ХН	660	2,26	3,98	9,59

З метою перевірки достовірності отриманих результатів провели випробування на зносостійкість сталі 40ХН за схемою торець кільця ($D=15$ мм, $d=10$ мм) по площині. Контактний тиск становив $\sigma = 5$ МПа, а швидкість ковзання 280 об/хв. Вагове зношування зразка визначалось зважуванням на аналітичній вазі з точністю до 10^{-4} г.

Перевід вагового зносу u_w [г] в лінійний u_w [см] проводився за залежністю

$$u_w[\text{см}] = u_w[\text{г}] \frac{1}{F \cdot \rho}, \quad (4.1)$$

де F [см²] - площа торця кільця;

ρ [г/см³] - питома вага кільця.

Інтенсивність зношування визначається за відношенням лінійного зносу до шляху тертя, на якому пройшов цей приріст

$$\frac{du_w}{ds} = \frac{\Delta u_w}{\Delta s}, \quad (4.2)$$

За інтервал випробувань прийняли 1 год. Тоді $\Delta S = 66 \cdot 10^7$ мкм.

Величинам інтенсивності зношування 4,94 і 2,26 відповідали експериментально отримані результати 8,1 і 3,4. Хоча експериментальні значення мають вищі показники, порівняно з розрахунковими, їх порівняння вказує на хороше якісне співпадіння результатів.

Отже, результати порівняльної оцінки зносостійкості сталі 40ХН, відпущеної при різних температурах, свідчать, що модель, запропонована в

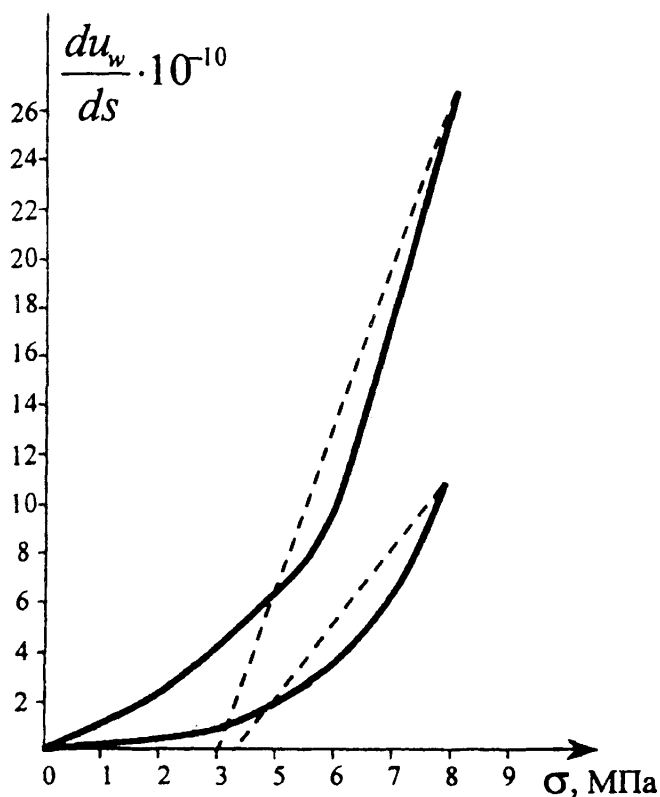


Рис. 4.4 Залежність інтенсивності зношування від величини контактного тиску

якій зношування практично відсутнє. Цей параметр ніби представляє границю зносостійкості σ_{-lw} . З рисунка 4.4. видно, що з ростом величини контактного тиску різниця в зносостійкості досліджуваних сталей зростає.

4.4. Оцінка працездатності титанових бурильних труб за КДВР

Враховуючи ряд переваг (мала питома вага, висока міцність та корозійна стійкість і т.п.) титанові сплави мають все більш широке поширення в різних галузях техніки. В першому розділі даної роботи відзначалося, що були спроби використати титанові сплави для виготовлення бурильних труб. Проте вони закінчилися невдачею через їх низьку корозійно-втомну міцність. В той же час такі сплави мають широке розповсюдження в обладнанні хімічної промисловості, де проявили себе тільки з позитивної сторони. Тому була поставлена задача

роботах [63, 64], правильно відображає залежність зносу сталі від температури відпуску і дає можливість порівняти зносостійкість матеріалів, якщо відомі параметри КДВР.

Залежність інтенсивності зношування від величини контактного тиску можна з високою точністю представити степеневою функцією, що проходить через нуль тиску (див. рис. 4.4).

Наближено ця залежність може бути описана лінійною функцією з нулем інтенсивності на осі тисків в точці $\sigma = \sigma_{-lw}$, в

оцінити корозійно-втомну міцність титанових сплавів з позиції лінійної механіки руйнування, оскільки таких даних ще мало і вони часто досить суперечливі.

Вивчалась кінетика поширення втомних тріщин в α -титановому сплаві ВТ1-0 [152].

Дослідження втомних характеристик сплаву ВТ1-0 проводили на циліндричних зразках, вирізаних з листа вздовж і впоперек напрямку прокатки (рис. 4.5а), а також виготовлених з кованого прутка. Хоча при використанні таких зразків виникають певні труднощі в контролюванні росту тріщини в глибину металу, а також відсутня можливість докладної реєстрації її кінетики, вибір циліндричних зразків був обумовлений їх відповідністю конфігурації бурильних труб. Кінетику поширення втомних тріщин досліджували з використанням розробленої раніше для сталі методики маркування [128], яку уточнювали для випадку випробовувань титанових сплавів.

Число циклів навантаження N , необхідне для руйнування зразків, виготовлених з титанового сплаву ВТ1-0 залежить від напрямку вирізки зразків і від робочого середовища (див. таблицю 4.3)

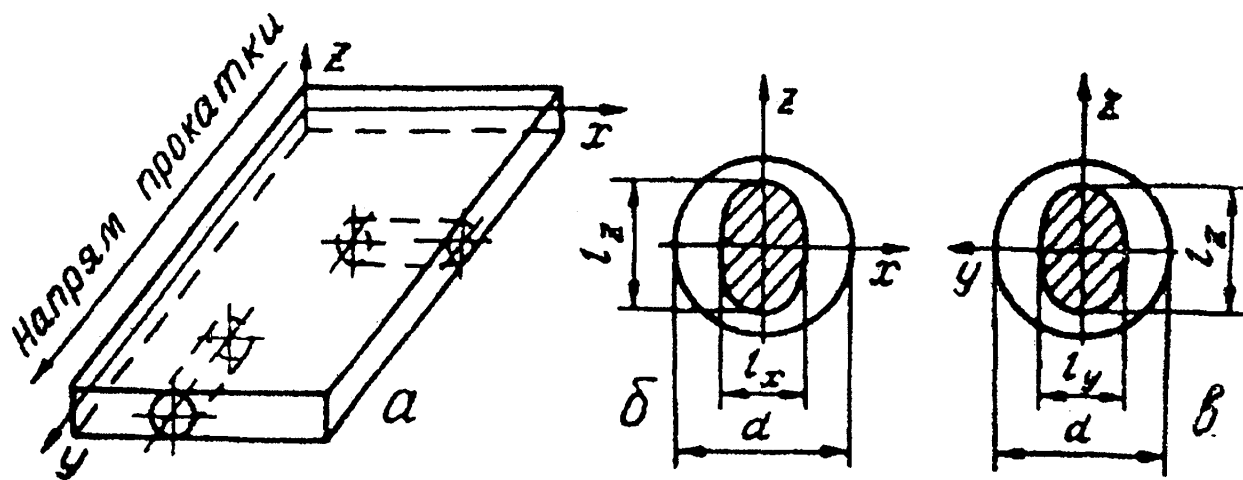


Рис 4.5. Схема вирізки зразків з листового матеріалу (а) та види зламів зразків, вирізаних вздовж (б) і поперек (в) листа

Таблиця 4.3

Число циклів до руйнування зразків з сплаву ВТ1-0 при $\sigma_a = 680$ МПа

Середовище	Вирізка поперек листа	Вирізка вздовж листа	Зразки з кованого прутка
	Число циклів до руйнування		
Повітря	9900	2180	4240
Вода	7800	1720	3740

Встановлено, що довговічність зразків з тріщинами вздовж волокна майже в 5 раз вища, ніж в зразках з тріщинами поперек волокна. Таким чином, тут зафіксовано явище так званої "зворотньої" анізотропії, на відміну від прямої, характерної для сталей [126].

Довговічність зразків, виготовлених з кованого прутка, також виявилась вища (приблизно в 2 раза), ніж у зразків, вирізаних в повздовжньому напрямку листа. Присутність водного середовища в вершині концентратора приводить до деякого зниження довговічності N .

Заслугує уваги вивчення впливу робочого середовища і анізотропії металу на кінетику поширення тріщини. Таке дослідження проведено для трьох головних осей листа (рис. 4.5а): X - в напрямку, паралельному ширині листа, Y - в напрямку, паралельному довжині листа, Z - в напрямку, перпендикулярному площині листа. Необхідно відмітити, що контури поширення тріщин і зони долому зразків, вирізаних з листа, мали еліпсоподібний характер (рис. 4.5б, в).

В той же час при випробовуванні зразків, виготовлених з кованого прутка, діставали чіткі кільця і зони долому у вигляді круга. Враховуючи вищевказане, глибину втомних тріщин у зразків, вирізаних вздовж листа, визначали в напрямках X і Z (рис. 4.5б), а у зразків, вирізаних впоперек листа, - в напрямках Y і Z (рис. 4.5в). Як видно з малюнка, критичні глибини втомних тріщин в першому

випадку рівні відповідно $l_x = d - e_x$ та $l_z = d - e_z$, а в другому $l_y = d - e_y$ і $l_z = d - e_z$.

Результати дослідження показані на рис. 4.6. Їх аналіз свідчить про те, що зразки, вирізані впоперек напрямку листа, мають максимальний опір поширенню тріщини. Тріщиностійкість зразків, вирізаних вздовж листа, сама низька. У всіх випадках при випробуваннях у воді ріст тріщин полегшується, що свідчить про зменшення ефективної енергії утворення нових поверхонь розділу при втомі. Приймаючи до уваги високу корозійну стійкість технічного титану, такий результат можна пояснити з позиції водневої концепції впливу води.

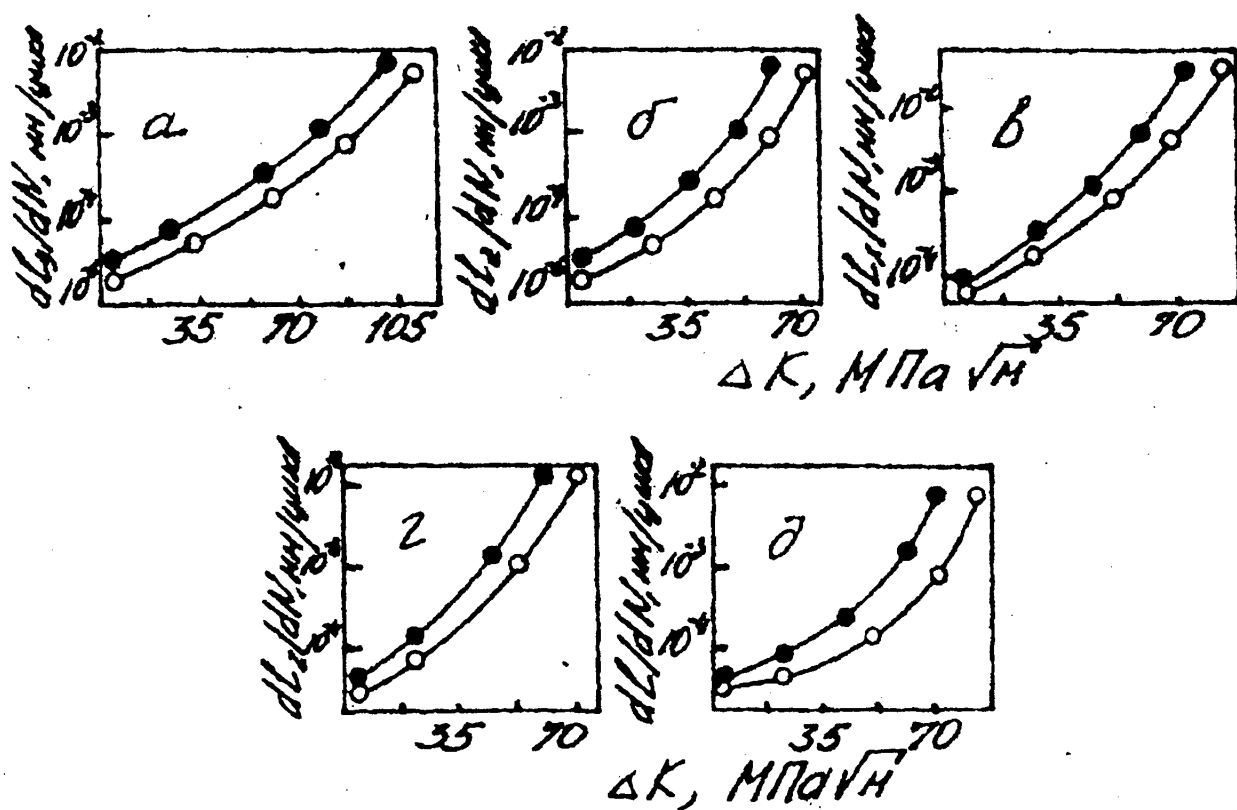


Рис. 4.6. Кінетичні діаграми втоми зразків (сплав ВТ1-0), вирізаних в поперечному (а, б) і поздовжньому (в, г) напрямках листа, а також виготовлених з кованого прутка (д):

○ - випробування на повітрі, ● - випробування у воді.

4.5. Висновки

1. Встановлено, що ППД термічно зміцненої сталі 40ХН в незначній мірі знижує її статичну тріщиностійкість.
2. Найвідчутніший вплив ППД полягає в суттєвому підвищенні опору втомному росту тріщини за низьких припорогових рівнів циклічного навантаження. Цей вплив зумовлений виключно зміною закриття втомної тріщини.
3. Сумарний вплив ППД і наводнювання практично в чотири рази зменшують короточасну тріщиностійкість сталі бурильної колони. Перехід від руйнування в умовах плоского напруженого стану до руйнування за плоскої деформації свідчить про сильну окрихчувальну дію ППД і водню.
4. Можливе наводнювання матеріалу в робочому середовищі здатне істотно підвищити швидкість росту втомної тріщини. Найбільшого зменшення конструктивної міцності наводненого матеріалу можна сподіватися в місцях концентрації напружень, раніше пластично деформованих. Тут значний градієнт напружень пришвидшує дифузію водню в зону передруйнування, де досягається така його концентрація, котра набагато перевищує середній вміст. ППД робить матеріал сильно чутливим до водневого розтріскування, що особливо небезпечно в умовах довготривалого навантаження. З урахуванням цього чинника довговічність бурильної колони на стадії стабільного підростання втомної тріщини може зменшитись на порядок.
5. Показано, що розроблена д.т.н. Гладким Я.М. методика оцінки зносостійкості інструментальних матеріалів за результатами випробування на циклічну тріщиностійкість дозволяє також якісно порівняти опір зношування сталей елементів бурильних колон і може бути рекомендована для оцінки їх зносостійкості.
6. Встановлено, що довговічність титанових зразків з тріщинами вздовж волокна майже в п'ять раз вища, ніж в зразках з тріщинами поперек волокна. Таким чином, тут зафіксовано явище так званої “зворотньої” анізотропії, на відміну

від прямої, характерної для сталей. Цим, мабуть, слід пояснювати низьку корозійно-втомну міцність таких бурильних труб. При випробуваннях у воді ріст тріщин полегшується. Приймаючи до уваги високу корозійну стійкість технічного титану, такий результат можна пояснити з позиції водневої концепції впливу води.

РОЗДІЛ 5

Оцінка працездатності бурильних труб за параметрами в'язкості руйнування

5.1. Оцінка циклічної тріщиностійкості елементів бурильних колон з позиції δ_k -моделі

В рамках механіки руйнування в останні роки значний розвиток отримали теорії втоми матеріалів і визначення довговічності деталей машин. Це дало поштовх для більш глибокого розуміння явищ руйнування і створення нових методів визначення міцності конструкційних матеріалів, розширило напрямки практичного використання результатів механіки руйнування, в тому числі для оцінки довговічності бурильних труб [135]. Однак така оцінка здійснюється виключно на основі критичних коефіцієнтів інтенсивності напружень [53]. В той же час вибір того чи іншого підходу до визначення граничного стану повинен здійснюватися в залежності від багатьох факторів, в першу чергу від пластичних властивостей матеріалу. Для металів, які мають підвищену пластичність, більш ефективний деформаційний підхід [153]. До таких металів належить сталь групи міцності Д, яка має широке застосування для виробництва бурильних труб. Слід відзначити, що труби використовуються в нормалізованому або покращеному станах, які забезпечують високі пластичні властивості конструкції. Враховуючи вищеприведене, в даному дослідженні була поставлена задача провести оцінку довговічності бурильних труб з позиції δ_k -моделі [154].

5.1.1. Постановка та математична модель задачі

Розглянемо циліндричну трубу з внутрішнім d та зовнішнім D діаметрами, яка містить в поперечному перерізі напівеліптичну тріщину з півосями a та b

(рис. 5.1). Труба піддається циклічному осьовому навантаженню, яке викликає в перерізі труби напруження, що змінюється від 0 до максимального значення σ . В рамках концепції механіки квазікрихкого руйнування досліджуємо кінетику розвитку тріщини та довговічність труби. При цьому спираємося на методику, описану в роботах [49, 153, 155].

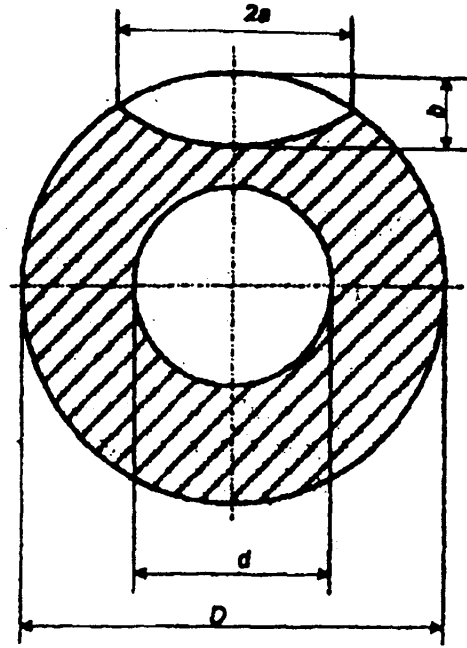


Рис. 5.1. Схематичне зображення тріщини в поперечному перерізі труби

Розповсюдження тріщини в трубці під дією циклічного навантаження проходить наступним чином. Оскільки напружено-деформований стан симетричний відносно площини тріщини, то вона буде розвиватися в одній площині (аж до критичного розміру). Для спрощення аналізу вважаємо, що тріщина в процесі підростання залишається напівеліптичною. Диференціальні рівняння для описання кінетики розвитку втомної тріщини мають вигляд [153]:

$$\begin{aligned} da/dN &= 1/\Phi(\alpha = 0), \\ db/dN &= 1/\Phi(\alpha = \pi/2), \end{aligned} \quad (5.1)$$

і повинні розв'язуватися при початкових умовах:

$$a(0) = a_0, b(0) = b_0. \quad (5.2)$$

Тут $a(N)$, $b(N)$ і a_0 , b_0 - поточні та початкові розміри тріщини;

$\Phi(\lambda(\alpha)) = A((\lambda_0/(\lambda_0 - \lambda(\alpha)))^m - 1)$ - характеристична функція втомного руйнування;

$\lambda_0 = 1 - \sqrt{\delta_{th}/\delta_{fc}}$, $\lambda(\alpha) = 1 - \sqrt{\delta(\alpha)/\delta_{fc}}$, $\delta(\alpha)$ - розкриття тріщини в умовах локальної плоскої пружно-пластичної деформації;

δ_{fc} - критичне, а δ_{th} - порогове розкриття тріщини, які є сталими матеріалу;

A, m - експериментально знайдені параметри діаграми втомного руйнування.

Довговічність N^* визначається за розв'язком задачі (5.1), (5.2) з умови, що

$$\delta_{\max}(a(N^*), b(N^*)) = \delta_{fc} \quad (\alpha = 0 \text{ або } \alpha = \pi/2) \quad (5.3)$$

Для знаходження розкриття тріщини $\delta(\alpha)$ використовували розрахункову схему, детально описану в [49], яка спирається на інтерполяційний підхід [156], метод еквівалентних станів [155] та аналітичні результати [157, 158]. Підсумковий вираз для розкриття тріщини має вигляд:

$$\delta(\alpha) = \delta_2(\alpha) f(\psi) (1 - \nu^2) \frac{\sigma_T^2 - \sigma^2}{\sigma_T(\sigma_T/2 - \tau(\psi))}, \quad (5.4)$$

де $\tau(\psi) = 0,5\sigma \sin 2\psi$, $\psi = \pi(71 - 26\sigma/\sigma_T)/180$,

$f(\psi) = 0,0583 \sin \psi (1 - \cos(3\psi - \pi/6)) (1,004 \sin \psi + 0,2126 \sin 2\psi + 0,1564 \sin 3\psi)$;

$$\delta_2(a) = \frac{\sigma_T}{E} \left(\frac{K_1(\alpha)}{1,12\sqrt{\pi}} \right)^2 \left(1,14 \frac{\sigma}{\sigma_T} - 4,28 \ln \left(1 - \frac{\sigma}{\sigma_T} \right) - 0,24 \right),$$

$$K_1(\alpha) = \sigma \sqrt{\frac{\pi b}{Q}} F\left(\frac{b}{a}, \frac{b}{t}, \alpha\right) \Phi_1\left(\frac{\alpha^2}{D^2 - d^2}\right) - \text{коefficient інтенсивності}$$

напружень;

$$F\left(\frac{b}{a}, \frac{b}{t}, \alpha\right) = \left(M_1 + M_2 \left(\frac{b}{t}\right)^2 + M_3 \left(\frac{b}{t}\right)^4 \right) gk,$$

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

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

$$g = 1 + \left[0,1 + 0,35(b/t)^2 \right] (1 - \sin \alpha)^2,$$

$$h = \left[(b/a)^2 \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha \right]^{1/4}, Q = 1 + 1,464(b/a)^{1,65},$$

$$\Phi_1 = 1 + \frac{\pi}{8} \frac{a^2}{D^2 - d^2} \sqrt{3(1 - \nu^2)}, \quad (5.5)$$

$t = (D - d)/2$ - товщина стінки труби;

E, ν, σ_T - модуль Юнга, коефіцієнт Пуассона та межа текучості її матеріалу.

Отже, якщо відомі характеристики ідеально пружно-пластичного матеріалу $E, \nu, \sigma_T, \delta_{fc}, \delta_{th}$ (або λ_0), A, m та розкриття $\delta(\alpha)$ (див. (5.4)), то сформульована задача про кінетику росту напівеліптичної тріщини та про довговічність труби зводиться до розв'язку задачі Коші (5.2), (5.3).

У деяких випадках може статися так, що при певному числі циклів $N = N_{*1}$ тріщина проростає на всю товщину стінки труби $b(N_{*1}) = t$, а максимальне розкриття на фронті тріщини не перевищує δ_{fc} , тобто умова (5.3) ще не досягається:

$$\delta_{\max}(a(N_{*1}), b(N_{*1})) < \delta_{fc} \quad (\alpha = 0 \text{ або } \alpha = \pi/2)$$

Тоді слід розв'язати ще задачу про додатковий ресурс довговічності циліндричної труби з наскрізною тріщиною зі стартовою півдовжиною $a(N_{*1}) = a_1$, досягнутою при $b = t$. Ця задача формулюється наступним чином:

$$da/dN = 1/\tilde{\Phi}, \quad N > N_{*1},; \quad (5.6)$$

$$a(N_{*1}) = a_1. \quad (5.7)$$

Для підрахунку $\tilde{\Phi}(\lambda)$ тут замість формули (5.4) слід використати вираз для розкриття наскрізної тріщини у розтягнутій циліндричній оболонці, справедливий у наближенні механіки квазікрихкого руйнування при плоскому напруженому стані:

$$\delta = \frac{\sigma_T}{E} \left(\frac{K_1^2}{\sigma\sqrt{\pi}} \right); \quad K_1 = \sigma\sqrt{\pi}\Phi_1,$$

де Φ_1 враховує поправку на кривину труби і підраховується за формулою (5.5).

Для оцінки підсумкової довговічності труби замість умови (5.3) використовуємо

$$\delta(a(N_1)) = \delta_{fc}. \quad (5.8)$$

5.1.2. Методика чисельного аналізу

Задачі (5.1), (5.2) та (5.6), (5.7) розв'язувались покроковою процедурою на основі модифікованого методу Ейлера. Їхні дискретні аналоги мають вигляд:

$$a(0) = a_0, b(0) = b_0 \quad (5.9)$$

$$a(N + h_N) = a(N) + h_N / \Phi(a(N), b(N)), \quad b(N + h_N) = b(N) + h_N / \Phi(a(N), b(N));$$

та

$$a(N_{*1}) = a_1, \quad a(N + h_N) = a(N) + h_N / \tilde{\Phi}(a(N)). \quad (5.10)$$

Тут h_N – цілочисельний крок розбиття, який при реальних підрахунках перебуває в діапазоні $10 \div 100$.

Для реалізації ітераційних процедур (5.9), (5.10) складена FORTRAN-програма, текст якої подається у додатку.

5.1.3. Аналіз результатів

Перейдемо до розгляду результатів розрахунків, виконаних для труб,

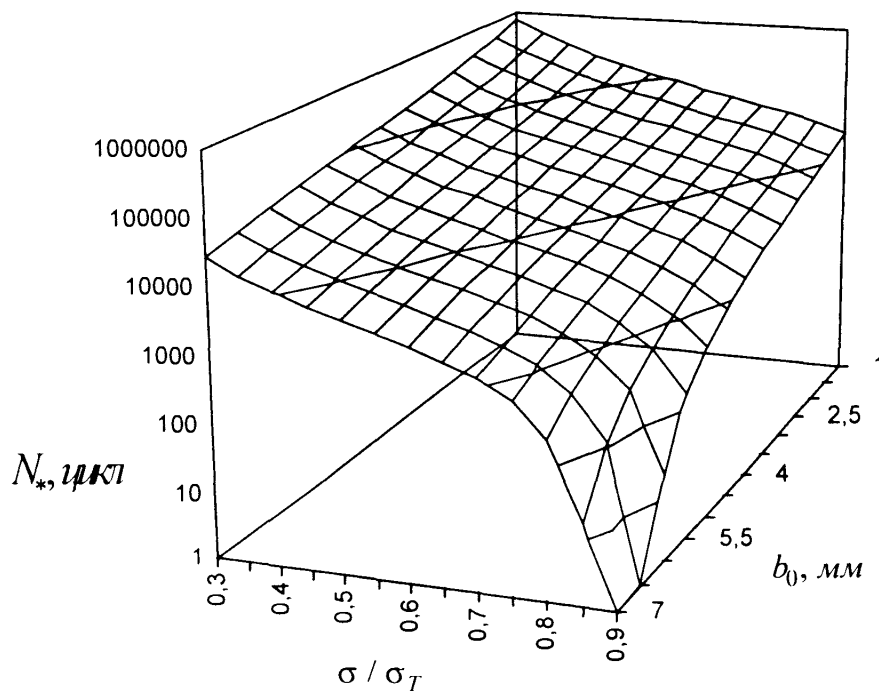


Рис.5.2. Діаграма довговічності труби з поперечною тріщиною:
 $D = 168,3 \text{ мм}$, $d = 150,3 \text{ мм}$.

виготовлених з сталі групи міцності Д, з такими характеристиками матеріалу:
 $E = 2,12 \times 10^5$ МПа, $\nu = 0,3$, $\sigma_T = 390$ МПа, $\delta_{fc} = 0,017$ мм, $\lambda_0 = 0,89$,
 $A = 8,2 \times 10^5$ цикл/м, $m = 2,1$.

Система диференціальних рівнянь (5.1) розв'язувалась в широкому діапазоні зміни початкових умов (5.2), параметра навантаження σ/σ_T та геометричних розмірів поперечного перерізу труби.

Крім того, щоб уникнути багатопараметричності задачі початкові розміри тріщини контролюємо одним параметром – її глибиною b_0 , яку приймемо згідно

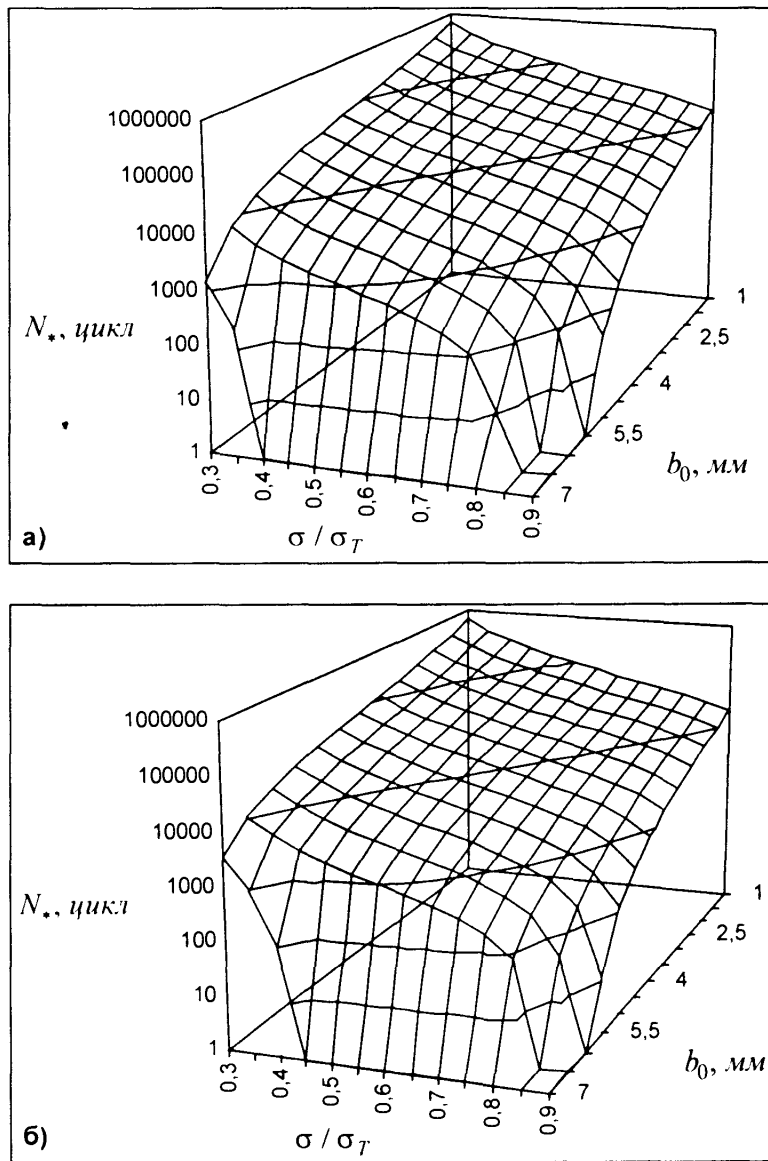


Рис. 5.3. Діаграми довговічності труби з поперечною тріщиною:

а – $D = 60,3$ мм, $d = 46,3$ мм; *б* – $D = 127$ мм, $d = 113$ мм.

експериментальних даних [57] вчетверо меншою від довжини дефекта ($b_0 = a_0 / 2$).

На рис. 5.2 зображена діаграма довговічності для бурильної труби із зовнішнім та внутрішнім діаметрами відповідно $D = 168,3$ мм, $d = 150,3$ мм (товщина стінки $t = (D-d)/2 = 9$ мм). За цією діаграмою при заданих амплітуді пульсуючого навантаження та початкових розмірах дефекта легко спрогнозувати ресурс труби.

На рис. 5.3 подані діаграми довговічності бурильних труб різного діаметра з однаковою товщиною стінки ($t = 7$ мм), які характеризують залежність числа циклів до руйнування від початкової глибини дефектів та рівня циклічного навантаження.

Як видно з цих рисунків, збільшення діаметра труб при сталій товщині стінки призводить до підвищення їх довговічності. На наш погляд це пов'язано із зменшенням кривини середньої поверхні труби.

Як показали підрахунки, після проростання тріщини на всю товщину стінки труби, число циклів $N_* - N_{1*}$, обчислене із задачі (5.6), (5.7), не перевищує 3% від N_* . Тому вкладом заключної стадії циклічного руйнування (стадії долому) у сумарну довговічність конструкції можна знехтувати для розглянутого нами сортаменту бурильних труб. Іншими словами за критерій довговічності можна прийняти N_* та N_{1*} , які задовольняють відповідно умовам (5.3) та $b(N_{*1}) = t$, і критерій (5.7) не розглядати. Наведені в цьому розділі діаграми побудовані, однак, з урахуванням, де це потрібно, стадії долому.

Одержані результати якісно добре узгоджуються з основними уявленнями механіки втомного руйнування за квазікрихким механізмом.

5.2. Оцінка статичної тріщиностійкості елементів бурильних колон з позиції δ_K - моделі

На сьогодні працездатність замків бурильних труб визначається на основі класичних методів розрахунку за допустимими приведеними напруженнями [1-5]. Ці методи не здатні забезпечити оцінку працездатності замків при наявності в них тріщин. Тому останнім часом для оцінки конструктивної міцності деталей бурового обладнання все частіше використовують критерії лінійної механіки руйнування. Однак правомірна оцінка тріщиностійкості сталі 16ХНЗМАШ [159] за показниками критичних коефіцієнтів інтенсивності напружень пов'язана із значними труднощами, так як для неї звичайно не виконуються обмеження, що накладаються лінійною механікою руйнування на величину пластичної деформації в вершині тріщини з врахуванням довжини останньої та розмірів досліджуваних зразків. Отримані результати можуть приводити до помилкових висновків. 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 . Ця характеристика була введена в теорію тріщин М.Я.Леоновим і В.В.Панасюком [160] і знайшла широке застосування в практиці оцінки в'язкості руйнування низько- і середньоміцних сталей.

Заслуговує уваги аналіз мікробудови зломів, утворених при визначенні критичного розкриття тріщини. З одної сторони, таке дослідження дає можливість визначити особливості мікробудови зломів, коли поширення тріщини йде при наявності суттєвої пластичної деформації, недопустимої при випробуваннях для підрахунку K_{Ic} . З другої сторони, актуальним є питання про можливу кореляцію величини δ_K з певними мікрогеометричними характеристиками зломів.

Короткочасне поширення тріщини вивчали в загартованій сталі 40ХН [161]. Різний ресурс пластичності досягався зміною температури відпуску в широких границях - від 470 до 920К (в усіх випадках тривалість відпуску складала 2 години). Аналіз показав, що для сталі 40ХН адекватна оцінка K_{Ic} на балочних зразках вказаного розміру можлива при температурах відпуску нижче 770К.

На рис. 5.4 а показана зміна δ_K і K_{Ic} в залежності від температури відпуску для загартованої сталі 40ХН. Для зразків прийнятого розміру оцінка схильності до крихкого руйнування за величиною δ_K (на відміну від K_{Ic}) може бути проведена на всьому діапазоні температур відпуску. З графіку випливає, що, починаючи з 620К подальше підвищення температури відпуску веде до різкого росту δ_K . Характер зміни δ_K відображається на діаграмах руйнування (рис. 5.5) і в мікробудовах зламів (рис. 5.6). Після низького відпуску (470К) руйнування

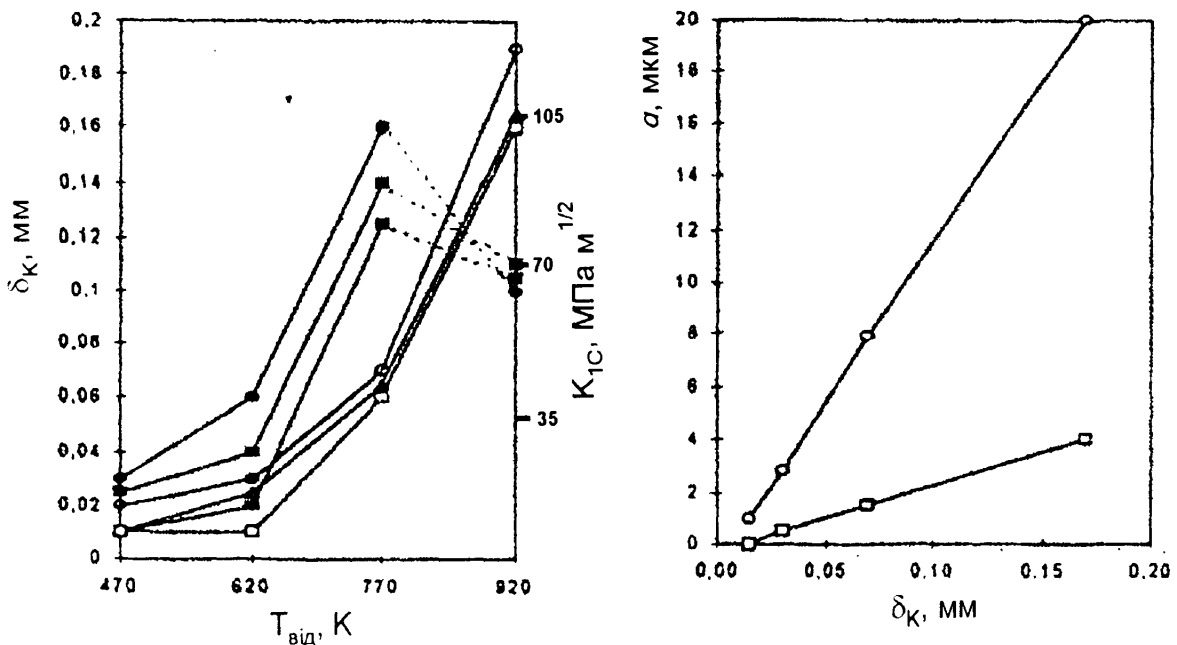


Рис. 5.4. Критичне розкриття тріщини δ_K (○, □, △), в'язкість руйнування K_{Ic} (●, ■, ▲) і ширина зони витяжки \bar{a} загартованої сталі 40ХН:
 ○ ● - випробування на повітрі; △ ▲ - в розчині олеїнової кислоти;
 □ ■ - в присутності дистильованої води.

зразків проходить крихко, без помітних слідів пластичної деформації, про що свідчить вид діаграми руйнування (рис. 5.5 а) та відкольний характер макрозлому (рис. 5.6 а). З підвищенням температури відпуску до 620К вид діаграми руйнування суттєво змінюється. Це торкається перш за все її гілки, що нисходить, оскільки внаслідок зростання пластичності матеріалу початкове спонтанне поширення тріщини припиняється.

Для реалізації подальшого спонтанного поширення необхідне додаткове збільшення довжини тріщини, яке забезпечується шляхом повільного підростання за "в'язким" механізмом. Будова діаграм для зразків, відпущених при 620К, показує, що долом може супроводжуватися однократною (рис. 5.5 б) і багатократною (рис. 5.5 г) зміною механізмів руйнування. Все це означає, що в згаданих випадках через підвищену в'язкість матеріалу в системі зразок - машина не накопичується достатньо енергії, необхідної для подальшого спонтанного

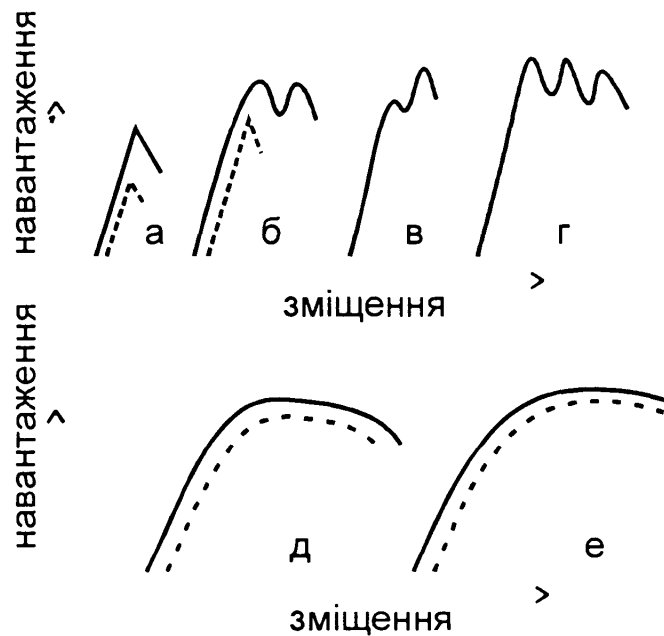


Рис. 5.5. Характерні діаграми руйнування балочних зразків з наведеними тріщинами, записані з метою визначення δ_K (загартована сталь 40ХН):

а – відпуск 470К; б - г – 620К; д – 770К; е – 920К.

Пунктирні лінії — поширення тріщини при наявності в її вершині дистильованої води.

поширення тріщини; отже, враховуючи певне зниження навантаження, необхідне додаткове розкриття попередньо видовженої тріщини з метою доведення його до критичного значення δ_K .

Слід відзначити, що такого роду зупинки тріщини інколи фіксуються також на висхідній вітці діаграми (рис. 5.5 в). Стрибкоподібний характер руйнування та відповідний йому вид діаграм, представлених на рис. 5.5 б-г, знаходять своє відображення в макрозломі: наявні поперечні полоси - свідки



Рис. 5.6. Зломи балочних зразків з попередньо наведеними втомними тріщинами, зруйнованими з метою визначення δ_K :

а – відпуск 470К; б, в, г – 620К; д, е – 770К; ж – 920К.

чергування мікрофактури злому при переході від заповільненого до спонтанного поширення тріщини.

Важливу роль в реалізації стрибкоподібного поширення тріщини і, зокрема, в гальмуванні її росту грають зрізові губки на бокових поверхнях

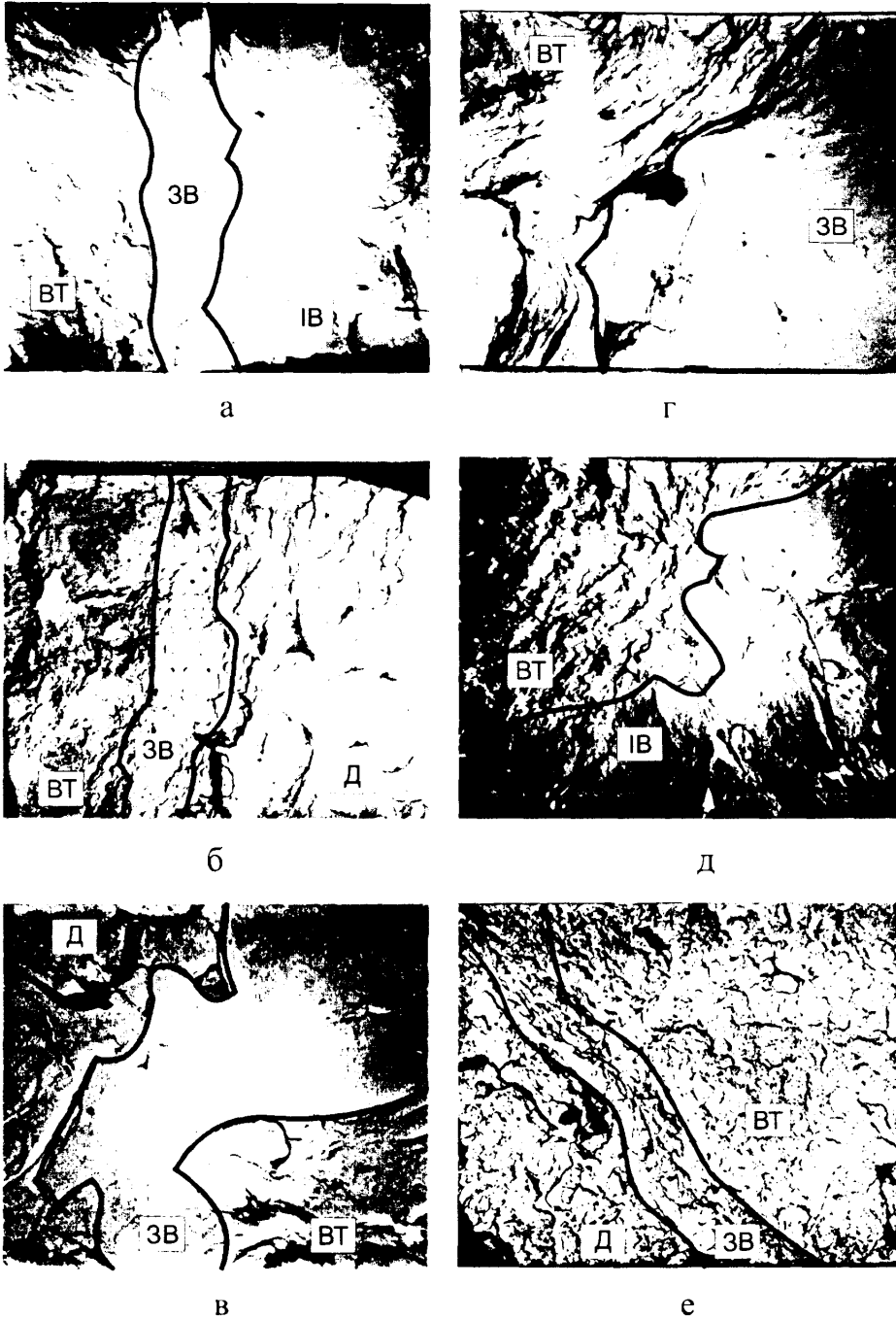


Рис. 5.7. Характерні мікрофрактограми зломів зразків, призначених для оцінки

δ_K : а, б, в, г – випробування на повітрі; д, е – в дистильованій воді;

а, д – відпуск 620К; б, е – відпуск 770К; в, г – відпуск 920К;

а, в, г, д – х3000; б, е – х1500.

зразків; вони помітні вже при відпуску 620К і свідчать про змішаний характер руйнування (в умовах плоского напруженого стану біля поверхні та плоскої деформації в серцевині зразка).

Після відпуску при 770К в'язкість матеріалу стає настільки суттєвою, що при існуючих розмірах зразків рівень K_{Ic} можна визначити тільки з великою похибкою. На це вказує як плавний хід діаграм руйнування (рис. 5.5 д), так і вид зламів із суттєвими зрізовими "косячками" (рис. 5.6 д, е). При підвищенні температури відпуску до 920К діаграма змінюється ще більше (рис. 5.5 е), переважальним стає зрізний характер руйнування (рис. 5.6 ж). Тут при визначенні δ_K доводиться враховувати повільний початковий ріст тріщини.

При електроннофрактографічному аналізі зломів необхідно приймати до уваги відмінності в мікробудові зрізових косячків і центральної плоскої частини злому. Перші повністю покриті мікроутвореннями в'язкого типу (димпли та площини гладкого розшарування). Центральна частина злому часто має більш складну будову. Безпосередньо до втомної ділянки прилягає зона витяжки. У сталей, відпущених при 470К і 620К, вона звичайно змінюється ділянкою відкольного інтеркристалітного руйнування (рис. 5.7 а). У високовідпущених сталей (770К і 920К) зона витяжки завжди переходить в ділянку димплів, які до кінця покривають центральну частину злому (рис. 5.7 б).

Специфічну мікробудову має центральна ділянка зломів сталі, відпущеної при 620К: з віддаленням від лінії втоми відповідно стрибкоподібному ходу діаграми руйнування (рис. 5.5б, г) проходить послідовне чергування відкольних і димплових ділянок.

Спостереження, проведені в області зони витяжки, показали, що з ростом температури відпуску ширина зони витяжки \bar{a} суттєво збільшується (таблиця 5.1), досягаючи максимуму (20 мкм) після відпуску 920К. На рис. 5.7 в, г показані, як приклад, широкі зони витяжки на зразках, яким звичайно відповідали великі значення δ_K . З ростом ширини зони витяжки її поверхня, як правило, стає більш гладкою, проте на ній чітко виступають хвилясті борозди, які є, ймовірно,

наслідком поетапного зсувового поширення тріщини. Слід відзначити, що поява зони витяжки завжди пов'язана з стартом втомної тріщини — незалежно від того, відповідає цей старт спонтанному чи повільному росту тріщини. В місці переходу злому з докритичної на критичну ділянку зона витяжки більше не спостерігається.

Таблиця 5.1

Зв'язок зони витяжки з критичним розкриттям тріщини (сталі 40ХН)*

Температура відпуску, К	\bar{a} , мкм	δ_K , мкм	δ_K^a , мкм	δ_K / δ_K^a
470	0	23	3,9	5,9
620	2,0	27,7	10,7	2,6
770	7,5	81	24,3	3,3
920	20,1	193	36,3	5,3

*Відповідно даним роботи [163] при підрахунку δ_K^a приймали:
 $A = 0,001, B = 0,002$

Маючи дані про розміри стартової зони витяжки сталі 40ХН з різним ресурсом пластичності, можна поспробувати встановити залежність між її шириною та критичним розкриттям тріщини. Такі спроби уже робились окремими дослідниками, проте ніхто з них не проводив прямого вимірювання δ_K , а обмежувались тільки його аналітичною оцінкою для випадку малої пластичності [162]:

$$\delta_K^a = \frac{K_c^2}{\sigma_{0,2} E} \quad (5.11)$$

Результати проведених нами визначень усередненої ширини зони витяжки для сталі 40ХН після відпуску в діапазоні температур 470 - 920К показали, що між \bar{a} і критичним розкриттям тріщини існує лінійна залежність (рис. 5.4 б). 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 [163]:

$$\bar{a} = B \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_{0,2}} \right)^2 - A, \quad (5.12)$$

де A і B - константи матеріалу. Виходячи з рівнянь (5.11), (5.12) та відомого співвідношення [162]

$$G_{Ic} = \frac{K_{Ic} (1 - \mu^2)}{E},$$

вираз для аналітичної оцінки δ_K^a можна записати в такому

вигляді:

$$\delta_K^a = \frac{\sigma_{0,2} (1 - \mu^2)}{BE} (\bar{a} + A), \quad (5.13)$$

де E і μ константи пружності.

Таким чином, якщо границя текучості змінюється неістотно, залежність між δ_K і \bar{a} набуває лінійний характер. Проте лінійне співвідношення між \bar{a} і δ_K ми спостерігали на всьому досліджуваному діапазоні температур відпуску, тобто також при поширенні тріщини з суттєвою пластичною деформацією та в широкому діапазоні змін границі текучості (від 1040 до 1700 МПа).

В усіх випадках (таблиця 5.1) одержані експериментально значення δ_K більші від \bar{a} . Це означає, що зона витяжки не займає всю ділянку локальної пластичної деформації, а тільки вихідну вузьку стартову смугу, решта площини злому заповнена звичайно димпами або відкольними фасетками (при випробуваннях низьковідпущеної сталі). Не можна не звернути увагу на повну невідповідність значень критичного розкриття тріщини δ_K^a , одержаних за формулами (5.11) - (5.13), і величин δ_K , встановлених нами експериментально з допомогою відомих і широко випробуваних методик. Як видно з таблиці 5.1 δ_K в 3-6 разів більше δ_K^a . Так як ця невідповідність виявляється не тільки в пластичних, але й в порівняно крихких сталях на зразках, для яких визначення K_{Ic} і

K_{Ic} може бути здійснене достатньо точно, то можна припустити, що використовувані методики не дають можливості виміряти абсолютний рівень δ_K^a , а тільки величину, пропорційну цим значенням. Проте від цього існуючі методики

Таблиця 5.2

Вплив робочих середовищ на в'язкість руйнування гартованої сталі 40ХН

Температура відпуску, К	470		620		770		920	
K_{Ic} , МПа·м ^{1/2} , δ_K , мкм	K_{Ic}	δ_K	K_{Ic}	δ_K	K_{Ic}	δ_K	K_{Ic}	δ_K
Випробування на повітрі	25	23	34	27,7	65	81	-	193
В 3% розчині олеїнової кислоти	21	19,5	27	23,5	60	73	-	173
В дистильованій воді	18	17,2	24	22,3	59	71	-	169

вимірювання δ_K не гублять своєї цінності як засіб визначення схильності матеріалів до крихкого руйнування.

Ми вивчали також вплив поверхнево-активних зовнішніх середовищ на критичне розкриття тріщини та мікробудову зломів сталі 40ХН. В якості середовищ вибрали 3%-ний розчин олеїнової кислоти в вазеліновому маслі та дистильовану воду. Дані таблиці 5.2 і рис. 5.4 ілюструють вплив названих середовищ на характеристики опору поширенню тріщин: δ_K і, частково, K_{Ic} .

Найбільш суттєвим є вплив поверхнево-активного середовища на δ_K і K_{Ic} відпущеного мартенситу. В цьому випадку розчин олеїнової кислоти зменшує δ_K на 15%, а дистильована вода - на 27%. З ростом температури відпуску вплив середовища слабне, проте він відчувається навіть після високого відпуску при 920К; тоді критичне розкриття тріщини в згаданих середовищах зменшується відповідно на 10% і 12%.

Такий характер дії адсорбційного середовища чітко проявляється в мікробудові зломів, утворених при короткочасному руйнуванні зразків з наведеними тріщинами, і відображається на діаграмах руйнування (рис. 5.5). В низьковідпущеній сталі 40ХН вузька зона витяжки, яку спостерігали безпосередньо після втомної ділянки злomu, під впливом середовища усувається зовсім, а короткочасне поширення тріщини йде шляхом інтеркристалітного відколу (рис. 5.7 д). При більш високих температурах відпуску рідке середовище вже не усуває перехідної зони витяжки, але її ширина звужується (рис. 5.7 б і 5.7 е).

З рис. 5.4 б видно, що в присутності дистильованої води зберігається лінійна залежність δ_K і \bar{a} . Однак співставлення кривих 1 і 2 свідчить про те, що при однаковій величині δ_K низьковідпущена сталь, випробувана на повітрі, і більш пластична сталь, випробувана в рідкому середовищі, мають різну ширину зони витяжки. Значить, не дивлячись на рівність δ_K , під впливом рідкого середовища зона витяжки звужується. Таким чином, механізм адсорбційного зниження ефективної поверхневої енергії полягає, перш за все, в ослабленні бар'єрної дії зони витяжки, якій належить особлива роль в забезпеченні високого рівня в'язкості руйнування.

Поверхнево-активне середовище суттєво змінює морфологію та розмір поверхневих утворень на ділянках короткочасного руйнування. Під впливом середовища виникають більш гладкі фасетки міжзеренного руйнування, без помітних слідів пластичної деформації, характерних при випробуваннях на повітрі. Рідке середовище зменшує також розмір димплів, які спостерігаються в зломах високовідпущеної сталі безпосередньо за зоною витяжки.

5.3. Вплив експлуатаційних факторів на в'язкість руйнування елементів бурильних колон

Одним з найважливіших показників роботоздатності елементів бурильних колон є опір поширенню тріщини, який можна виразити через критичні

коефіцієнти інтенсивності напружень K_{Ic} або K_c . Такий підхід до експлуатаційної надійності припускає, що в матеріалах конструкцій існують або можуть розвиватися при роботі тріщиновидні дефекти, відповідальні за кінцеве руйнування деталі.

В'язкість руйнування визначають на зразках з готовими тріщинами, створюючи їх шляхом циклічного тренування матеріалу в зоні конструктивного концентратора. До числа важливих методичних проблем відноситься питання про вплив наклепу, виникаючого безпосередньо при нанесенні тріщини, на величину в'язкості руйнування [48, с.30]. З метою отримання вихідних ("ювенільних") значень K_{Ic} і K_c рекомендують обмежувати амплітуду деформації і відповідно збільшувати число циклів навантаження при тренуванні. В приведеній вище роботі, наприклад, рекомендують номінальне напруження на кінцевому етапі нанесення втомної тріщини не більше $0,5\sigma_{0,2}$. Якщо не вдається виміряти навантаження, то число циклів при створенні втомної тріщини повинно бути не менше $5 \cdot 10^4$. Проте таке обмеження не можна поширювати на всі матеріали, їх слід диференціювати за схильністю до циклічного наклепу [104].

Крім цього оцінка експлуатаційної надійності за вихідними значеннями K_{Ic} і K_c 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. Враховуючи високі вимоги до сучасних конструкційних матеріалів, навряд чи можна виходити з наявності в них великих дефектів критичних розмірів. Це означає, що завжди слід рахуватися з можливим підростанням тріщин в експлуатаційних умовах і, як наслідок, зі зміною в'язкості руйнування.

Підростання тріщин в реальних деталях обумовлюється спектром складних експлуатаційних навантажень, в тому числі циклічних і разових короткочасних перевантажень. Такі процеси звичайно розосереджені в часі, що потребує враховувати явище деформаційного старіння.

Дослідження проводилися на термічно зміцнених сталях групи міцності Д і 40ХН, з яких виготовляють бурильні труби і ніпелі [164]. Сталь групи міцності Д проходила відпуск при 875К, а 40ХН при 760 і 670К (перший режим використовується зараз на Дрогобицькому долотному заводі, а другий - запропонований нами, як більш перспективний [137]). Для визначення K_{Ic} (K_c) використовували циліндричні зразки з зовнішньою кільцевою втомною тріщиною (рис. 2.3). Разові короточасні перевантаження при розтягу створювали шляхом навантаження на випробувальній машині зразків з наведеними втомними тріщинами до зусилля, рівного 0,95 від критичного. Дію довготривалого природнього старіння імітували нагрівом до 425К і витримкою протягом 2 годин. Представлені в таблиці 5.3 дані – це осереднені результати, отримані при випробуваннях не менше 5 зразків на кожен режим.

Для сталі 40ХН в таблиці 5.3 приведені вихідні значення параметру K_{Ic} , а також значення K_{Ic} , отримані в залежності від різних експлуатаційних факторів. Що торкається сталі групи міцності Д, то через її високу пластичність отримати показник K_{Ic} не представлялося можливим. Тому в'язкість руйнування в цьому випадку оцінювали через параметр K_c .

Зразки із сталі 40ХН, відпущені при 760К, після циклічного тренування при підвищеній амплітуді $\sigma_a = 680$ МПа показали рівень K_{Ic} , вищий за вихідні значення. Наступне старіння повертало параметр до вихідної величини ($64 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$). На наш погляд, підвищенню в'язкості руйнування сприяв наклеп матеріалу в вершині тріщини. Старіння повертає матеріалу його початкові властивості. Наступне за циклічним тренуванням разове перевантаження розтягом приводить до подальшого підвищення наклепу матеріалу в вершині тріщини і, як наслідок, до ще більшого підвищення величини K_{Ic} . Проведене після цього старіння знову повертає K_{Ic} до вихідних значень.

Таблиця 5.3

Вплив експлуатаційних факторів на в'язкість руйнування
елементів бурильних колон

Матеріал	Вихідні значення $K_{Ic} (K_c)$, МПа·м ^{1/2}	Значення $K_{Ic} (K_c)$, МПа·м ^{1/2}			
		після циклічного тренування при $\sigma_a = 680$ МПа,	після циклічного тренування при $\sigma_a = 680$ МПа і старіння	після разових перевантажень	після разових перевантажень і старіння
Сталь 40ХН ($t_{відп} = 760$ К)	64	68	64	70	64
Сталь 40ХН ($t_{відп} = 670$ К)	55	57	52	57	52
Сталь групи міцності Д ($t_{відп} = 875$ К)	76	78	73	75	70

Дещо інший характер мала зміна тріщиностійкості зразків із сталі 40ХН, відпущеної при 670К. Як і в попередньому випадку циклічне тренування при підвищеній амплітуді приводить до росту величини K_{Ic} порівняно з вихідним значенням. Однак наступне старіння викликає спад K_{Ic} до рівня, нижчого за вихідні значення. Очевидно, що володіючи більш низькою пластичністю матеріал в вершині тріщини окрім циклічного зміцнення зазнає додаткової пошкоджуваності. Старіння повертає матеріалу його початкові механічні властивості, а пошкодження матеріалу зворотньої дії не має. Це приводить до спаду величини K_{Ic} порівняно з її “ювенільним” значенням. Проведені разові перевантаження після циклічного тренування і наступне старіння показали рівні K_{Ic} (57 МПа·м^{1/2} і 52 МПа·м^{1/2} відповідно), які повністю відтворювали ці ж значення, отримані тільки після циклічного тренування і старіння. Очевидно, що в менш пластичної сталі резерв до зміцнення матеріалу від наклепу в вершині тріщини вичерпався при циклічному тренуванні.

Сталь групи міцності Д після циклічного тренування при підвищеній амплітуді $\sigma_a = 680$ МПа також показала значення в'язкості руйнування (K_c), вищі

за вихідні. Наступне старіння привело до 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 групи міцності Д 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 $\sigma_a = 680$ МПа, разові перевантаження та старіння.

На перший погляд на зразках із сталі групи міцності Д ми дістали парадоксальний результат – при найвищій температурі відпуску, яка забезпечує найбільший запас пластичності, а значить й ресурс деформаційного зміцнення, ми одержали найсуттєвіший вплив пошкоджуваності матеріалу. Однак слід відмітити, що сталь 40ХН легована нікелем, який має позитивний вплив на її механічні властивості: підвищується як міцність, так і пластичність. Тому нікель грає позитивну роль при деформаційному зміцненні сталей.

Слід відзначити, що досягнута в нашому експерименті степінь 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 вияснено 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 елементів бурильних колон необхідно враховувати не тільки вихідний рівень в’язкості руйнування, але й здатність матеріалів до експлуатаційного окрихчення, пов’язаного з підростанням тріщини.

5.4. В'язкість руйнування високоміцних титанових сплавів

В підрозділі 4.4 обґрунтована потреба повернення до вивчення механічних властивостей титанових сплавів з точки зору використання їх як конструкційного матеріалу бурильних труб. Була вивчена циклічна тріщиностійкість сплаву VT1-0. Цей сплав має дуже високі пластичні властивості, тому досліджувати його короткочасну тріщиностійкість немає змісту.

Вивчали вплив деяких експлуатаційних факторів на в'язкість руйнування K_{Ic} високоміцного титанового сплаву VT8. Так як сплав VT8 має в загартованому стані високу міцність ($\sigma_b = 1200$ МПа, $\sigma_{0,2} = 1150$ МПа) і понижену пластичність ($\psi = 5\%$) і його використовують в широкому діапазоні робочих температур, то

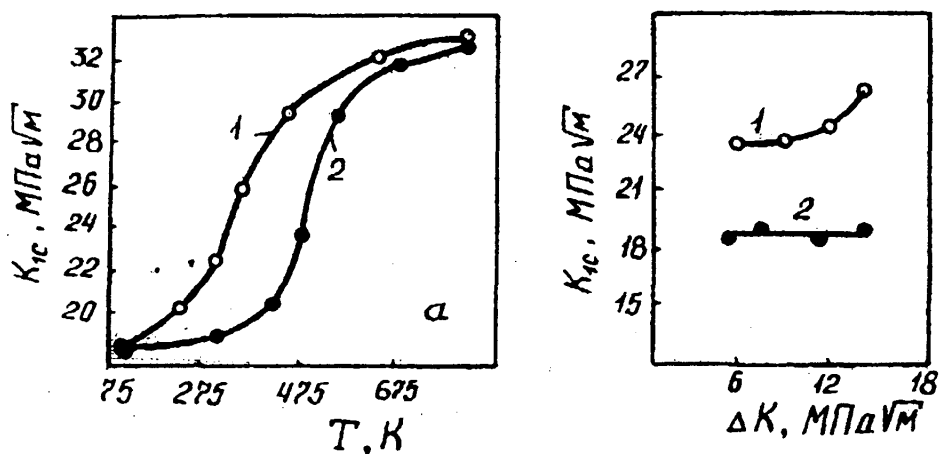


Рис. 5.8. Вплив температури випробувань (а), циклічного тренування (б) на в'язкість руйнування титанового сплаву VT8:

- 1 – випробування безпосередньо після утворення втомної тріщини;
2 – випробування після старіння.

викликає підвищений інтерес вивчення зміни в'язкості руйнування сплаву VT8 перш за все в зв'язку з зміною температури випробувань.

Дослідження, проведені в діапазоні температур від 773K до 77K, однозначно показують, що з пониженням температури величина K_{Ic} зменшується (див. рис. 5.8 а).

Питання про вплив наклепу, що виникає безпосередньо при нанесенні тріщини, на величину в'язкості руйнування відноситься до числа важливих методичних проблем. Як видно з рис. 5.8 б (крива 1), при збільшенні номінального напруження тренування до певного рівня величина K_{Ic} залишається постійною. Але коли ΔK перевищує приблизно половину K_{Ic} , в'язкість руйнування підвищується. Наступне старіння викликає спад значень K_{Ic} (крива 2). При цьому величина K_{Ic} практично не залежить від рівня ΔK і залишається приблизно на одному рівні в досліджуваному діапазоні КІН.

Температурна залежність K_{Ic} зразків, які пройшли старіння після наведення тріщин, має чітко виражений пороговий характер, як і зразків, що пройшли випробування безпосередньо після утворення втомної тріщини (рис. 5.8 а). Важливе практичне значення має той факт, що нижній поріг холодноламкості зразків, що пройшли старіння після наведення тріщини, має значний зсув в сторону більш високих температур (включно аж до кімнатних). В зоні перехідних температур різниця рівнів K_{Ic} для обох типів зразків досягає своїх максимальних значень.

Величини діапазонів перехідних температур також суттєво відрізняються. Так, для зразків, що проходили випробування відразу після утворення втомної тріщини, він знаходиться приблизно в межах від 170К до 675К, для зразків, що проходили випробування після старіння - в межах від 300К до 750К. При кімнатній температурі різниця рівнів K_{Ic} становить $5 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$ для обох типів зразків. Тобто, в'язкість руйнування зразків, що не проходили старіння, приблизно на 28% перевищують в'язкість руйнування зістарених зразків. Це пояснюється реалізацією різних механізмів руйнування зразків при одній температурі випробувань.

Вивчено також вплив води на в'язкість руйнування K_{Ic} сплаву ВТ8. Було проведено порівняння в'язкості руйнування сплаву ВТ8 при випробуваннях на повітрі та при введенні в вершину втомної тріщини дистильованої води. В останньому випадку зафіксували спад K_{Ic} з 23 до 21 $\text{МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$. Отже, зниження під

дією води в'язкості руйнування високоміцного титанового сплаву не таке суттєве, як в сталі аналогічної міцності.

5.5. Висновки

1. Вперше розроблений розрахунковий метод прогнозування залишкового ресурсу бурильних труб з тріщинами при їх циклічному навантаженні з позиції δ_K -моделі. Запропонований спрощений спосіб такого розрахунку, який може використовуватися в проектно-конструкторських організаціях і технологічних службах, що здійснюють експлуатацію бурильних установок.
2. Вивчено статичну тріщиностійкість (з позиції δ_K -моделі) термічно зміцненої сталі 40ХН, яка використовується для деталей бурильних колон, як на повітрі, так і в присутності рідких робочих середовищ.
3. Досліджено мікробудову зломів, що виникають при руйнуванні зразків з нанесеними втомними тріщинами, призначених для оцінки δ_K . Встановлені кореляційні залежності між рівнем δ_K і шириною зони витяжки.
4. Адсорбційне зниження величини в'язкості руйнування під дією робочого середовища обумовлене ослабленням бар'єрної дії зони витяжки та супроводжується її звуженням (для пластичних сталей) або повним зникненням (для сталей з пониженою пластичністю).
5. При оцінці схильності матеріалів елементів бурильних колон до крихкого руйнування необхідно враховувати не тільки вихідний рівень в'язкості руйнування, але й здатність матеріалів до експлуатаційного окрихчення, обумовленому наклепом і пошкоджуваністю метала в вершині тріщини при циклічних навантаженнях і разових перевантаженнях, а також деформаційним старінням.
6. Встановлено негативний вплив старіння високоміцних титанових сплавів після циклічного тренування: нижній поріг холодноламкості зразків, що пройшли старіння після наведення тріщин, має значний зсув в сторону більш

високих температур, а в'язкість руйнування зразків, які не проходили старіння, суттєво перевищують в'язкість руйнування зістарених зразків.

7. Показано, що зниження під дією води в'язкості руйнування високоміцного титанового сплаву не таке суттєве, як в сталі аналогічної міцності.

ВИСНОВКИ

1. Пластична деформація сталі групи міцності Д має сильний вплив на її механічні властивості та приводить до зміни її пружних характеристик (модуля пружності, коефіцієнта Пуассона, границі пропорціональності). Зміни носять нестабільний характер: через певний проміжок часу вихідні властивості матеріалу поновлюються. Ефект рівномірної пластичної деформації, який викликає підвищення циклічної довговічності, зростає із збільшенням здатності матеріалу до деформаційного зміцнення при розтягу. Найбільший ефект спостерігається при $\epsilon = 5 \dots 10\%$. Показана доцільність введення в технологічний процес виготовлення деталей операції пластичного деформування з метою підвищення їх втомної міцності.
2. При оцінці конструктивної міцності елементів бурильних колон з тріщинами необхідно враховувати не тільки вихідний рівень в'язкості руйнування, але й здатність матеріалів до експлуатаційного окрихчення, обумовленому наклепом і пошкоджуваністю металу в вершині тріщини при циклічних і разових перевантаженнях, а також деформаційним старінням. Результатами механічних випробувань і електроннофрактографічного аналізу показано, що ріст втомних тріщин в сталі групи міцності Д в присутності рідких робочих середовищ супроводжується суттєвим пониженням мікропластичної деформації матеріалу порівняно з повітрям.
3. Встановлено, що ППД термічно зміцненої сталі 40ХН в незначній мірі знижує її статичну тріщиностійкість. Найвідчутніший вплив ППД полягає в суттєвому підвищенні опору втомному росту тріщини за низьких припорогових рівнів циклічного навантаження. Цей вплив зумовлений виключно зміною закриття втомної тріщини.
Сумарний вплив ППД і навантаження практично в чотири рази зменшують короточасну тріщиностійкість сталі бурильної колони. Спостерігається пе-

рехід від руйнування в умовах плоского напруженого стану до руйнування за плоскої деформації. Можливе наводнювання матеріалу в робочому середовищі, здатне істотно підвищити швидкість росту втомної тріщини. Найбільшого зменшення конструктивної міцності наводненого матеріалу можна сподіватися в місцях концентрації напружень, раніше пластично деформованих. ППД робить сталь сильно чутливою до водневого розтріскування, що особливо небезпечно в умовах довготривалого навантаження. З урахуванням цього чинника довговічність бурильної колони на стадії стабільного підростання втомної тріщини може зменшитись на порядок.

4. Виходячи з концепції фізичної границі втоми для термічно зміцненої сталі 40ХН запропонована гранична температура відпуску, яка забезпечує поєднання найвищих показників втомної міцності та зносостійкості. Дана рекомендація впроваджена в технологічний процес виготовлення бурильних замків на Дрогобицькому долотному заводі.

Показано, що розроблена д.т.н. Гладким Я.М. методика оцінки зносостійкості інструментальних матеріалів за результатами випробування на циклічну тріщиностійкість дозволяє також якісно порівнювати опір зношування сталей елементів бурильних колон і може бути рекомендована для оцінки їх зносостійкості.

5. Розроблений розрахунковий метод прогнозування залишкового ресурсу бурильних труб з тріщинами при їх циклічному навантаженні з позиції δ_k - моделі. Запропонований спрощений метод такого розрахунку, який може бути використаний в інженерній практиці.

Випробуваннями термічно зміцненої сталі 40ХН показаний суттєвий вплив її структурного стану на параметри в'язкості руйнування. Високий відпуск зразків унеможлиблював проведення оцінки тріщиностійкості за K_{Ic} , тому в даному випадку доцільно користуватися показником δ_k . Встановлений ефект зниження величини δ_k під впливом води. З пониженням температури

відпуску спад δ_k в середовищі посилюється порівняно з випробуваннями на повітрі.

Електроннофрактографічний аналіз зломів показав суттєві відмінності в мікромеханізмі поширення тріщин в зразках з різним структурним станом і в присутності рідкого робочого середовища.

6. Встановлено, що довговічність титанових зразків з тріщинами вздовж волокна майже в п'ять раз вища, ніж в зразках з тріщинами поперек волокна. Тобто, зафіксоване явище “зворотньої” анізотропії, на відміну від прямої, характерної для сталей. Цим пояснюється низька корозійно-втомна міцність титанових бурильних труб. При випробуваннях у воді ріст тріщини полегшується. Приймаючи до уваги високу корозійну стійкість технічного титану, такий результат пояснюється з позиції водневої концепції впливу води. Старіння високоміцного титанового сплаву після циклічного навантаження призводить до суттєвого зниження його тріщиностійкості, а зниження в'язкості руйнування під дією води не таке суттєве, як в сталі аналогічної міцності.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Щербюк Д.Н., Газанчан Ю.И., Барышников А.И. Эксплуатация бурильных труб и разрушение резьбовых соединений. — М.: ВНИИОЭНГ, 1986. — Вып.12. — 57 с. / Обзорная информ. Сер. бурение).
2. Сароян А.Е. Проектирование бурильных колонн. — М.: Недра, 1979. — 181 с.
3. Саркисов Г.М. Расчеты бурильных и обсадных колонн. — М.: Недра, 1979. — 208 с.
4. Лачинян Л.А. Работа бурильной колонны. — М.: Недра, 1979. — 207 с.
5. Песляк Ю.А. Расчет напряжений в колоннах труб нефтяных скважин. — М.: Недра, 1973. — 216 с.
6. Середя Н.Г., Сахаров В.А., Тимошев А.Н. Бурильная колонна // Спутник нефтяника и газовика. — М. — 1986. — С. 39-65.
7. Крыжановский Е.И. Влияние бурового раствора на выносливость замковых соединений // Физ. хим. механика материалов. — 1977. — №3. — С. 99-101.
8. Щербюк Н.Д., Газанчан Ю.И., Барышников А.И. Повышение надежности бурильной колонны // Нефт. хоз-во. — 1989. — №7. — С. 20-23.
9. Данелянц С.М. Анализ аварий с легкосплавными бурильными трубами в объединении “Куйбышевнефть” // Машины и нефтяное оборудование. — 1973. — №4. — С. 7-9.
10. Северинчик Н.А., Маснык О.Т., Копей Б.В. Коррозия и коррозионная усталость подземного бурового оборудования. — Львов: Вища школа, 1981. — 143с.
11. Крыжановский Е.И. Исследование и повышение усталости бурильных колонн при вращательном бурении скважин: Автореф. дис... д-ра техн. наук: 05.15.07 / Моск. инс. нефти и газа. — М., 1991. — 35с.

12. Карпаш О.М. Методи та засоби забезпечення роботоздатності трубних колон: Автореф. дис... д-ра техн. наук: 05.15.07 / ІФДТУНГ. — Івано-Франківськ, 1996. — 47с.
13. Козаченко Н.И. Вопросы надежности бурильных колонн. // Обзор техники и технологии геол. развед. работ; организация производства. — М.: ВИЭМС, 1978. — 37с.
14. Янышевский М.Я. Прогнозирование усталостной долговечности бурильных колонн: Автореф. дис... канд. техн. наук: 05.15.07 / Моск. инс. нефти и газа. — М., 1989. — 24с.
15. Щербюк Н.Д., Якубовский Н.В. Резьбовые соединения труб нефтяного сортамента и забойных двигателей. — М.: Недра, 1974. — 256 с.
16. Высокопрочные трубы нефтегазового сортамента фирмы Kawasaki Steel Corp. // Бурение. Зарубежный опыт: ЭИ ВНИИОЭНГ. — 1986. — №3. — С. 25-29.
17. Резьбовое соединение. Serew thread coupling. Пат. 5060740 США МКИ E21 B10 / 36 / Yousef F.J., Kane R.F., Ham J., Muldren D., Sandrik Rock Tools, inc. № 529377 / Заявл. 29.05.90; Опубл. 29.10.91 НКИ 175 / 418.
18. Махуков Н.Г. Надежность бурильных замков // Нефт. хоз-во. — 1980. — №1. — С. 20-21.
19. Щербюк Н.Д. Состояние, перспективы совершенствования и внедрения бурильных, обсадных, насоснокомпрессорных труб с высокими эксплуатационными характеристиками // Нефт. хоз-во. — 1991. — № 7. — С. 2-5.
20. Щербюк Н.Д., Газанчан Ю.И., Чернов Б.А. Влияние размеров на выносливость резьбовых соединений из различных сталей // Машины и нефтяное оборудование. — М. 1980. — № 1. — С. 20-21.
21. О выборе крутящего момента свинчивания замковых резьбовых соединений / Н.Д. Щербюк, Ю.И. Газанчан, Б.А. Чернов, Ю.В. Дубленич // Разведка и разработка нефтяных и газовых месторождений. — 1980. — № 7. — С. 41-45.

22. Weiner P.D., True M.E. A means of increasing drill collar connection life // Trans. ASME. — 1973. — В 95, № 1. — P. 243-246.
23. Primm L.A. Field application of externally stress - relieved drill collars // Drilling. — 1976. — 38, № 1. — P. 85-88.
24. Крижанівський Є.І., Шкіца Л.Є. Прогнозування залишкового ресурсу з'єднань великогабаритних пустотних деталей при дії змінних напружень // Buletin stuntifik, Universitatea Baia Mare, Romania. — 1992. — Seria C. — С. 36-41. — рум.
25. Шкіца Л.Є. Забезпечення надійності труб при бурінні та експлуатації свердловин: Автореф. дис... канд. техн. наук: 05.15.07 / ІФДТУНГ. — Івано-Франківськ, 1996. — 24 с.
26. Івасів В. М. Методи та засоби управління бурильною колоною для забезпечення її надійності: Автореф. дис... д-ра техн. наук: 05.15.12 / ІФДТУНГ. — Івано-Франківськ, 1999. — 31 с.
27. Почтенный Е.К. Кинетическая теория механической усталости и ее приложения. — Минск: Наука и техника, 1973. — 213 с.
28. Bouvet M. Le forage dirige // Foroges. — 1973. — № 6. — P. 63-80.
29. Двоглазов И.А., Михайленко В.И., Березина Н.А. Контроль износа стальных бурильных труб в процессе СПО // Машины и нефтяное оборудование. — 1981. — №3. — С. 9-11.
30. Работоспособность бурильных труб в условиях Прикарпатья / И.С. Андрийчук, В.Г.Пелех, Г.П.Бандурин, Б.Д.Щербан. // Нефт. и газов. промышленность. — 1982. — №3. — С. 17-19.
31. Сароян А.Е., Коган Р.Н. Статистическая оценка износа замкового соединения бурильных колонн // Нефтяное хозяйство. — 1971. — №8. — С. 10-14.
32. Расулов Н.М., Алекперов А.Ю. Исследование поверхностных слоев витков замковых резьб нефтепромыслового сортамента // За техн. прогресс. — 1979. — №6. — С. 34-37.

33. Саркисов Г.М., Никитин О.Я. О возможных нагрузках на бурильные трубы при упруго-пластическом режиме работы // Нефтяное хоз-во. — 1974. — №1. — С. 18-21.
34. Симонянц Л.Е., Джафаров К.И., Андрианов И.И. Влияние режима нагружения на усталостную прочность бурильных труб // Азербайджанское нефтяное хоз-во. — 1985. — №3. — С. 51-54, 57.
35. Коефіцієнт динамічності підйимального комплексу бурової установки / Б.Д.Малько, В.М. Івасів, Ф.С.Козак, М.М.Фернюк // Розвідка і розробка нафтових і газових родовищ. Серія: Буріння нафтових і газових свердловин. — 1997. — №34. — С. 40-45.
36. Тарасевич В.И. Основы повышения производительности буровых установок. — М.: Недра, 1968. — 212 с.
37. Ферштер Я.М., Плотель С.Г., Серенко И.А. Анализ аварийности в некоторых районах глубокого бурения // РНТС, ВНИИОЭНГ, сер. Бурения. — 1973. — №11 — С. 5-9.
38. Кисельман Л.И., Махуков Н.Г. Некоторые причины разрушения бурильных замков в глубоких скважинах и пути их устранения // Нефтяное хоз-во. — 1976. — №2. — С. 23-27.
39. Івасів В.М. Прогнозування ресурсу бурильних труб з врахуванням нерегулярності навантаження // Розвідка та розробка нафтових і газових свердловин. Серія: Нафтопромислове обладнання. — 1996. — №33. — С. 53-57.
40. Панасюк В.В. Предельное равновесие хрупких тел с трещинами. — Киев: Наук. думка, 1968. — 246 с.
41. Андрейкив А.Е. Пространственные задачи теории трещин. — Киев: Наук. думка, 1982. — 345 с.
42. Романив О.Н. Вязкость разрушения конструкционных сталей. — М.: Металлургия, 1979. — 176 с.
43. Каминский А.А. Механика разрушения вязко-упругих тел. — Киев: Наук. думка, 1980. — 160 с.

44. Черепанов Г.П. Механика хрупкого разрушения. — М.: Наука, 1974. — 640 с.
45. Партон В.В., Морозов Е.М. Механика упругопластического разрушения.
46. 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. — 62 с.
47. 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. — 96 с.
48. Механика разрушения и прочность материалов.: Справ. пособие: В 4-х т. / Под общей ред. Панасюка В.В. — Киев: Наук. думка, 1988. — Т.3: Характеристики кратковременной трещиностойкости материалов и методы их определения / Ковчик С.Е., Морозов Е.М. — 436 с.
49. Механика разрушения и прочность материалов.: Справ. пособие: В 4-х т. / Под общей ред. Панасюка В.В. — Киев: Наук. думка, 1990. — Т.4: Усталость и циклическая трещиностойкость конструкционных материалов / Романив О.Н., Ярема С.Я., Никифорчин Г.Н. и др. — 679 с.
50. Методика испытаний на коррозионную усталость резьбовых соединений УБТ и других объектов нефтепромыслового оборудования / В.И. Похмурский, А.М. Пришляк, Е.И. Крыжановский и др. // Машины и нефтяное оборудование. — 1978. — №2. — С. 19-21.
51. Крыжановский Е.И., Ивасив В.М., Янышевский М.Я. Прогнозирование усталостной долговечности бурильных колонн с применением ЭВМ // Расчет и управление надежностью больших механических систем. — М., Свердловск, Ташкент. — 1988. — С. 251-252.
52. Методика расчета долговечности соединений бурильных труб на основании коррозионно-усталостных испытаний // В.И. Похмурский,

Е.И.Крыжановский, М.Я.Янышевский и др. // Физ.-хим. механика материалов. — 1984. — №2. — С. 102-103.

53. Гнип І.П., Бабюк І.С., Чернов Б.О. Оптимізація довговічності замкових різьбових з'єднань бурильної колони на основі критеріїв механіки руйнування // Физ.-хим. механика материалов. — 1990. — №6. — С. 105-109.
54. Ляпков А.А. Исследование долговечности бурильной трубы с усталостными трещинами при различных запасах прочности // Разведка и охрана недр. — 1982. — №5. — С. 5-7.
55. Щербюк Д.Н., Дубленич Ю.В., Лисканич М.В. Об эффективности использования ресурса бурильной колонны // Нефтяное хоз.-во. — 1985. — №8. — С.27-28.
56. Щербюк Н.Д., Дубленич Ю.В., Лисканич М.В. Накопление усталостных повреждений в резьбовых соединениях бурильной колонны при нерегулярном нагружении // Э.И.: Сер. Машины и нефтяное оборудование. — 1985. — №12. — С. 15-20.
57. Исследование кинетики усталостного повреждения крупных резьбовых соединений / В.М.Ивасив, М.В.Лисканич, В.А.Турчин, Д.И.Хома // Приклад. механика. — 1985. — Т. 21, №10. — С. 146-147.
58. Копей Б.В. Науково-технологічні методи комплексного підвищення ресурсу деталей свердловинного нафтогазового обладнання: Автореф. дис... докт. техн. наук: 05.15.07/ІФДТУНГ. — Івано-Франківськ, 1996. — 47 с.
59. Лачинян Л.А., Ляпков А.А. Расчет предельных параметров трещин при дефектоскопии бурильных труб // Разведка и охрана недр. — 1981. — №8. — С. 37-40.
60. Ляпков А.А. Долговечность бурильных труб с усталостными трещинами // Разведка и охрана недр. — 1982. — №5. — С. 34-36.
61. Paris P., Erdogan F. A critical analysis of crack propagation laws // Trans. ASME. J. Basic Eng. — 1963. — 85, №4. P. 528-534.

62. Paris P.C. The fracture mechanics approach to fatigue // *Fatigue. — An Interdisciplinary Approach.* — Syracuse (N.Y.): Syracuse Univ. Press, 1964. — P. 107-132.
63. Кузьменко А.Г., Гладкий Я.Н. Изнашивание как процесс зарождения и развития трещин // *Проблемы трибологии.* — 1997. — №2. — С. 46-64.
64. Гладкий Я.М. Науково-прикладні основи підвищення зносостійкості інструментальних матеріалів шляхом використання прогресивних технологій: Автореф. дис... д-ра техн. наук: 05.02.04 / Технолог. унів.-т Поділля. — Хмельницький, 1998. — 34 с.
65. Rooke D.R., Jones D.A. Stress intensity factors in fretting fatigue // *Strain Anal.* — 1979. — 14, №1. — P. 1-6.
66. Уотерхауз Р.Б. Фреттинг - коррозия / Пер. с англ. под ред. Г.Н.Филимонова. — М.: Машиностроение, 1976. — 272 с.
67. Влияние воды на кинетику распространения усталостных трещин в образцах из бурильных труб / Ю.Д.Петрина, И.Й.Куликовский, А.Г.Панчук, М.Т.Панько // *Разведка и разработка нефт. и газ. месторождений.* — 1990. — Вып. 27. — С. 52-55.
68. Нионович И.А. О закономерностях усталостного разрушения в условиях фреттинга // *Физ.-хим. механика материалов.* — 1982. — №5. — С. 22-25.
69. Хасаев Р.М., Гасанов Р.Ю., Ханабадлы Э.М. Герметичность резьбовых соединений нефтепромысловых труб в условиях сероводородной агрессии и колебаний внутреннего давления // *Изд. вузов. Нефть и газ.* — 1990. — №3. — С. 24-29.
70. Маннапов Р.Г. Методы оценки надежности оборудования подвергающегося коррозии // *Сер. ХМ-9. Технол. хим. и нефтян. машиностроения и новые матер. Обз. инф.* — М.: ЦИНТИ - химнефтемаш, 1990. — 48 с.
71. Сурникова О.А., Потапов А.Г., Белоусов Г.А. Выбор бурильных, обсадных, насосно-компрессорных труб для использования в условиях сероводородной

- агрессии // Обз. инф. ВНИИОЭНГ. Сер.: Бурение. — 1985. — №17. — С. 12-26.
72. Степанов Ю.С., Савельев Ю.Н. Долговременная прочность бурильных колонн // Изд. вузов. Горн. журнал. — 1991. — №11. — С. 72-76.
73. Определение усталостной прочности бурильных труб в буровом растворе / Г.В.Карпенко, Н.А.Северинчик, А.М.Пришляк и др. // Нефтяное хоз-во. — 1972. — №4. — С. 33-35.
74. Карпенко Г.В. Избранные труды. Работоспособность конструкционных материалов в агрессивных средах. — Киев: Наук. думка, 1985. — Т. 2. — 237 с.
75. Ярема С.Я., Полутранко И.Б. Рост усталостной трещины в вакууме и газовых средах // Физ.-хим. механика материалов. — 1983. — №4. — С. 37-46.
76. Романив О.Н., Никифорчин Г.М. Механика коррозионного разрушения конструкционных сплавов. — М.: Металлургия, 1986. — 294 с.
77. Ярема С.Я. О корреляции параметров управления Пэриса и характеристиках циклической трещиностойкости материалов // Пробл. прочности. — 1981. — №9. — С. 20-28.
78. Кесельман Г.С. Экономическая эффективность предотвращения коррозии в нефтяной промышленности. М.: Недра, 1988. — 215 с.
79. Взаимодействие бурового раствора с поверхностью труб, покрытых продуктами коррозии / Л.К.Мухин, Н.Н.Демушин, В.Л.Заворотный, Е.С.Шаблонская // Защита от коррозии и охрана окружающей среды. ЭИ ВНИИОЭНГ. — 1990. — №3. — С. 13-17.
80. Галактионова Н.А. Водород в металлах. — М.: Металлургия, 1967. — 304 с.
81. Похмурский В.И., Федоров В.В. Некоторые особенности влияния водорода на магнитные и структурные превращения в переходных металлах и сплавах на их основе // Физ.-хим. механика материалов. — 1981. — №1. — С. 3-11.

82. Швед М.М. О возникновении остаточных напряжений первого рода и изменении постоянной решетки при электролитическом наводороживании стали // Вопросы механики реального твердого тела. — К.: Изд-во АН УРСР, 1962. — Вып. 1. — С. 140-142.
83. Швед М.М. Изменение эксплуатационных свойств железа и стали под влиянием водорода. — К.: Наук. думка, 1985. — 120 с.
84. Гельд П.В., Рябов Р.А., Кодес Е.С. Водород и несовершенства структуры металла. — М.: Металлургия, 1979. — 222 с.
85. Шаповалов В.И. Влияние водорода на структуру и свойства углеродистых сплавов. — М.: Металлургия, 1982. — 232 с.
86. Колачев Б.А. Водородная хрупкость металлов. — М.: Металлургия, 1985. — 217 с.
87. Zapfe C.A., Sims G. Hydrogen embrittlement in engineering materials, internal stress and defects in steel // Trans. ASME. — 1941. — 145. — P. 225-259.
88. Карпенко Г.В., Крипякевич Р.И. Влияние водорода на структуру и свойства сталей. — М.: Металлургиздат, 1962. — 198 с.
89. Peten N.I., Stables E. Delayed fracture of metals under static load // Nature. — 1952. — 163. — P. 842-843.
90. Oriani R.A. A mechanistic theory of hydrogen embrittlement of steels // Ber. Bausenges. Phys. Che. — 1972. — №8. — P. 818-857.
91. Morlet I.G., Johnson H.H., Trojano A.R. When to use low alloy steel for hydrogen servise? // J. Iron and Steel Inst. — 1958. — 189. — P. 37-44.
92. Beachem C.D. A new model for hydrogen assisted cracking (hydrogen"embrittlement") // Met.Trans. — 1972. — 3. — P. 437-451.
93. К вопросу о механизме водородной хрупкости / Г.В.Карпенко, А.К.Литвин, В.И.Ткачев, А.И.Сошко // Физ.-хим. механика материалов. — 1973. — №4. — С. 6-12.
94. Andreikiv O.Ye. Mathematical modelling of the hydrogen assisted fracture in metals // Там же. — 1997. — №4. — С. 53-64.

95. Довідник з нафтогазової справи / Під заг. ред. В.С.Бойка, Р.М.Кондрата, Р.С.Яремійчука. — Львів, 1996. — 619 с.
96. Северинчик Н.А. Машины и оборудование для бурения скважин. — М.: Недра, 1986. — 368 с.
97. Сопротивление усталостному разрушению металлов при разных температурах / Д.С.Гусляков, М.Ф.Бережницкая, Г.В.Пачурин, Г.П.Гуслякова // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 1997. — №1. — С. 75-82.
98. Bily M. Horansky P., Kliman V. Fatigue life of randomly loaded notch components // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 1998. — №5. — С. 75-86.
99. Иванова В.С., Кудряшов В.Г. Метод определения вязкости разрушения K_{Ic} по данным испытания образцов на усталость // Пробл. прочности. — 1978. — №3. — С. 17-19.
100. Miller G.A. The dependence of fatigue crack growth rate on the stress intensity factor and the mechanical properties of some high-strength steels // ASM Trans. Quart. — 1968. — 61, №3. — P. 442-448.
101. Ярема С.Я., Хариш Е.Л. Зависимость длительности периода развития трещины при повторно-ударном нагружении от температуры испытаний // Пробл. прочности. — 1970. — №8. — С. 28-32.
102. Ярема С.Я., Остащ О.П. О вязкости разрушения материалов при циклическом нагружении // Физ.-хим. механика материалов. — 1978. — №5. — С. 112-114.
103. Трощенко В.Т., Прокопенко А.В., Покровский В.В. Исследование характеристик вязкости разрушения металлов при циклическом нагружении // Пробл. прочности. — 1978. — Сообщение 1. — №2. — С. 8-15. Сообщение 2. — №3. — С. 3-8.
104. Robin C., Louagh M., Pluvinage G. Influence of an overload on the fatigue crack growth in steels // Fatigue of End. Mater. and Struct. — 1983. — 6, N1. — P. 1-13.

105. Gan D., Weertman J. Fatigue crack closure after overload // *End. Fract. Mech.* — 1983. — 18, N1. — P. 155-160.
106. Ruppen J.A., McEvily A.J. Crack retardation and closure effects in a titanium alloys // *Titanium 80.* — Warley (U.K.): Eng. Mater. Advisory Services Ltd., 1980. — P. 733-747.
107. Drew M., Thompson K.P.L., Keys H.H. The effect of overloads on fatigue crack propagation of offshore structural steels // *Proc. 6 th Int. Conf., Melbourn, 16-20 Aug, 1982.* — Oxford (U.K.): Pergamon press, 1982. — P. 867-872.
108. Ketz I., Bussoba A., Mathias H. The influence of austenite stability on fatigue crack growth retardation // *Mater. Eng. and Design Fatigue.* — 1981. — P. 147-158.
109. Laiken E., Ritchie R.O. On the role of compression overloads in influencing crack closure and the threshold condition for fatigue crack growth in 7150 aluminium alloys // *Eng. Fract. Mech.* — 1985. — 22, N 1. — P. 35-48.
110. Fleck N.A. Fatigue crack growth due to periodic underloads and overloads // *Acta met.* — 1985. — 33, N 7. — P. 1339-1357.
111. Трощенко В.Т., Покровский В.В., Прокопенко А.В. Трещиностойкость металлов при циклическом нагружении. — Киев: Наук. думк.а, 1987. — С. 256.
112. Adetifa O.A., Gowda C.V.B., Topper T.H.A. Model for Fatigue Crack Growth Delay Under Two-Level Block Loads // *Fatigue Crack Growth Under Spectrum Loads.* — Philadelphia (Pa): Pergamon press, 1976. — P. 142-156. — (ASTM; STP 595).
113. Usami S., Kitagawa H. Effects of preloading, unloading and stress ratio on the fatigue crack thresholds of maraging steels // “*Fatigue’81*”, G.B. — 1981. — P. 348-352.
114. Robin C., Chechimi C., Pluvinage G. Influence of overloads on the subsequent crack growth of a fatigue crack in a E36 Steel // *Proc. 6th Int. Conf., Melbourne, 16-20 Aug. 1982 г.* — Oxford (U.K.): Pergamon press, 1982. — Vol. 2. — P. 919-925.
115. Бурильные трубы из алюминиевых сплавов / В.Ф.Штамбург, Г.М.Файн, С.М.Данелянц, А.А.Шейна. — М.: Недра, 1980. — 240 с.

116. Оценка эксплуатационных характеристик бурильных труб сборной конструкции из сплава Д16Т / Б.С.Баркан, А.И.Снарев, Г.М.Файн, Н.Д.Щербюк // ВНИИ разраб. и эксплуатации нефтепромысловых труб. — Куйбышев. — 1980. — №12. — С. 32-37.
117. Эфенди-заде С.М. Применение пластмассовых и стеклопластиковых труб в нефтяной промышленности // Применение полимерных материалов и стеклопластиков в нефтяной промышленности. Сер.: Коррозия и защита в нефтегазовой промышленности. ВНИИОЭНГ. — 1983. — №10. — С. 7-20.
118. Буров Л.А. Соединение труб из ПКМ с металлическими концевыми деталями // Обз. инф. ЦИНТИ хим-нефтемаш. Сер.: ХМ6. — М. — 1987. — С. 39-45.
119. Исследование антифрикционных свойств титановой пары применительно к резьбовому соединению насосно-компрессорных труб / А.Г.Новиков, А.Г.Мерзляков, В.П.Панчурин, А.П.Туманов // Нефтепромысловые трубы. — Куйбышев, 1976. — С. 63-67.
120. Исследование контактной коррозии стали и титановых сплавов применительно к условиям эксплуатации насосно-компрессорных труб / С.С.Тэненбаум, Р.О.Чап, Л.Д.Мазуров и др. // ВНИИ разраб. и эксплуатации нефтепромысловых труб. — Куйбышев. — 1978. — №10. — С. 146-150.
121. Особенности усталостного разрушения титана и его сплавов в растворе хлористого натрия / В.И.Похмурский, Н.Я.Яремченко, О.С.Калахан, А.М.Пришляк // Физ.-хим. механика материалов. — 1979. — №6. — С. 86-88.
122. Коррозионно-усталостное разрушение и кинетика распространения трещин в образцах из технического титана и некоторых его сплавов в хлористом натрии / В.И.Похмурский, Н.Я.Яремченко, А.М.Пришляк и др. // Тезисы осн. докладов в книге I респ. конференции по коррозии и противокоррозионной защите металлов. — Львов. — 1979. — С. 93-94.
123. О влиянии среды на усталостную прочность титановых сплавов / В.И.Похмурский, О.С.Калахан, А.М.Пришляк и др. // Свойства конструкцион-

- ных материалов при воздействии рабочих сред. Сборник научных работ. — Киев: Наук. думка, 1980. — С. 64-69.
124. Влияние структурных сплавов ВТЗ-1 на циклическую трещиностойкость / Н.Н.Вассерман, А.Ф.Катнов, В.С.Томсинский, М.И.Шишнина // Физ.-хим. механика материалов. — 1982. — №4. — С. 92-94.
125. Тэненбаум С.С., Мазурова Л.Д., Бажонова Л.А. Оценка износостойкости титанового сплава применительно к условиям глубиннонасосной эксплуатации насосно-компрессорных труб // ВНИИ разраб. и эксплуатации нефтепромысловых труб. — Куйбышев. — 1980. — №12. — С. 112-115.
126. Колачев Б.А., Ливанов В.А., Буханова А.А. Механические свойства титана и его сплавов. — М.: Металлургия, 1974. — 543 с.
127. Эйзенштадт Р., Фуллер У.Д. Получение данных о распространении трещин при испытаниях на изгиб вращающихся образцов посредством прерывистого нагружения // Теоретические основы инженерных расчетов. — 1970. — 92, №1. — Сер. Д. — С. 87-89.
128. Петрина Д.Ю. Методика дослідження кінетики поширення тріщин на циліндричних зразках // Тези науково-технічної конференції професорсько-викладацького складу університету. — I частина. — Івано-Франківськ: ІФДТУНГ. — 1997. — С. 122.
129. 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 STP 415).
130. 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.
131. Оценка эффекта закрытия усталостных трещин / Г.Н.Никифорчин, Б.Н.Андрусив, А.В.Вольдемаров, М.А.Куцын // Там же. — 1982. — №5. — С. 100-103.

132. Джафаров К.И., Симонянц Л.Е. Исследование закономерности малоцикло-вой усталости бурильных труб. — Азербайджанское нефтяное хозяйство. — 1987. — №11. — С. 50-53.
133. Крижанівський Є.І., Петрина Д.Ю. Вплив характеру попереднього навантаження на властивості сталей групи міцності Д // Методи і засоби технічної діагностики: збірник праць міжнародної міжвузівської школи-семінару. — Івано-Франківськ. — 1997. — С. 212-215.
134. Крижанівський Є.І., Петрина Д.Ю. Вплив осьового розтягуючого навантаження на втомні властивості сталей групи міцності Д // Науковий вісник інституту менеджменту та економіки. — Івано-Франківськ. — 1999. — С. 94-97.
135. Крижанівський Є.І., Копей Б.В. Аналіз методів прогнозування ресурсу бурильних труб та їх з'єднань // Розвідка та розробка нафтових і газових свердловин. Серія: Нафтопромислове обладнання. — 1996. — №33. — С. 3-30.
136. Крижанівський Є.І., Петрина Д.Ю. Вплив експлуатаційних факторів на тріщиностійкість елементів бурильних колон // Розвідка і розробка нафтових і газових родовищ. Серія: Нафтогазпромислове обладнання. — 1998. — №35. — С. 10-16.
137. Застосування високоміцних сталей як конструкційного матеріалу деталей бурових доліт / Є.І.Крижанівський, Ю.Д.Петрина, Т.В.Павленко, Д.Ю.Петрина та ін. // Розвідка та розробка нафтових і газових свердловин. Серія: Нафтогазпромислове обладнання. — 1996. — №33. — С. 30-44.
138. Микляев П.Г., Нешпор Г.С., Кудряшов В.Г. Кинетика разрушения. — М.: Металлургия, 1979. — 277 с.
139. Кинетика и механизм роста усталостной трещины в железе / О.Н.Романив, Е.А.Шур, А.Н.Ткач и др. // Физ.-хим. механика материалов. — 1981. — №2. — С. 57-60.
140. Умеренкова Н.А., Черненко В.Т., Бабаченко А.И. Циклическая трещиностойкость низколегированных и углеродистых конструкционных сталей, уп-

- роченних деформацією розтягненням і термічною обробкою // Фіз.-хим. механіка матеріалів. — 1991. — №5. — С. 84-89.
141. Ясній П.В. Пластично деформовані матеріали: в тому і тріщиностійкість. — Львів: Світ, 1998. — 292 с.
142. Elber W. The significance of fatigue crack closure- ASTM STP 486. — 1971. — P. 230-242.
143. 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.
144. Suresh S., Zamiski G., 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.
145. Крижанівський Є.І., Цирульник О.Т., Петрина Д.Ю. Вплив попереднього пластичного деформування розтягом на тріщиностійкість конструкційної сталі бурильної колони // Машинознавство. — 1999. — №4. — С. 14-17.
146. Романив О.Н., Никифорчин Г.Н., Андрусив Б.Н. Влияние закрытия и геометрии усталостных трещин на структурную чувствительность припороговой усталости сталей // Фіз.-хим. механіка матеріалів.- 1984. — №1. — С. 71-77.
147. Романив О.Н., Никифорчин Г.Н., Андрусив Б.Н. Эффект закрытия трещин и оценка циклической трещиностойкости конструкционных сплавов // Фіз.-хим. механіка матеріалів. — 1983. — №3. — С. 47-61.
148. Крижанівський Є.І., Цирульник О.Т., Петрина Д.Ю. Вплив наводнювання та попереднього пластичного деформування сталі на її тріщиностійкість // Фіз.-хим. механіка матеріалів. — 1999. — №5. — С. 67-71.
149. Механіка руйнування і міцність матеріалів: Справ. посібник: В 4-х т. — Київ: Наук. думка, 1988-1990. — Т.1: Основи механіки руйнування матеріалів / В.В.Панасюк, А.Е.Андрейків, В.З.Партон. — 1988. — 488 с.
150. Петрина Д.Ю. Оцінка ресурсу бурильних труб і їх з'єднань за результатами випробувань на циклічну тріщиностійкість // Тези науково-технічної кон-

- ференції професорсько-викладацького складу університету. — Івано-Франківськ: ІФДТУНГ. — 1999. — С. 122.
151. Крижанівський Є.І., Петрина Д.Ю. Оцінка зносостійкості елементів бурильних колон за кінетичними діаграмами втомного руйнування // Розвідка та розробка нафтових і газових свердловин. Серія: Нафтопромислове обладнання. — 1999. — №36. — С. 9 – 14.
152. Петрина Д.Ю. Тріщиностійкість титанових бурильних труб // Методи і засоби технічної діагностики: збірник матеріалів XII міжнародної міжвузівської школи-семінару. — Івано-Франківськ. — 1995. — С. 151-153.
153. Панасюк В.В. Механіка квазіхрупкого руйнування матеріалів. Київ: Наук. думка, 1991. — 416 с.
154. Крижанівський Є.І., Шацький І.П., Петрина Д.Ю. Оцінка довговічності бурильних труб з позицій δ_k - моделі // Розвідка і розробка нафтових і газових родовищ. Серія: Нафтогазпромислове обладнання. — 1997. — №34. — С. 3-8.
155. Стадник М.М. Методы эквивалентных соединений для приближенного определения раскрытия трещины // Физ.-хим. механика материалов. — 1986. — №6. — С. 114-116.
156. Панасюк В.В., Андрейкив А.Е., Стадник М.М. Метод граничной интерполяции в задачах механики разрушения // Физ.-хим. механика материалов. — 1983. — №1. — С. 3-12.
157. Newman J.C., Ragu I.S. An empirical stress intensity factor equation for the surface crack // Int. J. Fract. Mech. — 1981. — 15, №1-2. — P. 185-192.
158. Howard J.C., Otter N.R. On the elastic-plastic deformation of a sheet containing an edge crack // J. Mech. and Phys. Solids. — 1975. — 23, №2. — P. 139-149.
159. Бобров С.Н. Основы комплексного использования высокопрочных сталей как износостойкого конструкционного материала. Автореф. дис. ... д-ра техн. наук: 05.02.04; 05.02.01 / МИНГ. — М., 1990. — 55 с.
160. Леонов М.Я., Панасюк В.В. Развитие найдрібніших тріщин в твердому тілі // Прикладна механіка. — 1959. — 5, №4. — с. 391-401.

161. Крижанівський Є.І., Петрина Д.Ю., Боднарчук О.В. Тріщиностійкість замків бурових труб // Наукові нотатки: Міжвузівський збірник (за напрямком “Інженерна механіка”). — Луц. держ. тех. ун-т. — 1998. — Вип. 4. — С. 115-126.
162. Новые методы оценки сопротивления материалов хрупкому разрушению / Пер. с англ. под ред. Ю.Н.Работнова. — М.: Мир, 1972. — 439 с.
163. Павленко Т.В., Петрина Д.Ю. Зв’язок мікроструктури зламів з в’язкістю руйнування деталей бурового обладнання // Тези науково-технічної конференції професорсько-викладацького складу університету. — Івано-Франківськ: ІФДТУНГ. — 1998. — С. 23-24.
164. Петрина Д.Ю. Оцінка експлуатаційної надійності елементів бурильних колон за показниками тріщиностійкості // Розвідка і розробка нафтових і газових родовищ. Серія: Нафтогазопромислове обладнання. — 1997. — №34. — С. 78-82.
165. Петрина Д.Ю. В’язкість руйнування високоміцних титанових сплавів // Матеріали доповідей III Міжнар. симпоз. “Некласичні проблеми теорії тонкостійних елементів конструкцій та фізико-хімічної механіки композиційних матеріалів”. — Івано-Франківськ: ІФДТУНГ, ІППММ НАН України. — 1995. — С. 47-49.
166. Петрина Д.Ю. Вплив води на в’язкість руйнування титанового сплаву ВТ8 // Тези наук. — техн. конф. проф.-викл. складу ун-ту. II частина. — Івано-Франківськ: ІФДТУНГ. — 1996. — С. 65.
167. Kryzhanivsky Y.I., Ivasiv V.M., Petryna D.Y. Research of fatigue cracks spread kinetics in drilling pipes // The international meeting of the carpathian region specialists in the field of worm gears. Scientific bulletin. Serie C, Volume XII. — Baja Mare. — 1998. — P. 109-115.

Додаток А

"Затверджую"

Проректор з наукової роботи
ІФДТУН, д.т.н. проф.
Кондрат Р.М.



"27" 09 1997 р.

"Затверджую"

Директор Дрогобицького
ВАТ "Долотний завод"



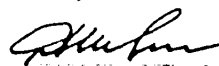
"27" 09 1997 р.

А К Т

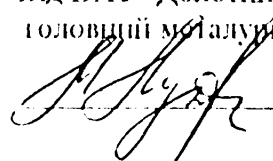
впровадження режимів термічної обробки піпелів

Даний акт складений про те, що починаючи з 1996 року Івано-Франківським державним технічним університетом нафти і газу спільно з Дрогобицьким ВАТ "Долотний завод" проводиться робота по встановленню оптимальних режимів термічної обробки піпелів. Дослідження, проведені під керівництвом д.т.н. професора Крижанівського Євстахія Івановича (відповідальний виконавець аспірант Петриша Дмитро Юрійович), показали на доцільність зниження температури відпуску з 760К, яка практикується на Дрогобицькому долотному заводі, до 650...670К. Це забезпечує поєднання найбільш високих характеристик втомної міцності та зносостійкості піпелів. Разом з тим зниження температури відпуску на приблизно 100К принесе значну економію електроенергії на заводі.

Від ІФДТУН
аспірант

 Петриша Д.Ю.

Від ВАТ "Долотний завод"
головний металург

 Лутак М.М.

Додаток Б

Програма розрахунку довговічності труби з поперечною тріщиною

Page 1
03-26-99
19:07:50

D Line# 1 7
V3.31 August 1985

```

1  implicit real*4(d,k,l,m)
2  dimension b00(13),knav(13),ndov(13,13)
3  pi=3.1415
4  t=100.
5  dia2=60.3
6  dia1=46.3
7  r1=45.
8  r2=60.5
9  st=390.
10 e=2.12E5
11 dfc=0.017
12 v=0.3
13 aa=8.2E2
14 m=2.1
15 lam0=0.98
16 do 50 jnav=1,13
1 17 knav(jnav)=(jnav-1)*0.05+0.3
1 18 do 50 i0=1,13
2 19 b0=b00(i0)
2 20 a0=2.*b0
2 21 a1=0.
2 22 sz=knav(jnav)*st
2 23 b1=sz
2 24 h1=r2-r1
2 25 psi=pi*(71.-26.*sz/st)/180.
2 26 tau=sz*sin(2.*psi)/2.
2 27 fpsi=0.0583*sin(psi)*(1.-cos(3.*psi-pi/6.))*
2 28 *
(1.004*sin(psi)+0.2126*sin(2.*psi)+0.1564*sin(3.*psi))
2 29 coef=fpsi*(1.-v*v)*(st**2-sz**2)/(st*(st/2.-tau))
2 30 a=a0
2 31 b=b0
2 32 tn=1.
2 33 n=1
2 34 2 e4=b/a
2 35 e5=b/h1
2 36 e6=2.*a**2/(r2**2-r1**2)
2 37 fi1=1.+pi*e6*sqrt(12.*(1-v*v))/64.
2 38 fi2=1.
2 39 db=0.
2 40 if (e5.ge.1.) go to 12
2 41 h6=1.-0.34*e5**2-0.11*e4*e5
2 42 h7=1.-(.122+0.12*e4)*e5+(0.55-
1.05*exp(0.75*log(e4)))+
2 43 * 0.47*exp(1.5*log(e4))*e5**2
2 44 q1=1.+1.464*exp(1.65*log(e4))
2 45 h3=1.13-0.09*e4

```

```

2 46 h4=-0.54+0.89/(0.2+e4)
2 47 h5=0.5-1./(0.65+e4)+14.*(1.-e4)**24
2 48 sf=sqrt(pi*b/q1)*(h3+h4*e5**2+h5*e5**4)
2 49 c1=a1*h1/2.+b1
2 50 c2=-a1*h1*h6/2.
2 51
ka=(c1*fi1+c2*fi2)*sf*(1.1+0.35*e5**2)*sqrt(e4)
2 52 c2=-a1*h1*h7/2.
2 53 kb=(c1*fi1+c2*fi2)*sf
2 54 la=0.254*(ka/b1)**2
2 55 lb=(kb/(1.12*b1+0.68*a1*b))**2/pi
2 56 alfl=-b1

```

Page 2
03-26-99
19:07:50

D Line# 1 7
V3.31 August 1985

```

2 57 d1=la/(1.36*(1.+alfl/st))
2 58 alfl2=0.
2 59 da=-
(st/e)*la*((d1/la)*(5.82*(1.+alfl/st)+1.77*alfl2/st)+
2 60 * 4.28*log(la/d1)-3.14*alfl/st-5.36)
2 61 d1=lb/(1.36*(1.+alfl/st))
2 62 db=-
(st/e)*lb*((d1/lb)*(5.82*(1.+alfl/st)+1.77*alfl2/st)+
2 63 * 4.28*log(lb/d1)-3.14*alfl/st-5.36)
2 64 da=da*coef
2 65 db=db*coef
2 66 go to 14
2 67 12 da=pi*a*(sz*fi1)**2*st/(e*(st**2))
2 68 14 continue
2 69 dm=amax1(da,db)
2 70 ndov(i0,jnav)=n+n0
2 71 c if (mod(n,10000)) 6,5,6
2 72 5 continue
2 73 c write(1,102) ndov(i0,jnav),a,b,e4,e5,da,db
2 74 6 continue
2 75 if (dm.ge.dfc) go to 11
2 76 continue
2 77 if (e5.ge.1.) go to 13
2 78 lamb=1.-sqrt(db/dfc)
2 79 if (lam0.le.lamb) go to 13
2 80 b=b+t/(aa*(exp(m*log(lam0/(lam0-lamb)))-1.))
2 81 13 lama=1.-sqrt(da/dfc)
2 82 if (lam0.le.lama) go to 70
2 83 a=a+t/(aa*(exp(m*log(lam0/(lam0-lama)))-1.))
2 84 70 continue
2 85 tn=tn+t
2 86 n=int(tn)
2 87 if (n.ge.100000) go to 11
2 88 go to 2

```

```

2 89 11 continue
2 90 c write(1,103) knav,a0,b0,n,a,b,e4,e5,da,db
2 91 50 continue
  92 write(1,105) (knav(jn),jn=1,13)
  93 write(1,106)
(b00(i0),(ndov(i0,jn),jn=1,13),i0=1,13)
  94 102 format (21x,i8,4f8.2,2f10.4)
  95 103 format (f5.2,2f8.2,i7,4f8.2,2f10.4)
  96 105 format (9x,9f8.2)
  97 106 format (f8.1,9i8)
  98 stop
  99 end

```

Name	Type	Offset	P Class
A	REAL	896	
A0	REAL	860	
A1	REAL	864	
AA	REAL	836	
ALF1	REAL	988	
ALF2	REAL	996	
ALOG			INTRINSIC
AMAX1			INTRINSIC
B	REAL	900	
B0	REAL	856	

Page 3
03-26-99
19:07:50

```

D Line# 1 7 Microsoft FORTRAN77
V3.31 August 1985
B00 REAL 16
B1 REAL 872
C1 REAL 964
C2 REAL 968
COEF REAL 892
COS INTRINSIC
D1 REAL 992
DA REAL 1000
DB REAL 932
DFC REAL 828
DIA1 REAL 808
DIA2 REAL 804
DM REAL 1004
E REAL 824
E4 REAL 912
E5 REAL 916
E6 REAL 920
EXP INTRINSIC
F11 REAL 924
F12 REAL 928
FPS1 REAL 888

```

H1	REAL	876	
H3	REAL	948	
H4	REAL	952	
H5	REAL	956	
H6	REAL	936	
H7	REAL	940	
I0	INTEGER*4	852	
INT			INTRINSIC
JN	INTEGER*4	1020	
JNAV	INTEGER*4	848	
KA	REAL	972	
KB	REAL	976	
KNAV	REAL	68	
LA	REAL	980	
LAM0	REAL	844	
LAMA	REAL	1016	
LAMB	REAL	1012	
LB	REAL	984	
M	REAL	840	
N	INTEGER*4	908	
N0	INTEGER*4	1008	
NDOV	INTEGER*4	120	
PI	REAL	796	
PSI	REAL	880	
Q1	REAL	944	
R1	REAL	812	
R2	REAL	816	
SF	REAL	960	
SIN			INTRINSIC
SQRT			INTRINSIC
ST	REAL	820	
SZ	REAL	868	
T	REAL	800	
TAU	REAL	884	
TN	REAL	904	

Page 4
03-26-99
19:07:50

```

D Line# 1 7 Microsoft FORTRAN77
V3.31 August 1985
V REAL 832

```

Name	Type	Size	Class
MAIN			PROGRAM

Pass One No Errors Detected
99 Source Lines