

ІВАНО-ФРАНКІВСЬКИЙ ДЕРЖАВНИЙ ТЕХНІЧНИЙ
УНІВЕРСИТЕТ НАФТИ І ГАЗУ

На правах рукопису

АРТИМ ВОЛОДИМИР ІВАНОВИЧ

**ПІДВИЩЕННЯ ПРАЦЕЗДАТНОСТІ ШАРОШКОВИХ ДОЛІТ,
ОСНАЩЕНИХ ВСТАВНИМИ КОМПОЗИЦІЙНИМИ
ЗУБКАМИ**

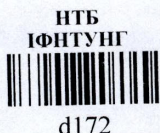
Спеціальність 05.05.12 – Машини нафтової
та газової промисловості

ДИСЕРТАЦІЯ НА ЗДОБУТТЯ НАУКОВОГО СТУПЕНЯ
КАНДИДАТА ТЕХНІЧНИХ НАУК

НАУКОВИЙ КЕРІВНИК

ПЕТРИНА ЮРІЙ ДМИТРОВИЧ

Д.Т.Н., ПРОФ.



ІВАНО-ФРАНКІВСЬК - 1999



170

ЗМІСТ

ВСТУП.....	5
1. АНАЛІЗ РОБОТИ БУРОВИХ ШАРОШКОВИХ ДОЛІТ ІЗ ВСТАВНИМИ ТВЕРДОСПЛАВНИМИ ЗУБКАМИ.....	10
1.1. Основні причини руйнування шарошкових доліт із вставними зубками	10
1.1.1. Умови роботи бурових шарошкових доліт.....	10
1.1.2. Умови роботи опор шарошкових доліт.....	11
1.1.3. Зношування оснащення шарошкових доліт.....	14
1.1.4. Основні теоретичні положення, що характеризують міцність та руйнування матеріалів бурових шарошкових доліт.....	18
1.1.5. Основні фактори, що впливають на довговічність з'єднання "корпус шарошки - вставний зубок".....	22
1.2. Сучасний стан і перспективи розвитку виробництва твердосплавного озброєння бурового інструменту.....	24
1.2.1. Сучасний стан та перспективи розвитку виробництва порошкових твердих сплавів.....	24
1.2.2. Використання нових матеріалів для виробництва зубків бурових шарошкових доліт.....	26
1.3. Переваги і недоліки конструкції бурових шарошкових доліт із вставними твердосплавними зубками.....	30
1.4. Постановка задач дослідження.....	33
2. МЕТОДИКА ДОСЛІДЖЕНЬ.....	35
2.1. Методика формування зубків із ступінчастою зміною концентрації твердого сплаву.....	35
2.2. Вибір обладнання для отримання комбінованих зубків.....	37

2.2.1. Конструкція прес-форми.....	37
2.2.2. Обладнання для віброзмішування.....	39
2.3.Режими пресування та спікання комбінованих зубків.....	40
2.3.1. Вибір режимів пресування зубків.....	40
2.3.2. Вибір режимів спікання.....	41
2.4.Методика досліджень механічних характеристик долотних сталей.....	42
2.5.Методика визначення в'язкості руйнування K_{1C}	44
2.6.Наведення тріщин на взірцях, призначених для оцінки опору поширенню тріщин.....	48
2.7.Мікроструктурні дослідження долотних сталей та комбінованих зубків	49
2.8.Методика досліджень долотних сталей, загартованих з пришвидшеного нагріву.....	51
2.9.Висновки до розділу 2.....	52
3. ТЕОРЕТИЧНЕ ОБГРУНТУВАННЯ ВИБРАНОГО СПОСОБУ ФОРМУВАННЯ КОМБІНОВАНИХ ЗУБКІВ.....	54
3.1.Спосіб отримання комбінованих зубків.....	54
3.2.Метод віброутворення перехідної зони.....	56
3.2.1. Обґрунтування можливості використання вібраційних процесів для формування перехідної зони.....	56
3.2.2. Вибір напрямку вібрації.....	57
3.3.Теоретичні основи процесу вібраційного змішування порошків карбиду вольфраму і заліза.....	58
3.4.Експериментальне визначення сили опору середовища.....	61
3.5.Визначення середньої швидкості опускання частинки карбиду вольфраму в середовищі порошку заліза.....	63
3.6.Теоретичні обмеження параметрів вібрації.....	68

3.7.Висновки до розділу 3.....	70
4. ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ПЕРЕХІДНОЇ ЗОНИ КОМБІНОВАНИХ ЗУБКІВ.....	72
4.1.Експериментальне дослідження сили опору середовища F_v відносно руху частинкам карбіду вольфраму при віброзмішуванні комбінованих зубків.....	72
4.1.1. Вибір хімічного складу робочої і кріпильної частини комбінованого зубка.....	72
4.1.2. Визначення сили опору середовища.....	74
4.2.Визначення робочих параметрів вібрації та часу змішування....	74
4.2.1. Визначення характеру віброзмішування при даному значенні сили опору середовища.....	74
4.2.2. Визначення області можливих параметрів вібрації.....	77
4.2.3. Вибір практичних параметрів вібрації.....	80
4.2.4. Побічні ефекти при віброзмішуванні.....	83
4.3.Експериментальні дослідження комбінованих зубків.....	84
4.3.1. Макроструктура взірців.....	85
4.3.2. Дослідження мікроструктури взірців.....	86
4.3.3. Оцінка мікротвердості.....	88
4.3.4. Дослідження концентрації карбіду вольфраму по довжині зубка.....	90
4.4.Висновки до розділу 4.....	93
5. РОЗРОБКА МЕТОДІВ ОЦІНКИ КОНСТРУКТИВНОЇ МІЦНОСТІ ЗУБКІВ ТА ПІДВИЩЕННЯ НАДІЙНОСТІ З'ЄДНАННЯ "ЗУБОК-ШАРОШКА".....	95
5.1.Особливості використання методу екстраполяції для визначення характеристик руйнування долотних сталей.....	95
5.2.В'язкість руйнування твердосплавних зубків бурових доліт.....	101

5.3.Аналіз міцності з'єднання “зубок-шарошка” для комбінованих зубків.....	106
5.4.Довговічність шарошкових доліт, загартованих з пришвидшеного нагріву.....	111
5.5.Розробка методики вибору хімічного складу долотних сталей в залежності від необхідних механічних властивостей.....	123
5.6.Висновки до розділу 5.....	126
ВИСНОВКИ.....	130
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ.....	133
ДОДАТКИ.....	147

ВСТУП

Актуальність теми.

В розвитку економіки України значна увага відводиться нафтовій та газовій галузі як найважливішій складовій паливно-енергетичної бази народного господарства. Вирішення завдань, що стоять перед нафтовою та газовою промисловістю, потребує перш за все підвищення техніко-економічних показників бурових робіт, прискорення технічного переозброєння, широкого освоєння принципово нової техніки, матеріалів та технологій, зменшення термінів будівництва свердловин і підвищення строків служби обладнання та породоруйнівного інструменту.

Розвиток паливно-енергетичного комплексу країни потребує значного підвищення довговічності породоруйнівного інструменту, зменшення використання у виробництві дефіцитних і дорогих матеріалів, таких як вольфрам, кобальт, нікель та інших, при одночасному підвищенні якості праці та зменшенні енергоємкості виготовлення породоруйнівних інструментів.

Зубки з твердих сплавів ВК-4, ВК-8, ВК-8ВК та ін., що зараз серійно випускаються промисловістю для оснащення шарошкових доліт, мають цілий ряд недоліків. Внаслідок високої твердості та жорсткості твердосплавних зубків в порівнянні з шарошкою та значного натягу після запресування їх в тіло шарошки, при експлуатації відбувається сколювання, розхитування та випадання їх з корпусу ($\approx 25\%$), що призводить до подальших більш інтенсивних сколювань та випадань внаслідок засмічення свердловини частинами твердого сплаву, що випали. Тому застосування твердосплавних зубків накладає обмеження на довжину вильоту зубка над тілом шарошки та внаслідок цього на технологічні параметри буріння, такі як швидкість проходки та ін. В той

же самий час буровий інструмент – це інструмент разового використання, в роботі якого приймає участь тільки виступаюча робоча частина зубків, а більша його частина (до 70%) із дефіцитного і дорогого твердого сплаву запресовується в корпус шарошки, що веде до значних затрат твердого сплаву.

Тому проблема підвищення працездатності шарошкових доліт за рахунок збільшення міцності з'єднання “зубок-шарошка” при одночасному зменшенні використання дефіцитних твердих сплавів, покращенні конструкції долота та ефективності його роботи, зменшенні енергоємності виготовлення та підвищенні довговічності, є досить актуальною.

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами.

Проведені дослідження виконувались в рамках затвердженої урядом Національної програми “Нафта і газ України до 2010 року”, а також науково-дослідної держбюджетної роботи викладачів кафедри “Розробка технологічного забезпечення виробництва нафтопромислового та металорізального устаткування, породоруйнівного та металорізального інструменту, навчально-методичного забезпечення процесу підготовки студентів” до 2001 року.

Мета і задачі досліджень.

Метою дисертаційної роботи є забезпечення підвищення працездатності шарошкових доліт за рахунок збільшення надійності з'єднання “зубок-шарошка” технологічними та конструктивними шляхами.

Для досягнення мети в роботі були поставлені та вирішувались такі задачі:

- розробка конструкції зубка, яка б забезпечила економію твердого сплаву за рахунок заміни твердосплавної кріпильної частини зубка на сталю;

- наукове обґрунтування способу виготовлення комбінованого зубка;
- теоретичні дослідження доцільності застосування вібрації для забезпечення міцного з'єднання сталюї і твердосплавної частин зубка;
- експериментальні дослідження віброзмішування порошків карбїду вольфраму та зв'язки;
- розробка методу і технології виготовлення комбінованих зубків;
- вибір оптимальних параметрів вібрації для забезпечення надійного з'єднання сталюї і твердосплавної частин зубка;
- вибір оптимальних технологічних параметрів виготовлення комбінованого зубка;
- розробка і виготовлення технологічного оснащення для реалізації запропонованого методу формоутворення структури комбінованого зубка;
- порівняльна оцінка міцності з'єднання "зубок-шарошка" при запресуванні серійних зубків та зубків нової конструкції;
- дослідження впливу швидкості нагріву при термообробці шарошок на міцність з'єднання "зубок-шарошка";
- розробка методики вибору хімічного складу долотних сталей в залежності від необхідних механічних характеристик для використання їх як матеріалу шарошки та кріпильної частини зубка нової конструкції.

Наукова новизна отриманих результатів.

Автором самостійно вперше:

- розроблена конструкція вставного зубка з плавною зміною концентрації твердого сплаву по довжині зубка;
- показана доцільність використання вібрації для отримання зони зміни концентрації порошкового карбїду вольфраму в середовищі зв'язки (порошок заліза чи сталі);

- встановлено закономірності відносного руху частинки карбіду вольфраму в середовищі зв'язки при віброзмішуванні, розроблена методика визначення сили опору середовища відносному руху частинки карбіду вольфраму;
- запропоновано методику оцінки в'язкості руйнування K_{1C} комбінованого озброєння шарошкових доліт;
- показана доцільність використання пришвидшеного нагріву під гартування шарошок для підвищення надійності закріплення вставних зубків в тілі шарошки;
- запропоновано методику вибору хімічного складу долотних сталей в залежності від необхідних механічних характеристик для використання їх як матеріалу шарошки та кріпильної частини зубка нової конструкції.

Практичне значення отриманих результатів.

Теоретичні та експериментальні дослідження можуть бути використані для розробки технічного завдання, технічного та робочого проекту технологічних процесів виготовлення бурових доліт та композиційних зубків. Розроблений метод отримання міцного зв'язку різнорідних матеріалів може знайти широке використання в дослідженнях сплавів з різною концентрацією компонентів, а також при розробці конструкцій деталей зі змінними властивостями по об'єму. Розроблена та впроваджена в практику роботи ВАТ “Дрогобицький долотний завод” методика оцінки тріщиностійкості твердосплавного озброєння.

Особистий внесок здобувача.

- 1 Автор виконував лабораторні дослідження отриманих зразків, проводив оцінку та аналіз результатів [1-9].
- 2 Автором запропоновано новий спосіб отримання композиційних матеріалів із змінними механічними властивостями по об'єму [10].

- 3 Приведена оцінка тріщиностійкості твердосплавних зубків бурових доліт [2].
- 4 Розроблена програма по виборі долотних сталей з низьким вмістом нікелю [3].
- 5 Автор провів широкі теоретичні дослідження процесу віброзмішування, розроблено оснащення для формування комбінованих зубків [4, 8].
- 6 Встановлено ряд технологічних факторів і параметрів для підвищення міцності з'єднання “зубок-шарошка” [5, 9].

Апробація результатів дисертації.

Найбільш суттєві результати доповідались і обговорювались в міжнародній школі-семінарі “Методи і засоби технічної діагностики” (Івано-Франківськ, 1995), на науково-технічних конференціях професорсько-викладацького складу технічного університету нафти і газу (Івано-Франківськ, 1996, 1997, 1998) та на наукових семінарах кафедри технології машинобудування Івано-Франківського державного технічного університету нафти і газу.

Публікації.

Результати виконаних досліджень опубліковані в 10 друкованих працях, в тому числі 5 статей, 1 Патент України на винахід.

Структура та обсяг роботи.

Дисертація складається із вступу, п'яти розділів, висновків, бібліографічного списку літератури з 143 найменуваннями і додатків. Загальний обсяг роботи 146 стор., в тому числі: 44 рисунків, 7 таблиць і додатки на 5 сторінках. Основна частина роботи містить 123 стор. машинописного тексту.

РОЗДІЛ 1

АНАЛІЗ РОБОТИ БУРОВИХ ШАРОШКОВИХ ДОЛІТ ІЗ ВСТАВНИМИ ТВЕРДОСПЛАВНИМИ ЗУБКАМИ

1.1 Основні причини руйнування шарошкових доліт із вставними зубками

1.1.1 Умови роботи бурових шарошкових доліт

Використання шарошкових доліт із твердосплавним озброєнням дало змогу значно підвищити продуктивність буріння нафтових, газових, геолого-пошукових робіт, і як наслідок – збільшилось виробництво доліт із вставними твердосплавними зубками.

Вітчизняна промисловість виготовляє долота із твердосплавною та комбінованою оснасткою наступних типів: МЗ, СЗ, ТЗ, К, ОК, причому область їх застосування весь час розширюється. Аналогічні тенденції спостерігаються і в зарубіжній практиці. В той же час, незважаючи на ефективність використання шарошкових доліт зі вставними твердосплавними зубками, довговічність їх твердосплавної оснастки є ще недостатньо високою.

Шарошкові долота руйнують гірську породу або вдавллюванням з утворенням відбитків і сколюванням породи між відбитками (долота дробильної дії), або зрізуванням породи між відбитками (долота дробильно-сколювальної дії).

В залежності від характеристики розбурюваних порід змінюється конструктивне оформлення оснащення – число і розташування вінців, форма і розміри твердосплавних зубків, число рядів, зубків на вінці, форма зубків на вінці [11, 12, 13, 14].

Вітчизняна промисловість отримує твердосплавні зубки в основному

трьох форм: з клиновою, кулеподібною та плоскою робочою частиною. Максимальні дотичні напруження в породі, що розбурюється, виникають при бурінні долотами із зубками кулеподібної форми в гірських породах з високим модулем пружності. При бурінні порід з середнім модулем пружності і високих навантаженнях на долото доцільно використовувати зубки з клиновою робочою частиною. В деяких випадках використовують комбіновану оснастку, що складається із зубків з сферичною та клиновою формами робочих поверхонь.

Шарошкові долота руйнують породу шляхом послідовного нанесення ударів зубками при обертанні долота з прикладенням осьового навантаження. Напруження, що виникають в зубках оснастки, обумовлюються характером взаємодії їх з породою, що руйнується, - втискуванням і перекочуванням з проковзуванням чи без нього. Оснастка шарошкових доліт працює в складних умовах абразивного, гідро-абразивного та ударно-втомного зношування, великих контактних навантажень з великою їх частотою, дії агресивних середовищ та високих температурах [15].

1.1.2 Умови роботи опор шарошкових доліт

Багаторічними дослідженнями та досвідом експлуатації шарошкових доліт встановлено, що їх працездатність, особливо доліт з твердосплавним озброєнням, визначається зносостійкістю опор. Тому підвищення стійкості опорних елементів має визначальне значення для підвищення довговічності доліт та покращення техніко-економічних показників буріння в цілому. Також слід відмітити, що зношування опор приводить до погіршення умов роботи твердосплавного озброєння та знижує його працездатність.

Опори шарошок в більшості випадків мають вигляд своєрідного трирядного підшипника. Їх розміри чітко обмежені габаритами шарошок і

цапф. Важливою особливістю опор є нерухомість внутрішніх бігових доріжок. Це створює односторонню навантаженість внутрішніх бігових доріжок цапф зі сторони вибою і посилене зношування їх по дузі в 120° - 160° . Встановлені допуски на виготовлення підшипників доліт створюють посадочні зазори, при яких кут зони навантаження навіть у нових доліт може бути в межах 90° - 180° і число тіл кочення, що сприймають навантаження, складає 25-52% від їх загального числа. В процесі зношування підшипників та збільшення зазорів кут зони навантаження і кількість робочих тіл кочення будуть зменшуватися, одночасно збільшуючи швидкість зношування бігових доріжок зі сторони, що повернута до вибою.

Режими буріння, що застосовуються на практиці, створюють умови, при яких в залежності від величини посадочних дійсних зазорів та розташування зубків на шарошках на бігових доріжках підшипників контактні напруження під найбільш навантаженими тілами кочення зростають до 3000 МПа, а іноді і вище. Крім того, у всіх випадках (за рахунок неоднакових посадочних зазорів в трьох підшипниках шарошки) роликові підшипники працюють з перекосом, величина якого може досягати $\pm 10'$ - $15'$. Такий перекоп може збільшити контактні напруження по краях роликів на 20-22% відносно середнього напруження при відсутності перекопів, що часто приводить до викришування країв роликів. Високі швидкості руху бігових доріжок шарошки і тіл кочення особливо небезпечні в безсепараторних підшипниках кочення, що мають значні посадочні зазори. Тіла кочення в зоні навантаження в цих підшипниках обертаються в протилежних напрямках відносно один одного та труться зі швидкостями вдвічі більшими, ніж в сепараторі. В результаті цього зростає робота тертя та зношування тіл кочення. Виходячи з зони навантаження, при наявності великого зазору тіла кочення втрачають

зв'язок із шарошкою і швидкість. Під дією сусідніх тіл кочення вони можуть отримати обертання в протилежному напрямку.

Перекошування зубчастих шарошок по нерівній поверхні вибою свердловини та перекошування бігових доріжок і тіл кочення приводять до ще більш хаотичного обертання тіл кочення в ненавантаженій зоні підшипників. При вході тіл кочення в навантажену зону в результаті великої різниці між швидкостями бігових доріжок та поверхонь тіл кочення буде виникати проковзування поверхонь, що дотикаються, та їх посилене зношування.

Відсутність сепаратора в підшипниках шарошок і збільшення радіальних зазорів в процесі зношування долота створюють умови для розвертання роликів в доріжках та заклинювання шарошки.

Діючі на опору навантаження не тільки значні по величині, але й мають динамічний характер з великою частотою зміни, що погіршує й без того важкий режим роботи підшипника.

Змащування та охолодження підшипників доліт звичайно здійснюється промивними рідинами, змащувальні властивості яких в 8-10 разів гірші, ніж в масел. Це значно прискорює процес зношування. Наявність води в промивних рідинах приводить до водневого окрихчування. Разом з тим промивні рідини, будучи в тій чи іншій мірі корозійними середовищами, зменшують циклічну міцність металів. Висока температура промивної рідини в забої, що доходить при бурінні в деяких районах до 200°C , не тільки впливає на інтенсивність корозійних процесів, але й знижує змащувальні властивості промивних рідин і погіршує умови охолодження опор доліт. Зношуванню підшипників також сприяє високий тиск середовища [16, 17, 18].

Важкі умови роботи опор шарошкових доліт погіршуються наявністю в промивній рідині абразивних частинок вибуреної породи.

Вміст піску в промивній рідині на виході із свердловини складає 2-5%, а в окремих випадках може сягнути 12%, у вибої він ще вищий [19].

Таким чином, довговічність опор тришарошкових доліт є досить низькою: 0,5-25 год. в залежності від способу буріння та інших факторів [20, 21].

1.1.3 Зношування оснащення шарошкових доліт

Хоча зношування оснащення шарошкових доліт в більшості випадків не визначає час роботи долота, але ефективність буріння свердловини визначається часом, на протязі якого оснащення долота зберігає свою працездатність.

Зубки шарошки експлуатуються в особливо важких умовах. За рахунок сумісної дії статичних і динамічних навантажень та абразивної дії породи, що руйнується, зубки повинні бути одночасно високоміцними і зносостійкими [22, 23, 24, 25, 26].

Зубки при перекочуванні шарошки по нерівному вибої сприймають різні за характером та величиною деформації. Тіло зубка в поперечному перерізі сприймає стиск і знакозмінний згин. Максимальна величина згинаючих напружень є біля основи зубка, а стискаючих - біля його вершини. Зворотньо-поступальне переміщення долота і поздовжні коливання низу бурильної колони призводять до прямого удару зубків по породі без перекочування. На поверхнях зубків, що контактують з гірською породою, особливо в притупленій частині, виникають значні за величиною контактні напруження, що залежать від твердості породи та інших факторів.

Діючі на зубки навантаження мають циклічний характер з числом циклів напружень до 18 Гц при турбінному бурінні і до 3 Гц при роторному. За час роботи долота на вибої загальне число циклів навантажень ($1 \cdot 10^5$ - $5 \cdot 10^5$ та вище) є достатнім для настання втомного

зношування металу, особливо в умовах високих напружень, наявності різких переходів від тіла шарошки до зубка. Як і для опор долота втомна міцність оснащення долота знижується в результаті взаємодії з корозійно-активним середовищем.

Руйнуючи гірську породу, що має певні абразивні властивості, і перекочуючись по вибою з проковзуванням, зубки шарошки підлягають впливу ударно-абразивного зношування, а також абразивного при проковзуванні. Високі швидкості проковзування зубків шарошкових доліт по породі (для найбільш широко використовуваних доліт діаметром 215,9 мм швидкості при високооборотному бурінні доходять до 2,5 м/с і при збільшенні діаметра долота вони зростають) приводять до місцевого нагрівання їх в зоні контакту з породою до 800-1000°C, що не тільки збільшує інтенсивність абразивного зношування, але й сприяє утворенню тріщин при наступному різкому охолодженні в промивній рідині [27, 28, 29].

Враховуючи, що у випадку оснащення твердосплавними зубками шарошка є складеною деталлю, необхідно приймати до уваги взаємодію елементів, що складаються [30, 31]. Надійність цієї взаємодії пов'язана з процесами термообробки шарошок. Значна різниця властивостей матеріалів зубків і сталюого корпусу шарошки обмежує можливості утворення надійного пресового з'єднання "зубок-шарошка" [32, 33]. Тому випадання зубків при бурінні трапляється досить часто. Для усунення цього недоліку розроблено ряд методів кріплення твердосплавних зубків. У вітчизняній та зарубіжній практиці для цього застосовують холодне і гаряче запресування з гарантованим натягом, що вимагає точності виготовлення елементів з'єднання. Стосовно до виробництва доліт було розроблено метод паяння міддю під шаром флюсу. Незважаючи на значне, порівняно із запресуванням, зниження трудомісткості процесу і

підвищення продуктивності праці, паяння застосовується тільки у виробництві доліт малих розмірів з мінімальним вильотом зубків з тіла шарошки. Пояснюється це тим, що в процесі роботи долота відбувається значна деформація отворів під зубки, що веде до зменшення міцності їх кріплення. Мідний пластичний прошарок прискорює процес деформування посадочної поверхні та веде до випадання зубків [34, 35].

Метод віброзабивання пневмоінструментом, запропонований в роботі Виноградова В.М. [22], відрізняється більш високою міцністю кріплення твердосплавних зубків, ніж при звичайному запресуванні. До основних недоліків цього методу можна віднести повторювану ударну дію на локалізовану поверхню твердосплавних зубків, що приводить до виникнення і розвитку мікротріщин.

Крім цих методів існують конструктивні методи підвищення довговічності твердосплавного озброєння за рахунок зменшення жорсткості системи "порода-зубок-шарошка". До цих методів можна віднести виготовлення вінців шарошок з виступаючими площадками під запресовку зубків та прорізування канавок на певній відстані від зубків на глибину цементованого шару [36, 37].

Перший метод поряд з перевагами має значні недоліки, основними з яких є збільшення трудомісткості виготовлення, складність отримання заготовок та ріст витрат долотної сталі.

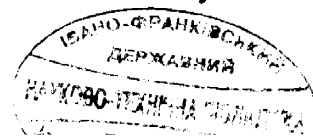
В другому методі жорсткість системи "порода-зубок-шарошка" залежить від відстані між бічною поверхнею зубка та краєм канавки. Недолік цього методу – необхідність строгого дотримання точності розмірів канавок та оптимальної відстані від бічної поверхні зубка до краю канавки при виготовленні. Існує ще чимало конструктивних методів підвищення довговічності твердосплавного озброєння (гофрування; ступінчаста чи сферична форма кріпильної частини зубка; зменшення

діаметру робочої частини зубка із завальцюванням зубка після запресування), але не завжди їх використання приносить бажані результати.

Аналіз закономірностей зношування та руйнування твердосплавного озброєння показав, що в основі цих процесів лежать одні і ті ж явища [38, 26]. Працездатність твердосплавного озброєння обмежується ударно-втомним зношуванням зубків, яке виникає під дією циклічних ударних і згинаючих знакозмінних навантажень. Характер зародження та поширення тріщин в твердому сплаві обумовлює зв'язок між його довговічністю та параметрами механіки руйнування. Дослідження М.О.Жидовцева, В.Я.Кершенбаума, Е.С.Гінзбурга [39], С.В.Монтика [26] показали можливість застосування параметрів механіки руйнування для кількісного опису деяких аспектів мікро- і макроруйнування твердого сплаву, яке в значній мірі визначає механізм зношування. Зокрема, тріщиностійкість і величина пластичної зони в вершині тріщини використовувались в якості критеріїв зносостійкості твердого сплаву. Однак критичний коефіцієнт інтенсивності напружень K_{IC} визначався ними не прямими випробуваннями, а методом Палмквіста-Еванса, який полягає у вимірюванні тріщин, що виникають біля кутів відбитку при вдавлюванні піраміди Віккерса в поліровану поверхню твердого сплаву. Використання інших методів для знаходження K_{IC} не вважалось можливим через високу крихкість матеріалу зубків, що не дає змоги нанести на них втомні тріщини. Тому розробка такого методу представляє собою великий науковий і практичний інтерес.

Встановлено [22, 40], що при абразивному зношуванні з ростом твердості озброєння збільшується його чутливість до концентраторів напружень, які визначають його стійкість і міцність.

Отже, дослідження загальних закономірностей зношування та



руйнування бурових доліт показують, що в основі процесів зношування і руйнування матеріалів лежать одні і ті ж явища, що дозволяє говорити про спільність цих процесів. Враховуючи те, що руйнування матеріалів починається із зародження тріщин і його характер залежить від опору їх поширенню, ми підійшли до факту необхідності використання лінійної механіки руйнування для опису цих процесів.

1.1.4 Основні теоретичні положення, що характеризують міцність та руйнування матеріалів бурових шарошкових доліт

Щоб охарактеризувати загальну суть процесів, які зумовлюють міцність та руйнування матеріалів бурових шарошкових доліт, розглянемо деякі головні вихідні дані класичних та сучасних нових підходів в теорії міцності та руйнування високоміцних матеріалів.

В рамках класичних уявлень про матеріал як деяке тверде тіло виходять з того, що елемент деформованого твердого тіла може бути тільки в одному з двох станів: суцільному чи зруйнованому. При цьому перехід з першого стану в другий (процес руйнування) відбувається миттєво при досягненні деякого критичного значення для даного матеріалу визначеної характеристики напружено-деформованого стану (наприклад, максимальні розтягуючі напруження досягають значення σ_b). Якщо ж характеристики напружено-деформованого стану в матеріалі не досягнуть своїх граничних значень, то руйнування не відбудеться і тіло збереже свою цілісність. Такий підхід часто використовують в інженерних розрахунках [41]. Однак в тих випадках, коли застосовують високоміцні матеріали та коли вони працюють в деяких визначених екстремальних умовах (при високих змінних навантаженнях, в умовах агресивних середовищ), особливо, коли виникають умови, що приводять до окрихчування металу, такі підходи є недостатніми. В повній мірі це стосується матеріалів, що використовуються при виробництві шарошок

бурових доліт. В таких випадках необхідно приймати до уваги сукупність усіх параметрів, що характеризують кінетику самого процесу руйнування матеріалу. Основна ідея підходів сучасної механіки руйнування матеріалів і конструкцій полягає в наступному. Перехід елемента деформованого матеріалу з суцільного стану в зруйнований супроводжується деяким проміжним станом, який необхідно враховувати при визначенні міцності матеріалу [42], в першу чергу, якщо в ньому є дефекти типу тріщин (гостроконечні концентратори напружень). Важливою особливістю областей деформованого матеріалу, де виникають ділянки передруйнування, є те, що в цих ділянках матеріал завжди деформований за границю пружності і що саме тут найбільш інтенсивно відбуваються локальна пластична деформація, взаємодія з навколишнім середовищем, дифузійні процеси та інші явища, які зумовлюють локальне руйнування матеріалу.

Розглянемо основні підходи сучасної механіки руйнування матеріалів та конструкцій.

Вперше поняття про тріщину як джерело зниження несучої здатності твердих крихких тіл ввів в механіку міцності для розрахунків міцності крихких аморфних матеріалів типу силікатного скла А.Гріффітс [43]. При розв'язанні задач про міцність тіла з тріщиною він вперше застосував енергетичний підхід, який базується на тезі, що існуюча в тілі тріщина поширюватиметься, якщо швидкість вивільнення пружної енергії тіла U при цьому перевищуватиме приріст поверхневої енергії Q , необхідної для утворення нових поверхонь руйнування.

Значну роль в дослідженнях міцності металів і сплавів має інженерно-фізичний напрямок. Перше пояснення умов переходу матеріалу з пластичного в крихкий стан дав Людвік [44].

Значні успіхи в області проблеми руйнування були досягнуті із

залученням уявлень про атомний механізм пластичної деформації металів та сплавів. А.В.Степанов [45] висунув тезу про відповідальність пластичної деформації за утворення тріщин в металах. Пізніший розвиток дислокаційної теорії дозволив конкретизувати ймовірні механізми тріщиноутворення та надати їм кількісної форми. Так, модель Коттрелла [46, 47] передбачає утворення тріщини дислокаціями, які переміщуються в лініях ковзання, що перетинаються. Тоді тріщина виникає в площині, нормальній до максимальних розтягуючих напружень. Експерименти Хана [48] показали, що пластична деформація є передумовою крихкого руйнування низьковуглецевих сталей.

Одним з факторів, які мають значний вплив на характер руйнування та рівень міцності металів та сплавів, є величина зерна. Встановлення залежностей між характеристиками міцності та розміром зерна пов'язують з працями Петча Холла і Є.М.Шевандіна [49, 50, 51].

Останнім часом все більше значення для розуміння процесів руйнування посідають методи, що використовують оптичну та електронну мікроскопію. Докладний аналіз фрактографічних особливостей руйнування заліза та деяких сплавів приведений в роботах М.П.Брауна [52], К.Д.Бічема [53], Пеллоу [54], Анрі і Плато [55], М.Л.Бернштейна [56, 57], О.П.Гуляєва [58], В.С.Іванової [59, 60, 61], О.М.Романіва [62, 63] та інших.

Одним з найважливіших напрямків розвитку сучасної науки про міцність та руйнування матеріалів є розробка фізично обґрунтованої теорії процесів їх деформування та руйнування в екстремальних умовах експлуатації (наявність гострих концентраторів напружень – тріщин та фізико-хімічної дії агресивних середовищ).

Виключно важливим етапом в розвитку механіки руйнування матеріалів було встановлення асимптотики поля напружень та зміщень

навколо тріщини в пружному однорідному деформованому тілі. Дж.Ірвін [64, 65] запропонував так званий силовий критерій для визначення початку розповсюдження тріщини в деформованому твердому тілі при його квазістатичному навантаженні.

В роботах Бережницького Л.Т., Панасюка В.В. [31, 66] та Черепанова Г.П. [67] дано узагальнення критерію Ірвіна на випадок тіл з тріщинами, коли тіло знаходиться в складному напруженому стані.

В роботах Андрейківа А.Є. [68, 69] запропоновані рівняння для випадку просторової задачі, тобто, коли в тримірному деформованому тілі має місце плоска довільно орієнтована тріщина.

Згадані вище розрахункові моделі склали основу так званої лінійної механіки крихкого руйнування твердих тіл. Головною рисою цього напрямку механіки руйнування є те, що характерні розміри ділянки передруйнівного стану біля кінця тріщини (Δl на рис.1.1) рахуються малими в порівнянні з характерними розмірами вихідної тріщини (l) та розмірами даного тіла. Згідно [66], напружено-деформований стан в такому тілі визначають за допомогою методів та рівнянь лінійної теорії пружності, звідси і назва напрямку, та обчислюють коефіцієнти інтенсивності напружень $K_i(p, l)$, де $i=I, II, III$ - індекси, що відповідають певному типу деформованого стану; опір матеріала розповсюдженню тріщини, тобто його статичну тріщиностійкість оцінюють константою K_{IC} (K_{IIC} , K_{IIIC} або γ).

Суттєвий вклад в розробку ефективних методів розв'язання крайових задач математичної теорії тріщин та обчислення значень коефіцієнтів інтенсивності напружень внесло багато вітчизняних та зарубіжних вчених [35, 42, 68-100].

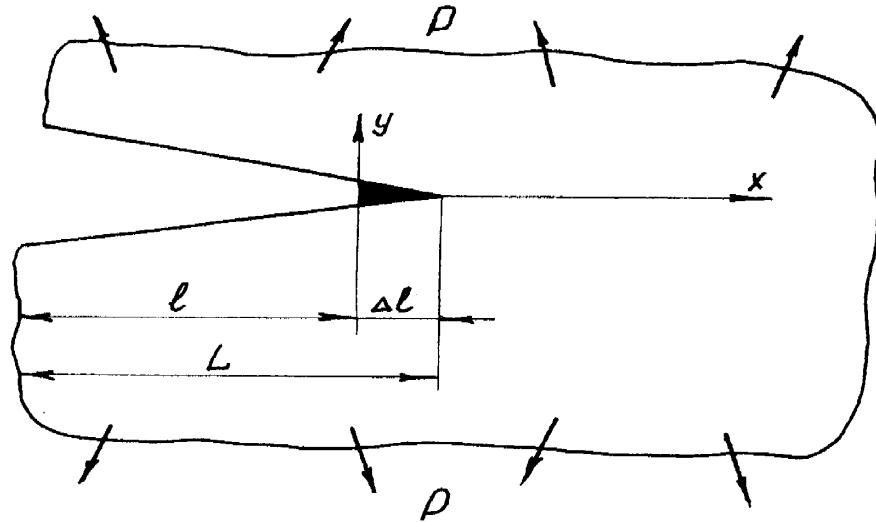


Рисунок 1.1 – Розмір зони передруйнування біля вершини макротріщини

[66]

1.1.6 Основні фактори, що впливають на довговічність з'єднання "корпус шарошки - вставний зубок"

В деяких дослідженнях ВНДІБТ (м. Москва) були вивчені умови запресування, при яких забезпечується максимальне зусилля на одиницю довжини, яке отримує зубок в отворі, проведені аналітичні та експериментальні дослідження з'єднання, на основі яких рекомендовані оптимальні натяги при запресуванні твердосплавних зубків [36, 38].

Автори вказують, що за рахунок змінання мікронерівностей на спряжених поверхнях табличний натяг повинен бути збільшений на 24 мкм.

Ефективність руйнування розбурюваної породи залежить від величини діючих навантажень і часу контакту зубка озброєння з розбурюваною породою, в якій встигають поширюватися критичні напруження.

В момент співудару зубка твердосплавного озброєння із вибоєм в короткий проміжок часу відбувається ріст ударного навантаження від нуля

до максимуму (час збільшення навантаження). За цей проміжок часу напруження, що відповідають максимальному значенню ударного навантаження, встигають поширитися лише в обмеженому об'ємі породи. У всіх випадках об'єм поширення цих напружень в зубку перевищує їх об'єм в розбурюваній породі внаслідок різниці фізико-механічних властивостей матеріалів.

Час збільшення ударного навантаження при всіх інших рівних умовах залежить від жорсткості системи "порода-зубок-шарошка".

Зменшення жорсткості пресового з'єднання впливає на характер розподілу залишкових напружень, знижує величини напружень в зоні їх концентрації, тобто в місці входу зубка в тіло шарошки.

Аналізуючи викладене, можна зробити висновок, що зменшення жорсткості робочої системи "порода-зубок-шарошка" приводить до зменшення максимальних ударних навантажень, діючих на зубок озброєння, тобто до зниження концентрації напружень в небезпечному перерізі і, таким чином, до збільшення довговічності твердосплавного озброєння.

Дуже перспективним для зниження концентрації напружень в зоні їх концентрації, тобто в місці входу зубка в тіло шарошки, є використання відкриття К.С.Чобаняна [101]. Математичний аналіз напруженого стану, виконаний автором, показав існування широкої області зміни геометричних параметрів елементів з'єднання та їх пружних постійних, для якої відсутня висока концентрація напружень. Визначальною умовою використання відкриття є близькість модулів пружності кріпильної частини зубка та шарошки, що є можливим при використанні комбінованих зубків.

Виконання умов ефекту виключає можливість утворення небезпечних поверхневих тріщин біля краю з'єднання, чим підвищує

міцність конструкції, її надійність та довговічність.

1.2 Сучасний стан і перспективи розвитку виробництва твердосплавного озброєння бурового інструменту

Тривалий досвід виробництва і використання виробів конструкційного призначення в машинобудуванні вказує на високу техніко-економічну ефективність використання порошкових матеріалів.

Використання 1 тис. т порошкових конструкційних виробів дозволяє зекономити 2-3 тис. т дорогих металів, вивільнити 80 металорізальних верстатів і 100-150 робочих-верстатників, знизити трудомісткість процесу в середньому на 120 тис. нормо-годин, збільшити продуктивність праці в 1,5-2,5 рази, знизити питомі капітальні вкладення на 65%, число технологічних операцій з 30-40 до 4-6, витрату електроенергії з 5 млн. до 3,5 млн. кВт-год. Середній термін окупності капітальних вкладень складає 1,4 року [102].

Використання порошкових матеріалів конструкційного призначення служить потужним чинником підвищення ефективності сучасного машинобудування. В галузі долотобудування це в першу чергу стосується розвитку твердосплавного озброєння. Розглянемо розвиток виробництва твердих сплавів, звернувши особливу увагу на їх використання при бурінні.

1.2.1 Сучасний стан та перспективи розвитку виробництва порошкових твердих сплавів

Історія розвитку виробництва порошкових твердих сплавів в першу чергу пов'язана з розробкою твердих сплавів карбіду вольфраму із зв'язкою кобальтом [103-105]. Та майже з самого початку розробки твердих сплавів здійснювались спроби використовувати замість карбіду вольфраму карбіди інших металів. Обнадійливі результати одержали

тільки у випадку використання карбіду титану [106]. Розробка безвольфрамових твердих сплавів інтенсифікувалася в останні роки в зв'язку з дефіцитом та високою вартістю вольфраму в усіх країнах.

В 1968-1971 рр. на основі досліджень [107, 108] розроблена технологія виробництва сплавів ТН (TiC-Ni, Mo). Пізніше розроблено подібний сплав з дещо іншим вмістом нікелю та молібдену (сплав КТС) [109].

В 1974 р. впроваджено у виробництво технологія сплавів на основі карбонітриду титану з нікель-молібденовою зв'язкою (КНТ) [110, 111].

Зараз увага дослідників зосереджена головним чином на розробці більш міцних безвольфрамових сплавів, які могли б замінити стандартні при експлуатації в тяжких умовах. В 1979 р. розроблена серія сплавів на основі карбонітриду титану з легованою нікель-молібденовою фазою (сплави ТВ) [106].

Майбутнє твердих сплавів в значній мірі залежить від рівня техніки. Поява нових способів виготовлення металічних виробів заданої форми та розмірів суттєво не вплине на використання класичних методів. Залишаться без зміни і способи руйнування гірських порід. Тому інструмент, оснащений твердими сплавами, не втратить свого важливого значення. Першочергову увагу в найближче майбутнє буде приділено двом основним проблемам: новим дослідженням, направленим на підвищення якості самих сплавів, та вдосконаленню інструменту. Першочергове значення мають теоретичні розробки, які повинні вирішити одну з кардинальних проблем порошкової металургії – одержання сплавів з наперед заданими властивостями. Важливий резерв економії вольфраму – це реалізація науково-технічних розробок по збільшенню випуску безвольфрамових сплавів.

Таким чином, подальший прогрес у створенні нових порошкових

матеріалів із заданими властивостями, в технології отримання з них виробів, широке впровадження результатів досліджень у виробництво дозволять вирішити важливі проблеми, поставлені розвитком сучасного машинобудування.

1.2.2 Використання нових матеріалів для виробництва зубків бурових шарошкових доліт

Використання твердих сплавів при бурінні має дуже велике значення. Перфораторне і шарошкове буріння твердих гірських порід зараз виконується головним чином інструментом, оснащеним твердими сплавами. Стійкість таких інструментів в десятки разів вища в порівнянні з раніше використовуваними сталюми, при цьому швидкість буріння виросла в декілька разів. В вугільній промисловості використання твердосплавних зубків також дає значний ефект в порівнянні із сталюм інструментом [112].

На сучасному етапі розвитку долотобудування в зв'язку з дороговизною та дефіцитністю складових твердих сплавів, що звичайно використовуються для виробництва вставних зубків бурових доліт, – карбиду вольфраму і кобальту, актуальним завданням є розробка твердих сплавів з аналогічними властивостями, але з меншим вмістом дорогих і дефіцитних компонентів.

Найбільш перспективною в цьому відношенні можна вважати спробу використання в якості зв'язки залізо-нікелевий сплав [112-115].

Система WC-Fe-Ni була досліджена в роботі [114] при стехіометричному вмісті вуглецю в карбіді вольфраму. Слід відмітити, що в інтервалі вмісту нікелю від 5 до 30% в системі Fe-Ni властивості сплавів змінюються по кривій з максимумом чи мінімумом.

Міцність при згині та ударна в'язкість двофазних сплавів WC-Fe, Ni в залежності від вмісту нікелю в зв'язці показані на рис.1.2.

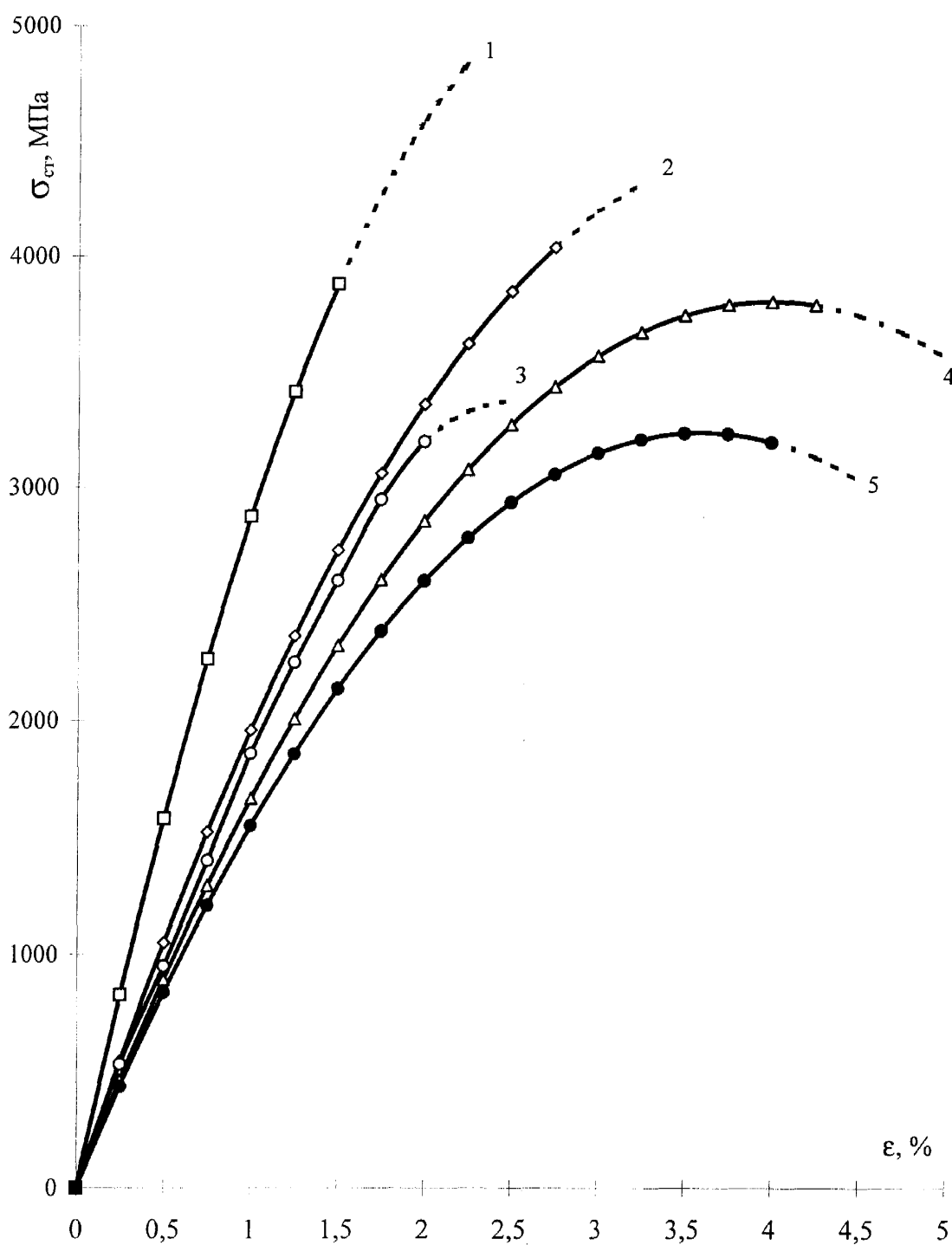


Рисунок 1.2 - Криві деформації при одноосьовому стиску сплавів з 15% (по масі) феронікелю в порівнянні з аналогічним сплавом на кобальтовій зв'язці

- 1 - Fe/Ni=90/10;
- 2 - Fe/Ni=85/15;
- 3 - BK15;
- 4 - Fe/Ni=80/20;
- 5 - Fe/Ni=75/25.

Звертає на себе увагу те, що рівень властивостей твердості і міцності співмірний з рівнем властивостей аналогічних сплавів WC-Co, тоді як ударна в'язкість при однотипній мікроструктурі сплаву в 2-2,5 рази вища. Це підтверджується роботою пластичної деформації сплавів при одноосному стиску (рис.1.3). Границя міцності при стиску сплавів з 10 і 15% нікелю в зв'язці вища, ніж аналогічного сплаву WC-Co (крива 3 на рис.1.3). Робота ж пластичної деформації має максимум при 20% нікелю в зв'язці.

Очевидно, що співвідношення Fe : Ni в зв'язці слід враховувати при виборі області використання сплаву. Сплави з 20% нікелю мають більшу пластичність, ніж сплави з меншим вмістом. В порівнянні із сплавами WC-Co вони мають однакову твердість і міцність і більшу пластичність. Такі сплави можуть використовуватися при роботі з ударними навантаженнями.

Експлуатаційні властивості сплавів з залізонікелевою зв'язкою при співвідношенні Fe:Ni=3:1 вивчені Колерманом і Вейнером [115]. В таблиці 1.1 показані результати порівняльних випробувань сплавів з залізонікелевою зв'язкою і з кобальтом.

Таблиця 1.1 – Порівняння сплавів WC-Co і WC-Fe,Ni

при ударному бурінні

Серія сплавів	Зв'язка	Число випробуваних бурових коронок	Число пробурених метрів породи	Середня проходка на коронку, м	Середній знос, мм	Знос на 1 м проходки, мм/м
1	Co	19	239	12,6	3,9	0,31
	Fe, Ni	18	237	13,2	3,5	0,27
2	Co	29	1694	58	7,9	0,14
	Fe, Ni	30	1557	51	7,5	0,16

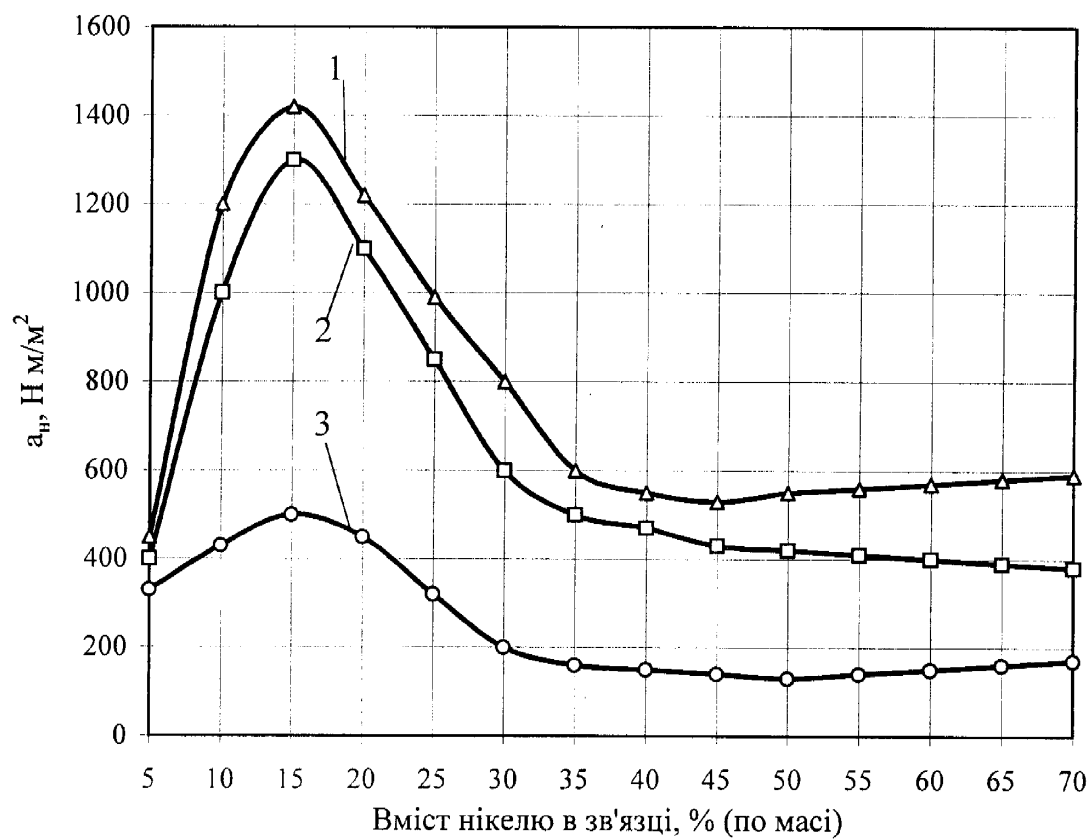
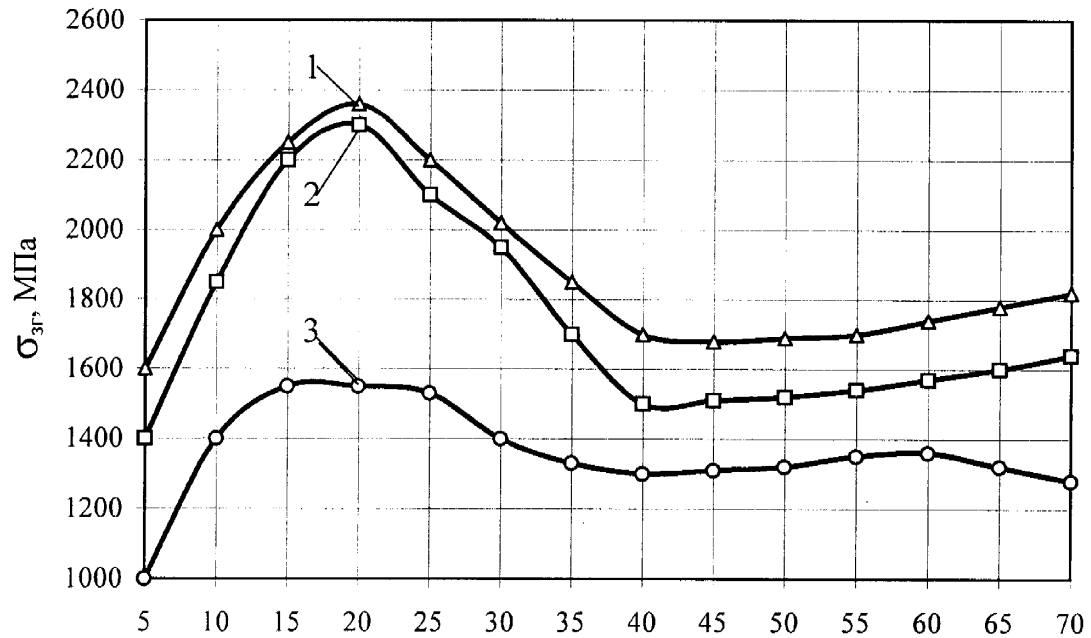


Рисунок 1.3 - Залежність границі міцності при згині $\sigma_{зг}$ та ударної в'язкості $a_{и}$ сплавів WC-Fe, Ni від співвідношення Ni/Fe
 1 - 80% WC+20% Fe, Ni;
 2 - 75% WC+15% Fe, Ni;
 3 - 94% WC+6% Fe, Ni.

Автори прийшли до висновку, що сплави із залізонікелевою зв'язкою по структурі не відрізняються від твердих сплавів з кобальтовою зв'язкою і мають більш високу пластичність (в 2 рази менше поломок при випробуваннях) і дещо знижену зносостійкість. В роботах [113, 114] отримані додаткові дані про експлуатаційні властивості сплаву зі зв'язкою Fe-Ni при співвідношенні Fe:Ni=85:15 (таблиця 1.2) при бурінні в порівнянні з сплавом WC-Co, з якої видно, що вони лежать на одному рівні.

Таблиця 1.2 – Результати випробувань бурових коронок,
озброєних сплавами WC-Fe,Ni та WC-Co

Серія сплавів	Зв'язка	Число випробуваних коронок	Середня проходка на 1 коронку, м	Число поломок твердого сплаву
1	Co	25	27,8	5
	Fe, Ni	26	29,2	4
2	Co	20	24,7	2
	Fe, Ni	20	25,5	2

Проведені роботи показали, що кобальт може бути замінений феронікелем в сплавах з високим вмістом зв'язки, призначених, зокрема, для ударного буріння.

1.3 Переваги і недоліки конструкції бурових шарошкових доліт із вставними твердосплавними зубками

Один з найбільш ефективних напрямків, що підвищують якість бурових доліт, - це використання різної форми вставних зубків з твердого сплаву ВК для оснащення шарошок. Так, проходка доліт з

твердосплавними зубками збільшилася в два рази і більше при бурінні свердловин в твердих і міцних породах в порівнянні з проходкою долотами, оснащеними шарошками з фрезерованими зубцями.

Але разом з хорошими експлуатаційними показниками доліт із вставними зубками потрібно відмітити і їх недоліки. В процесі руйнування породи приймає участь тільки зовнішня робоча частина зубка, а більша частина (приблизно $2/3$) твердосплавного матеріалу запресовується в тіло шарошки і виконує кріпильну функцію, що є дуже нераціонально. Існуючі способи запресування чи паяння твердосплавних зубків не забезпечують надійного їх кріплення в тілі шарошки. Випадання зубків і засмічення ними вибою свердловини - нерідкісне явище в практиці буріння.

Як вказано раніше, один із суттєвих недоліків доліт із вставними зубками - напружений стан зубків в результаті їх запресування в тіло шарошки. Слід відмітити, що найбільші напруження створюються в верхній частині закріплення зубка. В процесі взаємодії з породою зубки сприймають складні навантаження; сумування напружень призводить до інтенсивного їх руйнування.

Як відмічено раніше, для підвищення довговічності і продуктивності роботи бурових доліт із вставними зубками потрібно зменшувати жорсткість системи "порода-зубок-шарошка". Але існуючі методи зменшення жорсткості є досить складними і неефективними [34, 35].

До недоліків доліт із вставними зубками слід також віднести неефективність їх роботи із м'якими породами, де потрібен великий виліт зубка з тіла шарошки (збільшення його робочої частини). Лімітованість вильоту зубка з тіла шарошки в першу чергу пов'язана з великою крихкістю твердих сплавів, які використовуються при виробництві вставних зубків. При ліквідації якимось чином цього недоліку долота з вставними зубками дали б змогу значно підвищити продуктивність

бурових доліт при роботі з м'якими та середніми породами, особливо з абразивними властивостями.

Вказані основні недоліки вставних твердосплавних зубків шарошкових доліт в значній мірі можуть бути ліквідовані чи зменшені зміною конструкції зубків. Така зміна полягає в тому, що зубок виготовляють не суцільно твердосплавним, а таким, що складається з двох різнопланових частин, які виконують різні функції: робочу та кріпильну. Робоча частина, як звичайно, виготовляється з твердого сплаву, а кріпильна – з конструкційної сталі. Основна і кардинальна проблема при розробці таких зубків – міцний і надійний зв'язок робочої і кріпильної частин зубка. Існує багато способів отримати такий зв'язок, але всі вони є недостатніми для використання до зубків бурових доліт, які витримують в процесі роботи дуже великі динамічні навантаження. Такі умови роботи приводять до руйнування зв'язку між частинами зубка та випадання твердосплавної частини зубка із тіла шарошки. Ці невдачі викликані тим, що матеріали робочої та кріпильної частини зубка виготовлені з дуже різних матеріалів. При поєднанні будь-яким способом таких матеріалів на їх границі виникають великі внутрішні напруження, що зменшують і без того недостатньо міцний зв'язок.. Метод відцентрового армування позбавлений таких недоліків, але використання його для виробництва зубків з діаметром 10...16 мм, які найбільш широко використовуються для бурових доліт, пов'язане з великими технологічними труднощами [11].

В роботах В.Я.Кершенбаума, А.М.Мізіна [116] для виготовлення комбінованих зубків було використано метод механотермічного формування (МТФ), що полягає в одночасній дії на наплавлюваний на стальну кріпильну частину зубка шар твердого сплаву високої температури для утворення розплаву та формуючого зусилля для отримання бездефектної структури наплавленого шару. Позитивний

результат було отримано лише для зубків діаметром до 8 мм, що пояснюється знову ж таки великою різницею фізико-механічних властивостей з'єднаних матеріалів.

1.4 Постановка задач дослідження

Проведений аналіз сучасного стану та перспектив розвитку виробництва шарошкових доліт із вставними твердосплавними зубками дає змогу зробити такі висновки. Підвищення працездатності бурових шарошкових доліт має важливе практичне значення для розвитку бурової галузі. Задачу потрібно вирішувати комплексно: підвищенням якості матеріалів бурових доліт, розробкою більш досконалих конструкцій та технології виготовлення інструменту. Велику увагу слід приділити підвищенню надійності з'єднання “зубок-шарошка”, яка зараз є недостатньою. В зв'язку з дефіцитом та дороговизною таких металів як нікель, вольфрам, кобальт, велике значення мають дослідження по їх економії при розробці нових матеріалів для деталей шарошкових доліт. При цьому такі матеріали не повинні мати гірші експлуатаційні властивості, ніж традиційні. В першу чергу такої зміни потребують кріпильна частина твердосплавних зубків (економія вольфраму і кобальту) та долотні сталі (зниження вмісту нікелю).

Тому в даній роботі вирішувались такі завдання:

- наукове обґрунтування конструкції зубка, яка б забезпечила підвищення працездатності шарошкових доліт при одночасній економії твердого сплаву за рахунок заміни твердосплавної кріпильної частини зубка на стальну;
- розробка способу виготовлення комбінованого зубка;

- теоретичні дослідження доцільності застосування вібрації для забезпечення надійного з'єднання сталюї і твердосплавної частин зубка;
- експериментальні дослідження віброзмішування порошків карбїду вольфраму та зв'язки;
- розробка методу і технології виготовлення комбінованих зубків;
- вибір оптимальних параметрів вібрації для забезпечення надійного з'єднання сталюї і твердосплавної частин зубка;
- вибір оптимальних технологічних параметрів виготовлення комбінованого зубка;
- розробка і виготовлення технологічного оснащення для реалізації запропонованого методу формоутворення структури комбінованого зубка;
- порівняльна оцінка міцності з'єднання "зубок-шарошка" при запресуванні звичайних твердосплавних зубків та зубків нової конструкції;
- дослідження впливу швидкості нагріву при термообробці шарошок на міцність з'єднання "зубок-шарошка";
- розробка методики вибору хімічного складу долотних сталей в залежності від необхідних механічних характеристик для використання їх як матеріалу шарошки та кріпильної частини зубка нової конструкції.

РОЗДІЛ 2

МЕТОДИКА ДОСЛІДЖЕНЬ

2.1 Методика формування зубків із ступінчастою зміною концентрації твердого сплаву

Для підтвердження можливості використання запропонованого способу отримання міцного зв'язку двох різнорідних матеріалів для виготовлення комбінованих зубків нами було проведено серію експериментальних досліджень.

Формування перехідної зони на цьому етапі проводилося методом ступінчастої, а не плавної зміни концентрацій твердого сплаву та сталі. Це було зроблено з метою детального вивчення конкретних значень перехідних концентрацій компонентів системи. Таке вивчення необхідно зробити для дослідження можливості спікання компонентів в перехідних концентраціях та для визначення найбільш слабкої ланки в такому з'єднанні.

Міцність перехідної зони має вирішальне значення для практичного впровадження вищенаведеного методу. Умову життєздатності комбінованого зубка з пивною зміною концентрацій можна сформулювати таким чином. По-перше, міцність комбінованого зубка в будь-якому місці перехідної зони не повинна бути меншою від міцності робочої частини зубка. По-друге, ширина перехідної зони не може бути великою. Перша умова є необхідною через те, що в іншому випадку зубки ламатимуться і будуть менш працездатними від звичайних твердосплавних зубків. Друга умова необхідна з технологічних міркувань: при великій ширині перехідної зони не залишиться місця ні для робочої, ні для

кріпильної частини зубка, що робить неможливим практичне використання методу.

Робочу частину зубка виготовляли з твердого сплаву карбиду вольфраму із зв'язкою на основі заліза. Більш вживані і вивчені тверді сплави на основі кобальту потребують детального дослідження для подолання значних технологічних труднощів застосування даного методу на практиці. Це пов'язано, по-перше, з різними температурами спікання твердих сплавів із зв'язкою кобальтом і сталі, що тягне за собою необхідність застосування для кріпильної частини сталі з високою температурою плавлення. По-друге, сталь для кріпильної частини зубка повинна мати у з'єднанні з кобальтом і карбідом вольфраму стабільну і міцну структуру. Ці труднощі не є нездоланими, але для їх поборення потрібно провести об'ємні дослідження з використанням потужного обладнання.

Для твердих сплавів із зв'язкою із заліза таких труднощів немає, тому можна зосередитися на принциповому доказі життєздатності запропонованого способу отримання міцного зв'язку сталь-твердий сплав.

Конкретні значення хімічного складу, використаного для кріпильної частини зубка, показані в розділі 4. Робочу частину зубків формували із твердого сплаву WC-Fe з 8 і 10% Fe в зв'язці.

Перехідна зона в даних експериментах потребує найбільшої уваги. Методом прямого почергового змішування попередньо одержаних сумішей порошків для робочої та кріпильної частин зубка одержали слідуючі перехідні концентрації від робочої до кріпильної частини зубка: 25; 33,3; 50; 66,7; 75%.

Запропоновані конструкції зубків показані на рис.2.1.

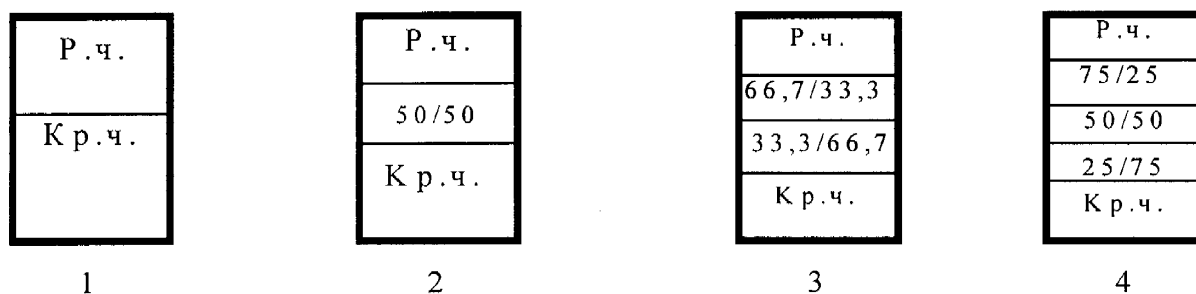


Рисунок 2.1 – Будова зубків при різних варіантах формування

У варіантах з 1 по 4 закономірно зростає плавність зміни концентрації компонентів. Це дає можливість досліджувати перехідну зону на міцність при збільшенні градієнту концентрації. Для варіантів 2 і 3 встановили різні товщини перехідної зони. Це дозволяє дослідити вплив товщини перехідної зони на міцність зубка, що є дуже важливим для практичного впровадження способу.

Методика одержання спечених зубків та аналіз отриманих результатів їх досліджень викладені нижче.

2.2 Вибір обладнання для отримання комбінованих зубків

2.2.1 Конструкція прес-форми

Виготовлення комбінованих зубків здійснювалося в прес-формі, спеціально пристосованій до закріплення на вібраторі (рис.2.2).

Прес-форма складається з матриці 1, затискної втулки 2 та двох пуансонів - верхнього 3 і нижнього 4. Матриця 1 складається з трьох однакових сегментів, добре пригнаних один до одного і зрізаних на конус по зовнішній поверхні. Затискна втулка 2 оброблена по внутрішній поверхні на конус з такою ж конусністю, що дає можливість швидкого і надійного з'єднання сегментів в одне ціле. Конструкція пуансонів 3 і 4 дозволяє проводити формування зубка 5 по схемі двостороннього стиску,

що значно зменшує процент браку при пресуванні, особливо для комбінованих зубків [112, 117].

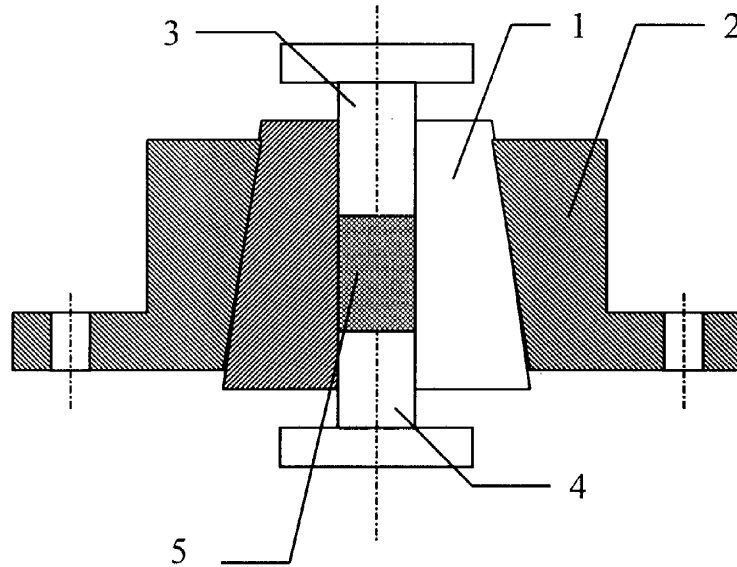


Рисунок 2.2 – Будова прес-форми

Рознімна конструкція матриці дає можливість полегшити процес розпресування сформованого зубка. Після пресування затискну втулку обережно знімають і матриця розкладається на окремі сегменти, звільняючи сформований зубок. Такий процес розпресування набагато надійніший від традиційного виштовхування зубка пуансоном на пресі. Це пояснюється тим, що при традиційному процесі розпресування існує велика небезпека розшарування зубка при виході з прес-форми, де відбувається процес різкого падіння залишкових напружень стиску в зубку. Така різка зміна напружень особливо небезпечна для розпресування комбінованих зубків із зміною матеріалів по довжині, бо майже миттєве зняття залишкових напружень стиску при виштовхуванні такого зубка може привести до розшарування його в місці зміни концентрації, де в будь-якому випадку буде концентрація залишкових напружень. У випадку

ж використання запропонованої прес-форми така небезпека значно зменшується завдяки відсутності процесу виштовхування.

Просвердлені по периферії затискної втулки отвори дають можливість закріплення прес-форми на вібраторі.

2.2.2 Обладнання для віброзмішування

Обладнання для віброзмішування із закріпленою прес-формою показано на рис.2.3.

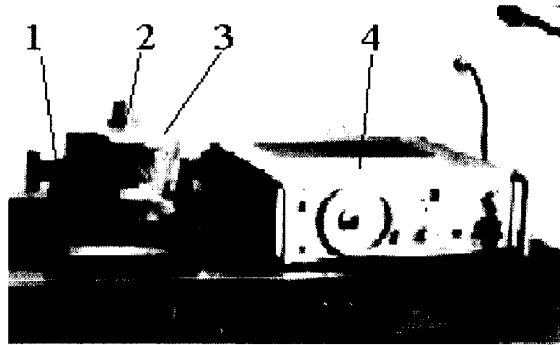


Рисунок 2.3 – Обладнання для віброзмішування

Для проведення експериментів з віброзмішування було використано вертикальний електромагнітний вібратор 1 із слідуючими параметрами: максимальна амплітуда $A_{\max}=4\text{мм}$; максимальні напруга і сила струму $U_{\max}=20\text{ В}$, $I_{\max}=4\text{ А}$; частота власних коливань $\omega_{\text{вл}}=63,5\text{ Гц}$. Для керування вібратором нами використано генератор звукових коливань 4 з параметрами $U_{\max}=15\text{ В}$; $I_{\max}=3\text{ А}$; $\omega=16\ldots 20000\text{ Гц}$.

Для захисту прес-форми та зубка від магнітних полів вібратора був виготовлений захисний алюмінієвий екран 3. Такий захист є необхідним через те, що при намагніченні порошку заліза процес віброзмішування значно утруднюється і може взагалі стати неможливим через злипання частинок заліза в одне ціле.

Загальний вигляд установки при проведенні експериментів по визначенню F_v показаний на рис.2.4. Для візуальних спостережень за

процесом віброзмішування замість прес-форми 2 (рис.2.3) використовували скляну пробірку 5 з внутрішнім діаметром, рівним діаметру прес-форми.

Спостереження за початком опускання частинок карбіду вольфраму не викликали особливих труднощів через значну різницю в забарвленні частинок карбіду вольфраму та заліза (порошок карбіду вольфраму темніший).

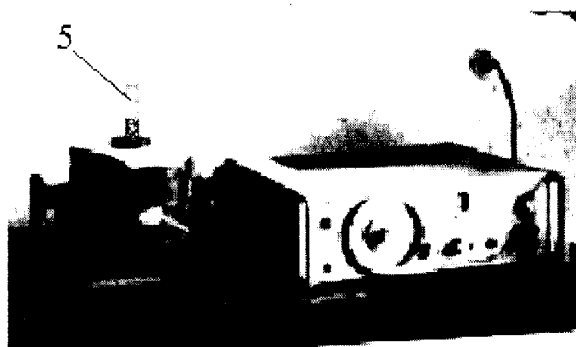


Рисунок 2.4 – Загальний вигляд установки при визначенні сили опору середовища

2.3 Режими пресування та спікання комбінованих зубків

2.3.1 Вибір режимів пресування зубків

До режимів пресування відносять робочий тиск, час витримки та час досягнення робочого тиску.

Для визначення оптимального робочого тиску нами було проведено серію експериментів. Зубки, що були використані для таких експериментів, були сформовані по схемі 1 на рис.2.1. При цьому керувалися слідуючими міркуваннями. Оптимальним робочим тиском для комбінованого зубка буде тиск, при якому відбувається надійне формування як робочої, так і кріпильної частини зубка, а також зони зміни концентрацій. При цьому найбільш несприятливим випадком є різка зміна

концентрацій в перехідній від робочої до кріпильної зоні зубка. Якщо визначити оптимальний тиск для такого випадку, то він тим більше буде сприятливим для варіантів з плавною зміною концентрацій. Найгіршим же варіантом якраз і є варіант, приведений на рис.2.1 на схемі 1.

В результаті експериментів було остаточно вибрано робочий тиск $P_{роб}=60$ МПа. При меншій величині $P_{роб}$ не відбувалося надійного формування зубків (мало місце розсіпання робочої зони зубків). При більших значеннях $P_{роб}$ в робочій зоні зубка чи в місці переходу концентрацій мали місце деформаційні тріщини, що приводили до розшарування зубків по товщині. В результаті проведених експериментів також було остаточно вибрано час витримки 18...20 секунд та час досягнення робочого тиску 15...20 секунд.

2.3.2 Вибір режимів спікання

Спікання зубків, сформованих за схемами на рис.2.1, проводили за такою схемою [117]:

1. Підвищення температури $293^{\circ}\text{K} \rightarrow 1173^{\circ}\text{K}$ за 1 год.
2. Витримка 0,5 год.
3. Підвищення температури $1173^{\circ}\text{K} \rightarrow 1543^{\circ}\text{K}$ за 0,5 год.
4. Витримка 2,5 год.

На першому етапі відбувалося зменшення вакууму при підвищенні температури вище 673°K . Це пояснюється вигоранням летких продуктів із зубків (вода, стеарид цинку). Тому для спікання зубків, виготовлених методом віброзмішування, вирішили дещо змінити схему спікання, збільшивши час на перший етап. Спікання зубків з вібраційним формуванням зони зміни концентрацій було виконано по такій схемі.

1. Підняття температури $293\text{K} \rightarrow 1093\text{K}$ за 2 год.
2. Витримка 0,5 год.
3. Підняття температури $1093\text{K} \rightarrow 1593\text{K}$ за 0,5 год.

4. Витримка 1 год.

Завантаження зубків проводили в графітовий тигель з засипанням гранульованим оксидом алюмінію. Зубки завантажували пошарово, по 10 в кожному шарі. Засипання використовували для надійного розміщення зубків в тиглі та для більш ефективного виділення газів в початковий період спікання [117].

2.4 Методика досліджень механічних характеристик долотних сталей

Для випробувань на розтяг використовували циліндричні взірці діаметром 5 мм. Досліди проводили на універсальній машині типу УМ-5А з автоматичним записом діаграми навантаження в координатах “навантаження P - переміщення активного захвату”. Швидкість деформації 0,06 мм/с. При механічних випробуваннях на статичний розтяг підраховували слідуючі механічні характеристики: номінальну границю міцності σ_b ; границю текучості $\sigma_{0,2}$ і пластичність ψ (або δ_5). На цій же машині визначали рівень номінальних руйнуючих напружень при згині σ_{32} та прогин f_n на взірцях діаметром 6 мм і довжиною 180 мм.

Для випробувань на кручення використовували циліндричні взірці діаметром 6 мм. Досліди проводили на машині для статичних випробувань крученням МК-2 конструкції ФМІ НАН України. Швидкість деформації $\sim 0,3$ рад/с. Машина обладнана тензометричним динамометром, від якого робочий сигнал подається на самописець електронного потенціометра для запису діаграми навантаження в координатах “крутний момент T - кут повороту φ ”.

При механічних випробуваннях на статичне кручення підраховували такі механічні характеристики: номінальну границю міцності τ_b ; границю

текучості $\tau_{0,3}$; питомий пластичний зсув θ_n ; граничний кут закрутки при руйнуванні φ_p .

Як відомо, при крученні деформація збільшується по лінійному закону від центру до периферії перерізу взірця. Враховуючи ту обставину, що в умовах механічних випробувань на статичне кручення відповідальними за несучу здатність взірця є, в першу чергу, волокна зовнішнього діаметру, оцінку пластичності θ_n при крученні проводили через величину відносного зсуву зовнішніх волокон взірця в момент руйнування по формулі:

$$\theta_n = \frac{\varphi \cdot d}{2(l_{\text{роб}} + 0,5l_0)} \cdot 100, \quad (2.1)$$

де φ - кут повороту взірця на ділянці, що відповідає номінальній довжині його робочої частини $l_{\text{роб}}$, в радіанах;

l_0 - довжина галтельної ділянки взірця;

d - діаметр робочої частини взірця.

Машини для випробувань на кручення і розтяг були обладнані пристроями для температурних випробувань в широкому діапазоні від 77 К до 773 К. Дослідження при температурі кипіння рідкого азоту (77 К) проводили в холодильній камері, яку повністю заливали рідким азотом. Випробування взірця при температурах вище 77 К і нижче кімнатної проводили в тій же холодильній камері, але охолодження взірців в цьому випадку здійснювалось парами азоту. Дослідження при підвищених температурах проводили в малоінерційній ніхромовій пічці, яка давала можливість здійснювати нагрівання взірців, встановлених між захватами машини, до 773 К. Час нагрівання та стабілізації необхідної температури не перевищував 5 хвилин.

Випробування на ударну в'язкість проводили з допомогою маятникового копра МК-30 на стандартних взірцях з наведеними

втомними тріщинами [118].

Циклічну міцність сталей оцінювали на циліндричних взірцях діаметром 10 мм на втомних машинах для випробовувань при згині з обертанням. Частота навантаження ~ 50 Гц.

Високотемпературну термомеханічну обробку (ВТМО) плоских взірців, призначених для ударних випробувань, виконували на лабораторному прокатному стані ДУО-150 (рис.2.5).

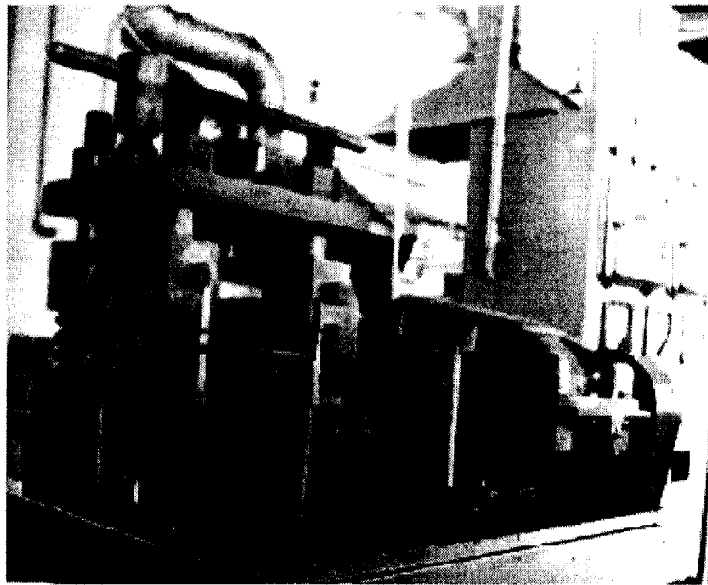


Рисунок 2.5 – Загальний вигляд прокатного стану ДУО-150

Швидкість прокатки $v=5$ м/хв. Ступінь обтиснення ε при ВТМО визначали за формулою:

$$\varepsilon = \frac{H - h}{H} \cdot 100 \% , \quad (2.2)$$

де H - висота заготовки, м; h - висота взірця після прокатки, м.

2.5 Методика визначення в'язкості руйнування K_{IC}

Оцінку параметрів руйнування K_{IC} проводили на балочних взірцях прямокутного перерізу з односторонньою тріщиною при їх випробуваннях

по схемі чотириточкового згину. Ширину взірця B змінювали в межах від 4 до 10 мм, висота бруто-перерізу була постійною (18 мм).

Також для випробувань на в'язкість руйнування використовували циліндричний взірець з односторонньою сегментовидною тріщиною, який імітує роботу і найбільш ймовірні умови поширення тріщин в кріпильній частині комбінованих зубків. Важливим є і те, що циліндричні взірці з односторонньою тріщиною створюють єдину можливість оцінки впливу на тріщиностійкість деталей поверхневих зміцнюючих обробок - зокрема, цементації, реалізація яких найбільш ефективна на деталях циліндричного типу. Випробування проводились по схемі поперечного триточкового та чотириточкового згинів.

При виборі розмірів взірців та їх виготовленні ми використовували рекомендації робіт [119, 120].

Складність експериментального визначення K_{Ic} на балочних взірцях прямокутного перерізу полягає в тому, що для невідомого матеріалу не можна знати заздалегідь, чи буде отриманий при даній товщині прямий злам. Крім того, інколи товщина взірця буває недостатньою для оцінки K_{Ic} . В цих випадках рекомендується користуватись методом стрибка [119], який і застосовувався в даному дослідженні. Ось чому випробування балочних взірців з тріщинами проводили із записом діаграми "навантаження-зміщення". Якщо стрибок був відсутнім, то навантаження визначали проведенням січної під кутом, котангенс якого на 5% більше котангенсу кута нахилу прямої пружного навантаження. Точка перетину січної з лінією діаграми "навантаження-зміщення" дає шукану величину навантаження P_5 .

Результати випробувань двічі перевірялись. По-перше, необхідно пересвідчитись в тому, що зміщення деформації від лінійної ділянки до точки P_5 відбувалось за рахунок приросту тріщини, а не за рахунок

пластичної деформації; для цього величина залишкового зміщення при навантаженні $P=0,8P_5$ повинна бути менше чверті зміщення при навантаженні P_5 . Другою перевіркою правомірності визначення K_{Ic} є виконання нерівності

$$B > 2,5 \frac{K_{Ic}^2}{\sigma_{0,2}^2} < l_0, \quad (2.3)$$

де B – товщина взірця, м;

l_0 – довжина вихідної тріщини, м.

При випробуваннях механічне навантаження балочних взірців проводили на стандартній розривній машині УМ-5А зі швидкістю 0,06 мм/с. Контроль за розкриттям тріщини вели за допомогою пружних елементів з наклеєними на них датчиками опору, які кріпили до взірця. Випробувальна машина була також обладнана месдозою – пружним елементом з датчиками опору для фіксації рівня утвореного навантаження. В обох випадках сигнали від тензодатчиків подавали на тензометричний підсилювач типу 8-АНЧ-7М, а потім на двокоординатний самописець ПДС-021 для запису діаграми “навантаження-зміщення”. Величину K_{Ic} оцінювали методом послідовних наближень за такою формулою [119]:

$$K_{Ic} = \frac{PL}{B} \sqrt{\frac{34,7 \frac{l}{w} - 55,2 \left(\frac{l}{w}\right)^2 + 196 \left(\frac{l}{w}\right)^3}{w^3(1-\mu^2)}}, \quad (2.4)$$

де $l = l_0 + \frac{1-\mu^2}{6\pi} \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_{0,2}}\right)^2$ – довжина втомної тріщини взірця з

поправкою на пластичну деформацію в її вершині, м;

l_0 – довжина вихідної втомної тріщини, м;

W – висота взірця, м;

B – ширина взірця, м;

L – половина відстані між опорами, м;

P – навантаження, що відповідає утворенню стрибка на діаграмі (або навантаження P_5 у випадку відсутності стрибка), Н;

$\sigma_{0,2}$ – границя текучості, Па;

μ – коефіцієнт Пуассона.

При випробуваннях циліндричних взірців оцінка в'язкості руйнування проводилась на взірцях різних сталей діаметром 10; 12,5; 18 мм з попередньо утвореними втомними тріщинами різної довжини згідно методики [120]. Механічне навантаження проводилось аналогічно балочним взірцям на стандартній розривній машині УМ-5А.

Величину K_{Ic} оцінювали за такою формулою [120]:

$$K_{Ic} = \frac{M}{D^2 \sqrt{D}} F(\xi), \quad (2.5)$$

де $M = PL / 4$ (у випадку триточкового згину),

$M = PL / 8$ (у випадку чотириточкового згину),

P – сила, Н, якою навантажений циліндричний взірець діаметром D , м;

L – довжина циліндричного взірця, м;

$F(\xi)$ – безрозмірна функція, $\xi = h / D$, $h=D-c$, де $c=(0,3...0,4)D$ – глибина тріщини (рис.2.6).

$$F(\xi) = \frac{1,9887 \sqrt{1-\xi} [f(\xi) + \xi - 0,5]}{g(\xi) \sqrt{\frac{0,6295(1-\xi) [f(\xi) + \xi - 0,5]^2}{[0,2142 f(\xi) + 0,251\xi - 0,1071]^2 \xi} + 1}}. \quad (2.6)$$

Умовою реалізації плоскої деформації при випробуваннях циліндричних взірців приймали нерівність [120]

$$2 \sqrt{c(D-c)} \geq 2,5 \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_{0,2}} \right)^2. \quad (2.7)$$

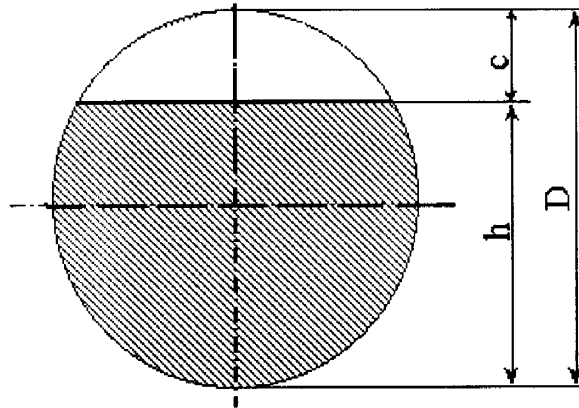


Рисунок 2.6—Переріз взірця із сегментоподібним концентратором

2.6 Наведення тріщин на взірцях, призначених для оцінки опору поширенню тріщин

Для нанесення тріщин на плоскі взірці з концентраторами використовували вібраційну установку відцентрового типу. Контроль за кінетикою росту тріщини здійснювали за допомогою катетометру КМ-6.

Наведення втомних тріщин в вершині попередньо утвореного концентратора на циліндричних взірцях здійснювалось при плоскому згині на вібраційній ексцентриковій машині, яку до цього використовували для наведення тріщин на балочних взірцях прямокутного перерізу. Для цього вказана машина була обладнана додатковими перехідниками-захватами для циліндричних взірців. Для встановлення взірців при наведенні тріщин, а також при їх базуванні використовували базувальні лиски, площина яких строго перпендикулярна до площини нанесення конструктивного концентратора.

2.7 Мікроструктурні дослідження долотних сталей та комбінованих зубків

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

Електроннометалографічні дослідження проводили на мікроскопі УЭМ-100 з використанням двоступінчатого методу виготовлення реплік (целулоїд + вуглець) без відтінення. Попередньо проводили прицільно-статистичний аналіз, який усуває фактор довільності, що часто приписують електронній фрактографії. Цей аналіз включає три типи досліджень: попередній візуальний огляд поверхні злому, перегляд на оптичному мікроскопі окремих ділянок взірця, що викликають найбільший інтерес (наприклад, ділянка зародження або поширення тріщини) і, нарешті, етап електроннофрактографічного аналізу.

Для більш детального вивчення процесу формування перехідної зони нами були проведені дослідження по визначенню процентного вмісту карбіду вольфраму по довжині зубків.

Дослідження проводили за допомогою растрового електронного мікроскопу – рентгенівського мікроаналізатора (РЕМ-РМА) Камебакс французької фірми “Камека”. Прилад дозволяє проводити локальний хімічний аналіз на поверхні взірця в областях об’ємом порядку 1мкм^3 і володіє розподільною здатністю в режимі вторинних електронів 70А° .

Для збирання рентгенівського випромінювання прилад оснащений трьома дифракційними спектрометрами, що дозволяє аналізувати гаму елементів від бору до урану.

Роботою приладу в режимі мікроаналізу керує ЕОМ РДР-11/04 з об’ємом пам’яті 16 Kb, яка забезпечена спеціальним пакетом програм “MBX-COR-79” фірми “Камека”.

Загальний вигляд установки показаний на рис.2.7.



Рисунок 2.7 – Загальний вигляд установки по визначенню процентного вмісту карбіду вольфраму по довжині зубків

Принцип роботи установки полягає у визначенні вмісту якогось окремого хімічного елементу, в нашому випадку - вольфраму, в різних

місцях взірця.

Відстань між досліджуваними точками була 50 мкм при об'ємі досліджуваного сплаву 1 мкм³.

2.8 Методика досліджень долотних сталей, загартованих з пришвидшеного нагріву

Дослідження виконане на сталях 12ХН3А, 37ХН3А, які використовуються для виробництва шарошок на Дрогобицькому долотному заводі, а також на сталях 20Х, 40Х, 60Х, 7Х2 і ШХ15 [121], що забезпечували зміну вуглецю в широкому діапазоні. Нагрів з заданою швидкістю та ізотермічною витримкою t_v проводили на напівавтоматичній установці УТ-17-1 (рис.2.8). Температура контролювалась фотоелектронним пірометром, включеним в схему регулюючого потенціометра ПСР-1. Після гартування з заготовок діаметром 10 мм шляхом шліфування виготовляли взірці з робочою частиною діаметром 6мм. Останні підлягали випробуванням при чистому згині з обертанням на машинах ИМА-5; частота складала 50Гц, база випробувань 10^7 циклів. Результати втомних досліджень після гартування з пришвидшеного нагріву зпівставляли з даними, отриманими після гартування з пічного нагріву ($V_n \approx 1\text{K/c}$, $t_v = 10\text{хв.}$).

Оцінку в'язкості руйнування K_{IC} проводили на циліндричних взірцях з зовнішньою кільцевою тріщиною [118]. Діаметр робочої частини взірця складав 10мм. На ній наносився кільцевий надріз (радіус дна надріза 0,1мм), у вершині якого створювалась втомна тріщина. Кільцеву тріщину створювали згідно з методикою, викладеною в роботі [122].

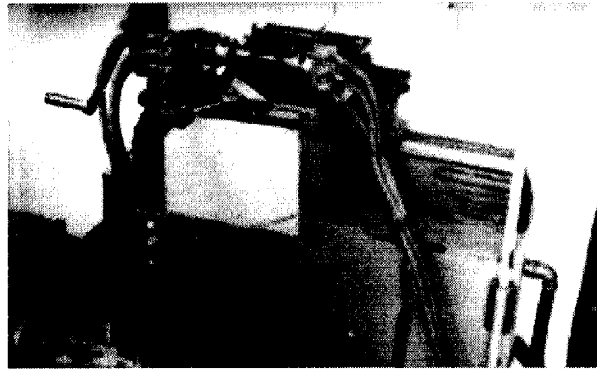


Рисунок 2.8 – Установка для електроконтактного нагріву

Випробування на розтяг суцільних циліндричних взірців і взірців з тріщинами проводили на стандартній машині УМ-5А з швидкістю 0,06мм/с. Після руйнування взірця з осесиметричною тріщиною з допомогою інструментального мікроскопу заміряли діаметр нетто-перерізу по кільцевій тріщині. Уточнене значення d підставляли в формулу для підрахунку K_{IC} методом послідовних наближень

$$K_{IC}^2 = \frac{1,63P^2D}{d^4} [0,172 - 0,8(\frac{d}{D} - 0,65)^2], \quad (2.8)$$

де $d = d_0 - \frac{1-\mu^2}{3\pi} \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_{0,2}} \right)^2$ - діаметр живого перерізу взірця з поправкою на

пластичну деформацію в вершині тріщини, м;

d_0 – діаметр вихідного живого перерізу взірця, м;

D – зовнішній діаметр робочого перерізу взірця, м;

P – критичне навантаження, Н;

$\sigma_{0,2}$ – границя текучості, Па; μ – коефіцієнт Пуассона.

Оцінка параметра K_{IC} вважалась правомірною, якщо середнє напруження в нетто-перерізі не перевищувало $1,1\sigma_{0,2}$.

2.9 Висновки до розділу 2

- 1 Встановлено, що практично доцільно провести заміну матеріалу кріпильної частини зубка на сталь і в ролі зв'язки для робочої частини використати залізо.
- 2 Для забезпечення міцності з'єднання твердосплавної і кріпильної частин зубка необхідна наявність перехідної зони.
- 3 Процес віброзмішування є технологічно придатним для утворення перехідної зони, яка б забезпечила надійне з'єднання двох частин зубка.
- 4 Неоднорідність структури зубка потребує принципово нової конструкції прес-форми, яка б дозволяла отримувати зпресовані заготовки без виштовхування їх з тіла прес-форми і, відповідно, уникнути їх розшарування.
- 5 Розроблена установка для віброзмішування, яка дозволяє отримувати сформовані зубки запропонованої конструкції.
- 6 Розроблена установка дає можливість моделювати, проводити натурні експерименти по формуванню перехідної зони, визначити силу опору середовища відносному руху досліджуваних частинок.

РОЗДІЛ 3

ТЕОРЕТИЧНЕ ОБГРУНТУВАННЯ ВИБРАНОГО СПОСОБУ ФОРМУВАННЯ КОМБІНОВАНИХ ЗУБКІВ

3.1 Спосіб отримання комбінованих зубків

Вказані в розділі 1 основні недоліки вставних твердосплавних зубків шарошкових доліт в значній мірі можуть бути ліквідовані чи зменшені при використанні комбінованих зубків. Основна і кардинальна проблема при розробці таких зубків – міцний і надійний зв'язок робочої і кріпильної частин зубка. Існує багато способів отримати такий зв'язок, але всі вони є недостатніми для використання до зубків бурових доліт, які витримують в процесі роботи дуже великі динамічні навантаження (див. розділ 1).

Нами запропоновано новий спосіб одержання міцного з'єднання різнорідних матеріалів [10], (Додаток А). Цей спосіб можна використати для виробництва зубків бурових доліт.

Суть запропонованого способу полягає в тому, що для виготовлення кріпильної частини зубка використовуються методи порошкової металургії, а на стадії формування зубка між робочою і кріпильною частинами формується зона плавного переходу концентрації порошкових матеріалів від 100% твердого сплаву в робочій частині до 100% сталі в кріпильній. Після отримання такої перехідної зони зубок пресують та спікають як звичайний.

При використанні запропонованого способу можна відмітити два найбільш суттєвих обмеження. По-перше, температури спікання поєднаних різнорідних матеріалів не повинні дуже сильно відрізнятися для їх успішного спікання. По-друге, при перехідних концентраціях цих матеріалів небажаним було б отримання сплаву з нижчими, ніж у більш

слабкого матеріалу, фізико-механічними властивостями. Проаналізувавши на сумісність сталь і твердий сплав, можна зробити висновок про те, що даний спосіб можна використати для виробництва зубків бурових доліт.

Нова конструкція долота із вставними комбінованими зубками відповідає в повній мірі раціональному використанню твердого сплаву і приводить до його економії до 70%. При сучасній дороговизні та дефіцитності карбіду вольфраму це дуже суттєво. Крім зниження в три рази витрати твердого сплаву, основна перевага запропонованої конструкції вставних зубків міститься в можливості використання нових методів надійного кріплення вставних зубків в корпусі шарошки. Оскільки кріпильна частина зубка може бути виготовлена із такої ж сталі, що й корпус долота, то виникає можливість використання зварювання зубків з тілом шарошки.

Особливу увагу викликає електроконтактне зварювання і зварювання тертям, оскільки ці способи досить широко використовуються в промисловості, забезпечують надійне з'єднання металічних поверхонь і відрізняються високою продуктивністю. Приєднання зубків одним із вказаних способів зварювання виключає чи зменшує глибину свердління отворів, що підвищує міцність корпусу шарошки і дозволить збільшити розміри опорного вузла долота. Цей напрямок відповідає сучасній тенденції вдосконалення конструкції шарошкових доліт з герметизованими маслонаповненими опорами. Підбір необхідних експлуатаційних властивостей робочої частини зубків та вдосконалення опорного вузла приведуть до вирішення основної проблеми долотобудування - розробці конструкції доліт з рівностійким і ефективним озброєнням та опорою підвищеної зносостійкості.

Отже, проведення досліджень по отриманню шарошкових доліт з комбінованими зубками запропонованої конструкції має велике

теоретичне та практичне значення для підвищення ефективності роботи бурового інструменту.

3.2 Метод віброутворення перехідної зони

3.2.1 Обґрунтування можливості використання вібраційних процесів для формування перехідної зони

Запропонований в підрозділі 2.1 метод отримання комбінованих зубків має значні недоліки. По-перше, такий метод дуже трудомісткий через необхідність одержання сумішей з різною концентрацією від робочої до кріпильної частини зубка та послідуною їх засипкою в прес-форму, при якій виникають значні труднощі в отриманні рівномірної товщини шару з перехідною концентрацією у прес-формі. По-друге, неможливо досягнути плавності переходу від робочої частини зубка до кріпильної без стрибкоподібних змін концентрації, які в кінцевому підсумку приведуть до тріщиноутворення та руйнування зубка.

Звичайні методи порошкової металургії не дають можливості отримати перехідну зону із павною зміною концентрації.

Для того, щоб перебороти ці труднощі, запропоновано використати вібраційні процеси для формування плавного переходу від робочої до кріпильної частини зубка.

В теорії вібраційних процесів та практиці їх використання в народному господарстві відомий метод вібраційного розділення сипких середовищ з різною густиною частинок [123, 124]. Сутність процесу полягає в тому, що при підборі деяких визначених параметрів вібрації сипкі середовища з різною густиною частинок розділяються таким чином, що частинки з більшою густиною осідають вниз, а з меншою густиною, навпаки, піднімаються вверх. Такий ефект можна використати не тільки

для розділення сипких сумішей, але й, навпаки, для їх перемішування. Для отримання бажаного результату частинки з більшою густиною потрібно розмістити зверху над частинками з меншою густиною. Знаючи середню швидкість опускання частинки з більшою густиною в середовищі з меншою густиною, можна так підібрати час віброзмішування, щоб отримати бажану перехідну зону з потрібною шириною. Такий процес дозволяє одержати плавний перехід від одного середовища до другого, бо фізичні явища, які відбуваються при віброзмішуванні, "розмивають" чітку границю між середовищами.

Визначальною умовою використання даного процесу є різниця густин частинок. При малій різниці процес віборозділення чи віброзмішування стає практично неможливим. В нашому випадку цей процес можна використати через значну різницю в густині твердосплавної частинки зубка - порошкового карбіду вольфраму WC ($\rho=15500 \text{ кг/м}^3$) і заліза ($\rho=7700 \text{ кг/м}^3$), яке є основним компонентом кріпильної частини зубка.

3.2.2 Вибір напрямку вібрації

В теорії і практиці використання вібраційних процесів для розділення сипучих сумішей існує два варіанти задання напрямку вібрації: вертикальний та горизонтальний круговий [125]. При вертикальному напрямі параметрами вібрації є частота ω , амплітуда A і фаза коливань α . У випадку горизонтальних коливань до параметрів слід віднести ще й радіус коливань r . Рівняння руху середовища у випадку горизонтальних коливань має вигляд:

$$\begin{cases} u_x = -rw \cdot \sin(\omega t + \alpha) \\ u_y = rw \cdot \cos(\omega t + \alpha) \\ u_z = 0 \end{cases} \quad (3.1)$$

В такому випадку рух частинки буде залежати від радіусу коливань r . Чим він буде більший, тим швидше частинка буде опускатися. Аналізуючи рівняння (3.1), приходимо до висновку [123], що при віброзмішуванні частинки з більшою густиною, крім переміщення у вертикальному напрямку вниз, будуть також рухатися у горизонтальному напрямі від центра посудини до її країв. В нашому випадку така поведінка частинок є досить небажаною. Такий висновок пояснюється тим, що в такому випадку, крім отримання бажаної плавної зміни концентрацій у вертикальному напрямку, ми одержимо зовсім небажану зміну концентрацій у горизонтальному напрямі, а саме зменшення концентрації карбіду вольфраму у центральній частині робочої зони зубка. Це неминуче приведе до зменшення його працездатності. Крім того, радіус прес-форми, в якій буде проходити змішування, регламентується діаметром зубка і лежить в інтервалі до 10мм, що є недостатнім для гарантування процесу перемішування.

У випадку вертикальних коливань рух середовища буде описуватися рівняннями

$$\begin{cases} u_x = u_y = 0 \\ u_z = A_w \cdot \cos(wt + \alpha) \end{cases} \quad (3.2)$$

В такому випадку рух частинок буде відбуватися тільки у вертикальному напрямі і не буде залежати від діаметру прес-форми. Тому оптимальним для віброзмішування буде вертикальний напрямок вібрації.

3.3 Теоретичні основи процесу вібраційного змішування порошків карбіду вольфраму і заліза

Розглянемо рух однієї частинки карбіду вольфраму в середовищі порошкового заліза.

Основне рівняння вібраційного змішування сипучих матеріалів має вигляд [123]:

$$ma = m_0 (\Delta - 1)(g - \dot{u}) + \Phi, \quad (3.3)$$

де a – прискорення частинки відносно середовища, м/с^2 ;

u – абсолютна швидкість середовища в точці центру тяжіння частинки, м/с ;

m – маса частинки, кг ;

m_0 – маса середовища в об'ємі частинки, кг ;

$\Delta = \rho/\rho_0$ – відношення середніх густин частинки і середовища.

Так як частинка карбіду вольфраму співмірна за розмірами з частинками середовища у вигляді порошку заліза, то в такому випадку під ρ_0 розуміють густину не самого середовища, а частинки середовища, тобто густину заліза.

Φ – сила опору сипучого середовища руху частинки, Н .

З певними допущеннями [123], вважаючи сипке середовище при вібрації як середовище квазірідке, можна вважати, що $\Phi = F(v)$, де v – швидкість частинки відносно середовища. Будемо рахувати, що

$$\begin{aligned} F(v) &\leq F(v)_{\max} = F_v \\ F(v = 0) &\neq 0 \end{aligned} \quad (3.4)$$

В іншій формі, використовуючи рівняння (3.1), ці умови можна записати як

$$F(v) = -m_0 (\Delta - 1)(g - \dot{u}) \text{ при } m_0 (\Delta - 1)(g - \dot{u}) \leq F_v \text{ і}$$

$$F(v) = F_v \text{ при } m_0 (\Delta - 1)(g - \dot{u}) \geq F_v.$$

Враховуючи вищенаведені умови (3.4), формула (3.3) матиме вигляд:

$$ma = m_0 (\Delta - 1)(g - \dot{u}) + F(v). \quad (3.5)$$

У випадку вертикальних коливань абсолютна швидкість руху середовища u в вертикальному напрямку буде описуватися рівнянням

$$u = A_w \cdot \cos(\omega t + \alpha) , \quad (3.6)$$

де A – амплітуда коливань, м;

ω – частота, рад/с;

α – фаза коливань, рад.

Підставивши рівняння (3.6) в (3.5), одержимо для випадку коливань у вертикальному напрямку

$$m a = m_0 (\Delta - 1) g \pm F(v) + m_0 (\Delta - 1) A \omega^2 \sin(\omega t + \alpha) , \quad (3.7)$$

де $+F(v)$ - при русі частинки вгору; $-F(v)$ - при русі частинки вниз.

Така умова необхідна тому, що сила $F(v)$ завжди протидіє відносному рухові частинки в середовищі.

Результатом наших досліджень повинно бути чітке уявлення про поведінку досліджуваної частинки при різних параметрах вібрації.

Для одержання необхідних результатів потрібно розв'язати рівняння (3.7). Для подальших розрахунків використовували диференціальне та інтегральне числення [126, 127].

Проінтегрувавши рівняння (3.7), отримаємо рівняння відносної швидкості частинки в середовищі $v=f(t)$:

$$m v = m_0 (\Delta - 1) g t \pm F(v) t - m_0 (\Delta - 1) A \omega \cdot \sin(\omega t + \alpha) + C_1 . \quad (3.8)$$

Для одержання рівняння відносного переміщення частинки в середовищі $h=f(t)$, проінтегруємо рівняння (3.8):

$$m h = \frac{1}{2} m_0 (\Delta - 1) g t^2 \pm \frac{1}{2} F(v) t^2 - m_0 (\Delta - 1) A \cdot \sin(\omega t + \alpha) + C_1 t + C_2 . \quad (3.9)$$

Коефіцієнти C_1 і C_2 можна визначити з граничних умов:

$$v(t_0) = 0; h(t_0) = 0 , \quad (3.10)$$

де t_0 - час початку опускання частинки відносно середовища в перший період коливань.

З рівняння (3.7) при умовах, що $a(t_0)=0$; частинка починає рухатися вниз відносно середовища, тобто $F(v)$ береться із знаком "мінус", а значення $F(v)=F_v$; $\alpha=0$; отримуємо рівняння для визначення t_0 :

$$t_0 = \frac{1}{w} \arcsin \frac{F_v - (\Delta - 1)m_0}{m_0 A w^2}. \quad (3.11)$$

З рівнянь (3.8) - (3.11) отримуємо формули для визначення коефіцієнтів C_1 і C_2 :

$$C_1 = F_v t_0 + m_0 (\Delta - 1) A w \cdot \cos(w t_0) - m_0 (\Delta - 1) g t_0; \quad (3.12)$$

$$C_2 = \frac{1}{2} F_v t_0^2 + m_0 (\Delta - 1) A \cdot \sin(w t_0) - \frac{1}{2} m_0 (\Delta - 1) g t_0^2 - C_1 t_0. \quad (3.13)$$

3.4 Експериментальне визначення сили опору середовища

В рівняннях руху частинки (3.7) - (3.13) в нашому випадку відомі всі величини, крім сили опору середовища F_v . При середній величині фракцій поршку карбиду вольфраму 4 мкм маса частинки $m=5,2 \cdot 10^{-13}$ кг, а маса середовища в об'ємі частинки $m_0=2,6 \cdot 10^{-13}$ кг. Відношення густин частинки і середовища $\Delta = \frac{\rho}{\rho_0} = 2$.

Згідно допущень, викладених в [123], можна прийняти, що F_v не залежить від параметрів вібрації, а залежить від властивостей сипучого середовища і поміщеної в ньому сторонньої частинки. З такого твердження можна зробити важливий висновок, що значення F_v можна визначити експериментальним шляхом при умові, що стороння частинка (в нашому випадку - частинка карбиду вольфраму) вже здійснює рух в сипучому середовищі, тобто коли виконується умова $ma > 0$.

Виходячи з такої умови, рівняння (3.7) матиме вигляд:

$$m_0 (\Delta - 1) g + m_0 (\Delta - 1) A w^2 \cdot \sin(wt + \alpha) \geq F_v. \quad (3.14)$$

Після необхідних перетворень отримуємо:

$$m_0 (\Delta - 1)(g + Aw^2) \geq F_v. \quad (3.15)$$

Використовуючи рівняння (3.15), можна експериментально визначити значення F_v шляхом візуального спостереження за початком опускання частинок карбіду вольфраму в середовищі порошку заліза.

Для проведення експериментів була використана методика, приведена в розділі 2. Для візуальних спостережень за процесом віброзмішування замість прес-форми використовували скляну пробірку з внутрішнім діаметром, рівним діаметру прес-форми.

Спостереження за початком опускання частинок карбіду вольфраму не викликали особливих труднощів через значну різницю в забарвленні частинок карбіду вольфраму та заліза (порошок карбіду вольфраму темніший). Загальний вигляд пробірки із засипаними порошками перед проведенням експерименту та після розмивання границі показаний на рис.3.1. З рисунку видно, що початково чітка границя (рис.3.1, а) після віброзмішування суттєво розмивається (рис.3.1, б).

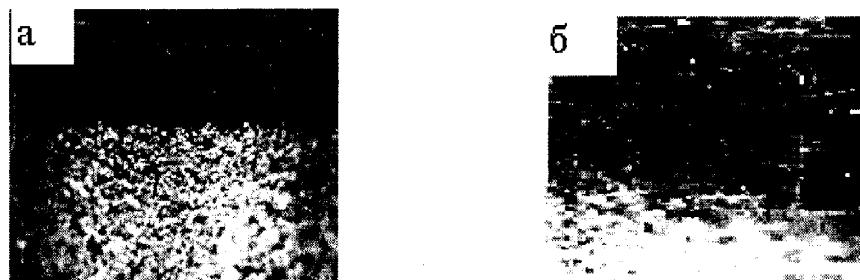


Рисунок 3.1 – Границя розділу порошків карбіду вольфраму та заліза до (а) і після (б) проведення експерименту по визначенню сили опору середовища (зб.×8)

Для визначення значення F_v використали формулу (3.15), задавши значенням $w=15$ Гц і плавно збільшуючи амплітуду A до спостереження початку розмивання границі розділу порошків заліза та карбіду

вольфраму. Таке розмивання спостерігалось при $A_{\min}=0,5\text{мм}$. Підставивши в рівняння (3.15) всі необхідні величини, а саме $m_0=2,6\cdot 10^{-13}\text{ кг}$; $\Delta=2$; $g=9,8\text{ м/с}^2$; $A=5\cdot 10^{-4}\text{ м}$; $w=30\pi\text{ рад/с}$, отримаємо значення:

$$F_v=3,7\cdot 10^{-12}\text{ Н [8]}.$$

3.5 Визначення середньої швидкості опускання частинки карбиду вольфраму в середовищі порошку заліза

Для прояснення фізичної картини процесів, що відбуваються під час віброзмішування, використовуючи вищенаведені рівняння (3.7)-(3.13) та значення F_v , будемо графіки залежностей $a, v, h=f(t, A, w)$. Графіки будемо в формі $a, v, h=f(t)$ при різних конкретних значеннях параметрів вібрації, фіксуючи один з параметрів і змінюючи інший. Отримані результати показані на рис.3.2-3.7.

Після аналізу отриманих графічних результатів можна зробити наступні висновки.

Із графіків відносної швидкості опускання частинки бачимо, що відносна швидкість в кожен період коливань змінює значення від нуля до максимального і від максимуму до нуля. Графіки відносного прискорення показують, що функція $a=f(t)$ не є неперервною на відміну від функцій $v, h=f(t)$. Так, в момент часу, коли відносна швидкість зменшується від максимуму до нуля, відносне прискорення переходить з додатніх до від'ємних значень, і в момент часу, коли відносна швидкість стає рівною нулю, прискорення терпить розрив, змінюючись від мінімального до нульового значення. Пояснюється перервність відносного прискорення специфікою опору середовища відносному переміщенню частинки.

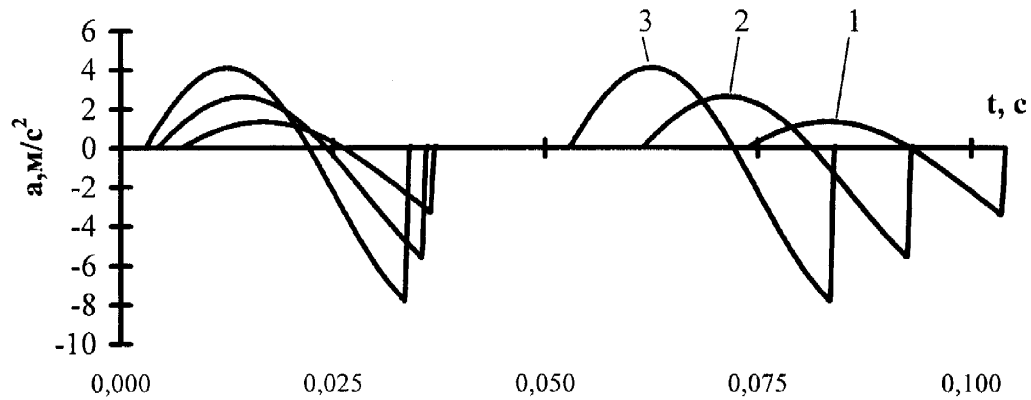


Рисунок 3.2 - Графік відносного прискорення частинки при різних значеннях частоти коливань ($A=0.0008\text{м}$)
1 - $\omega=15\text{Гц}$; 2 - $\omega=17.5\text{Гц}$; 3 - $\omega=20\text{Гц}$.

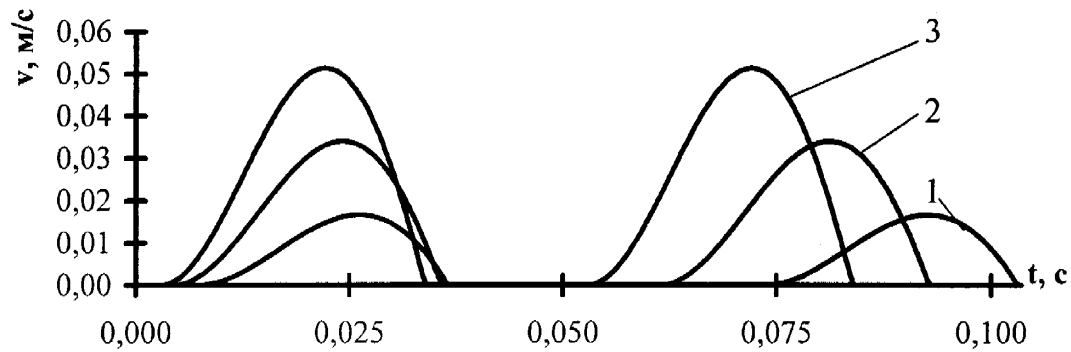


Рисунок 3.3 - Графік відносної швидкості частинки при різних значеннях частоти коливань ($A=0.0008\text{м}$)
1 - $\omega=15\text{Гц}$; 2 - $\omega=17.5\text{Гц}$; 3 - $\omega=20\text{Гц}$.

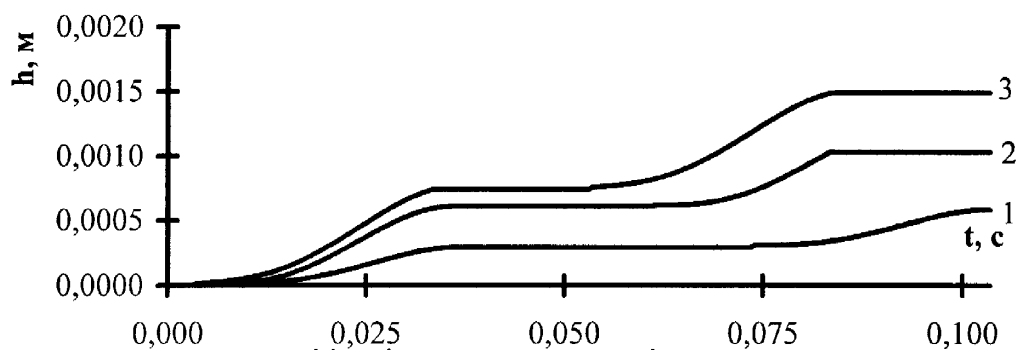


Рисунок 3.4 - Графік відносного переміщення частинки при різних значеннях частоти коливань ($A=0.0008\text{м}$)
1 - $\omega=15\text{Гц}$; 2 - $\omega=17.5\text{Гц}$; 3 - $\omega=20\text{Гц}$.

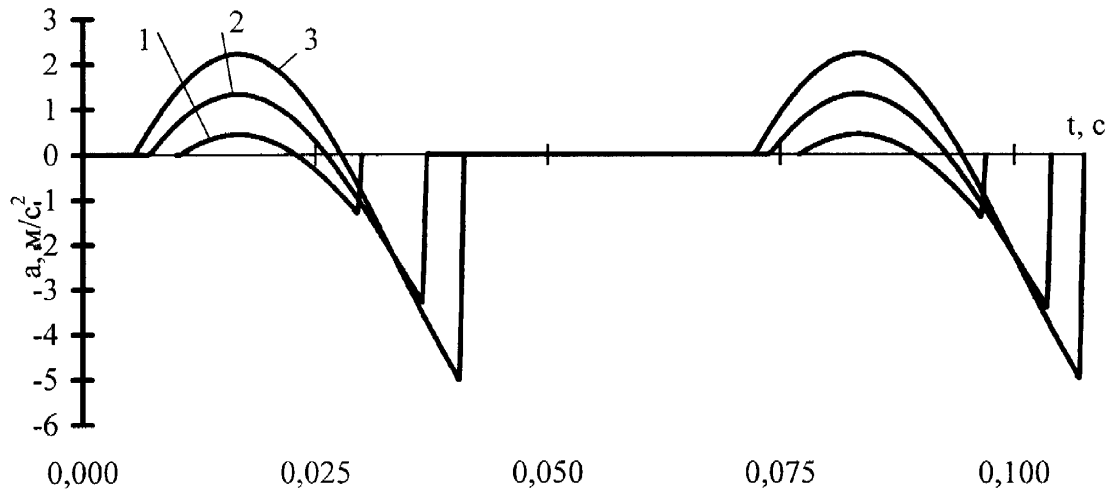


Рисунок 3.5 - Графік відносного прискорення частинки при різних значеннях амплітуди коливань ($\omega=15\text{Гц}$)
1 - $A=0.0006\text{м}$; 2 - $A=0.0008\text{м}$; 3 - $A=0.001\text{м}$.

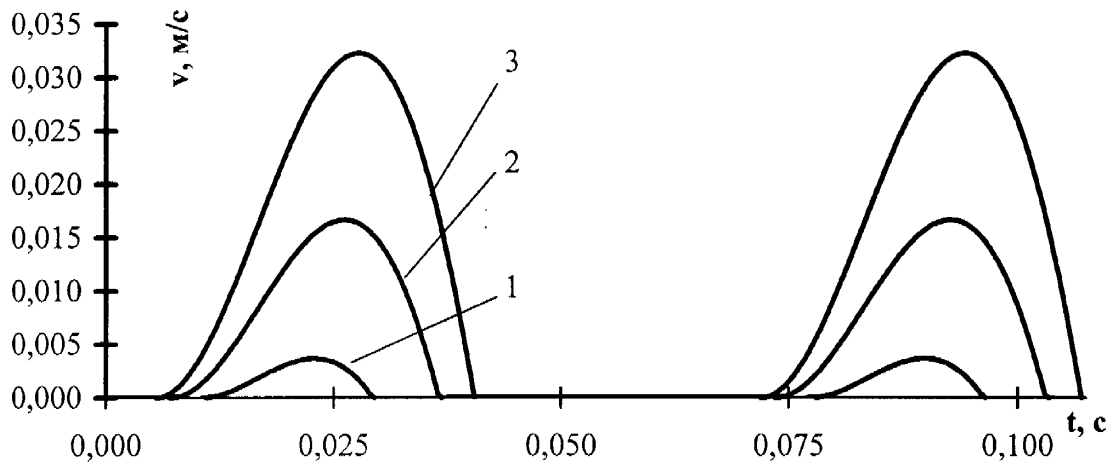


Рисунок 3.6 - Графік відносної швидкості частинки при різних значеннях амплітуди коливань ($\omega=15\text{Гц}$)
1 - $A=0.0006\text{м}$; 2 - $A=0.0008\text{м}$; 3 - $A=0.001\text{м}$.

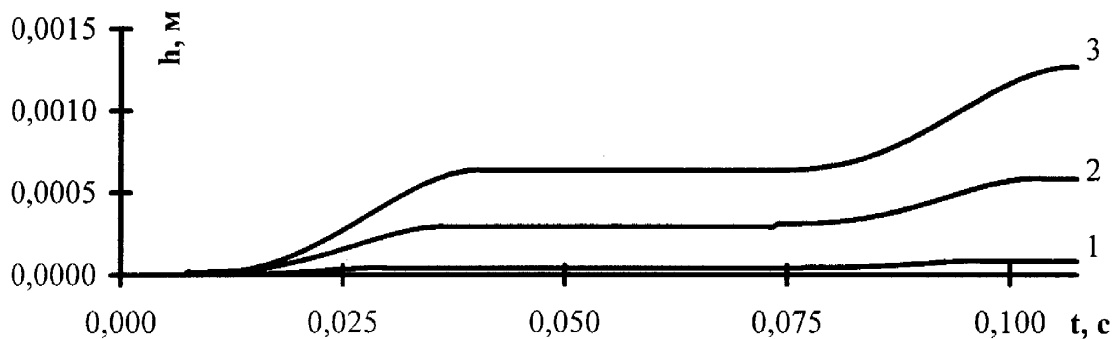


Рисунок 3.7 - Графік відносного переміщення при різних значеннях амплітуди коливань ($\omega=15\text{Гц}$):
1 - $A=0.0006\text{м}$; 2 - $A=0.0008\text{м}$; 3 - $A=0.001\text{м}$.

При переході відносної швидкості в область від'ємних значень сила опору середовища, яка завжди протидіє відносному переміщенню, різко змінює своє значення і знак, не дозволяючи частинці далі рухатися відносно середовища. Тобто можна стверджувати, що перервність відносного прискорення пояснюється фізично закономірним явищем перервності сили опору середовища при переході відносної швидкості через своє нульове значення.

Із графіків відносного переміщення бачимо, що частинка карбїду вольфраму опускається за кожен період коливань T на одну і ту ж саму величину $h(T)$. Особливо помітною така поведінка стає при збільшенні масштабу по осі часу.

Так, на рис.3.8 ми спостерігаємо, що функція відносного переміщення від часу має вигляд прямої незалежно від параметрів вібрації. Отже, ми можемо зробити досить важливий висновок про існування середньої швидкості опускання частинки v_c , м/с

$$v_c = \frac{h(T)}{T} = w \cdot h(T). \quad (3.16)$$

Знання величини середньої швидкості має важливе значення для визначення необхідного часу віброзмішування $t_{зм.}$, с

$$t_{зм} = \frac{H_{п.з.}}{v_c}, \quad (3.17)$$

де $H_{п.з.}$ – необхідна ширина перехідної зони комбінованого зубка, м.

Так як для практичних досліджень потрібно знати величину середньої швидкості опускання частинки, а змінювати в процесі віброзмішування можливо тільки параметри вібрації A і w , то доцільно дослідити залежність $v_c=f(A,w)$. Графік такої залежності у формі $v_c=f(w)$ при різних значеннях A показано на рис.3.9 [4].

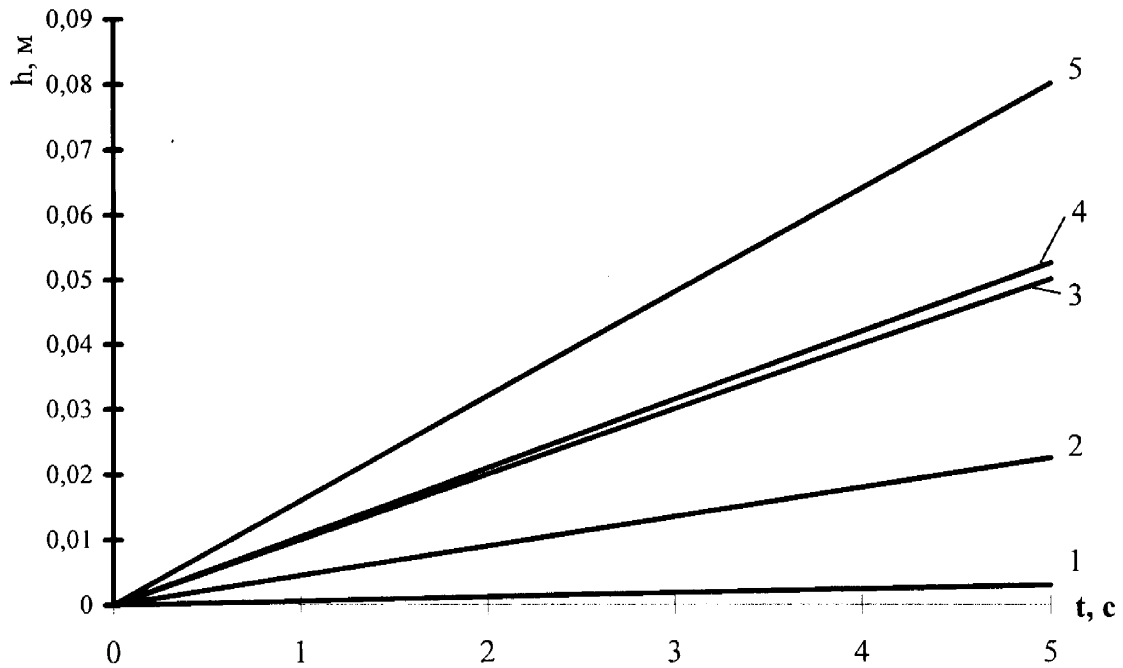


Рисунок 3.8 - Графік опускання частинки WC в середовищі порошкового заліза при різних значеннях параметрів вібрації:

- 1 - $A=0.0006$ м, $w=15$ Гц;
- 2 - $A=0.0008$ м, $w=15$ Гц;
- 3 - $A=0.001$ м, $w=15$ Гц;
- 4 - $A=0.0008$ м, $w=17.5$ Гц;
- 5 - $A=0.0008$ м, $w=20$ Гц.

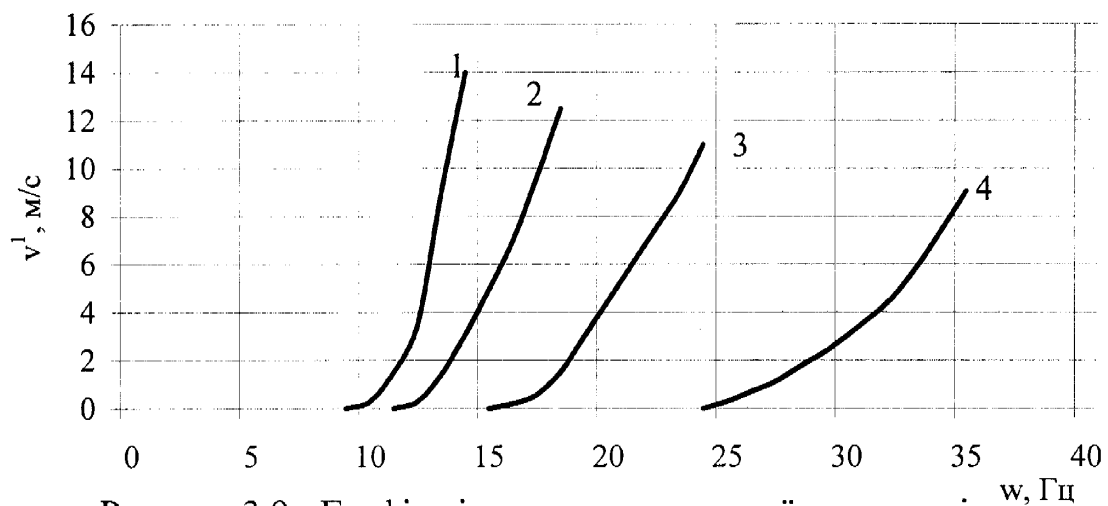


Рисунок 3.9 - Графік відношення середньої швидкості опускання частинки від параметрів вібрації

- 1 - $A=1,2 \cdot 10^{-3}$ м; 2 - $A=8 \cdot 10^{-4}$ м;
- 3 - $A=5 \cdot 10^{-4}$ м; 4 - $A=2 \cdot 10^{-4}$ м.

3.7 Теоретичні обмеження параметрів вібрації

Аналіз рівняння (3.7) показує, що для здійснення процесу віброперемішування величина Aw^2 має нижню межу.

$$Aw^2 \leq \frac{F_v}{(\Delta - 1)m_0} - g. \quad (3.18)$$

При умові (3.18) частинка взагалі не буде опускатися відносно середовища.

Для Aw^2 існує також і верхня межа, вище якої поведінка частинки не буде описуватися вищенаведеними рівняннями. Такою умовою є $Aw^2 > g$.

В такому випадку будуть можливими два варіанти поведінки частинок при віброперемішуванні. Поведінка частинок буде залежати від того, обмежене чи відкрите зверху середовище. При відкритому варіанті саме середовище буде рухатися з підкидуванням і його рух вже не буде описуватися тільки параметрами вібрації, бо складатиметься з коливального руху і руху вільного падіння. При закритому обмеженому зверху варіанті віброперемішування частинка карбіду вольфраму може рухатися відносно середовища не тільки вниз, але і ввверх, хоча, як і в випадку без підкидування, вона буде опускатися з часом [123]. В обидвох випадках дослідження поведінки частинок значно ускладнюються.

Тому можна вважати, що:

$$\frac{F_v}{m_0(\Delta - 1)} - g \leq Aw^2 \leq g. \quad (3.19)$$

Графічно область можливих значень Aw^2 показано на рис.3.10. З графіку бачимо, що область можливих значень Aw^2 досить вузька, особливо при великих значеннях амплітуди чи частоти коливань.

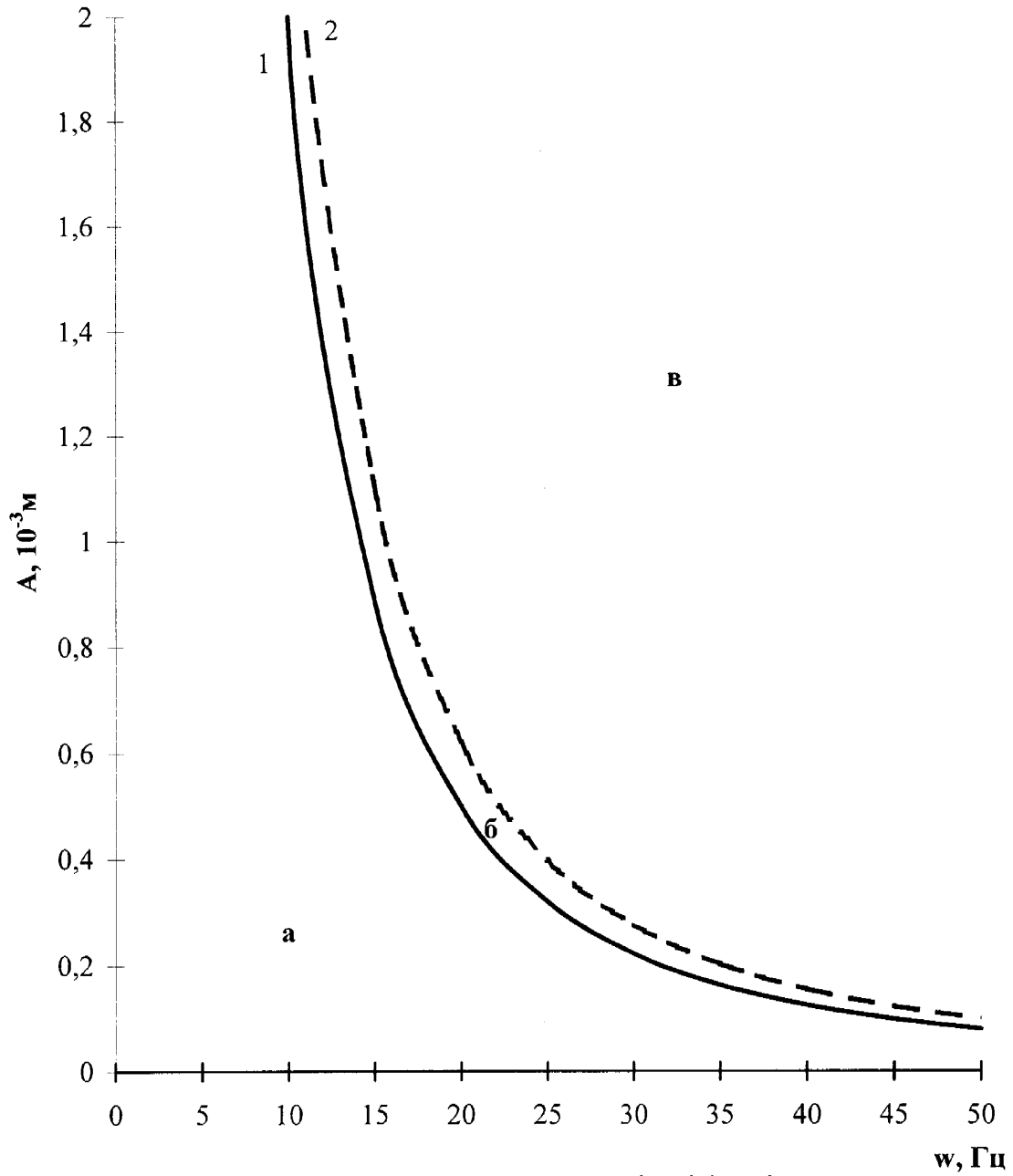


Рисунок 3.10 - Обмеження параметрів вібрації

1 - крива $Aw^2 = F_{\sqrt{m_0(\Delta-1)-g}}$;

2 - крива $Aw^2 = g$;

а - область, де процес віброзмішування неможливий;

б - область можливих параметрів вібрації;

в - область, де віброзмішування відбувається з підкидуванням.

3.7 Висновки до розділу 3

Після аналізу отриманих результатів можна зробити такі висновки.

- 1 Запропоновану конструкцію комбінованого зубка можна отримати з допомогою вібраційних процесів. Відомий в практиці процес вібророзділення сипких середовищ можна використати для здійснення процесу віброзмішування частинок карбіду вольфраму в порошковому середовищі зв'язки (заліза). Доцільність використання процесу віброзмішування попередньо підтверджується значною різницею густин змішуваних матеріалів.
- 2 Доведено, що найбільш доцільно використовувати для віброзмішування коливання у вертикальному напрямку. Це підтверджується попереднім аналізом можливих способів вібраційного впливу на змішувані порошкові середовища.
- 3 Розроблено методику експериментального визначення сили опору середовища відносному руху частинки карбіду вольфраму. Сила опору середовища порошкового заліза відносному руху частинки WC становить $F_v = 3,7 \cdot 10^{-12}$ Н [8].
- 4 Проведено теоретичні дослідження руху частинки з більшою густиною в порошковому середовищі з меншою густиною [4]. На основі проведених досліджень показано, що:
 - Відносна швидкість частинки за кожен період коливань змінюється від нуля до максимуму і від максимуму до нуля.
 - Відносне прискорення частинки за кожен період коливань збільшується від нуля до максимуму, зменшується від максимуму до мінімуму в область від'ємних значень і стрибкоподібно повертається в нульове значення.

- Перервність графіку відносного прискорення пояснюється фізичною природою сили опору середовища, яка завжди протидіє відносному руху частинки.
 - Відносне переміщення частинки за кожен період коливань має однакову величину. При збільшенні масштабу по осі часу графік має форму прямої, що дає можливість говорити про середню швидкість опускання частинки при віброзмішуванні.
 - Середня швидкість опускання частинки залежить від параметрів вібрації та сили опору середовища. Збільшення частоти чи амплітуди коливань приводить до різкого збільшення середньої швидкості опускання частинки.
- 5 На основі аналізу виведених рівнянь відносного руху частинки показано, що параметри вібрації мають оптимальні межі, а саме:
- $$\frac{F_v}{m_0(\Delta - 1)} - g \leq A\omega^2 \leq g.$$
- Нижня межа є обов'язковою умовою відносного руху частинки, а верхня – бажаною з міркувань передбачуваності результатів.
- 6 Згідно теоретичних досліджень експерименти слід проводити в області оптимальних значень при таких технологічних параметрах вібрації: $A=0,1\ldots 2$ мм; $\omega=10\ldots 100$ Гц.

РОЗДІЛ 4

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ПЕРЕХІДНОЇ ЗОНИ КОМБІНОВАНИХ ЗУБКІВ

4.1. Експериментальне дослідження сили опору середовища F_v відносно руху частинкам карбиду вольфраму при віброзмішуванні комбінованих зубків

4.1.1 Вибір хімічного складу робочої і кріпильної частини комбінованого зубка

Для проведення експериментів з формування комбінованих зубків методом віброзмішування нами було вибрано для кріпильної частини суміш порошків, що відповідає сталі 45ХН3. Це пов'язано з тим, що кріпильна частина зубка повинна бути достатньо міцною, а також відповідати матеріалу шарошки для найбільш надійного закріплення в тілі шарошки.

Для робочої частини зубка нами було вибрано твердий сплав на основі заліза іншого складу, ніж в попередніх експериментах (див. розд.2). Це пов'язано з тим, що після огляду існуючих досліджень зі створення твердих сплавів на основі заліза (див. розд.1) можна зробити такий висновок. Для зубків шарошкових бурових доліт найбільш доцільно використовувати твердий сплав WC-Fe, Ni при співвідношеннях $WC/(Fe+Ni)=75/25$ і $Fe/Ni=75/25$ [112]. Такий хімічний склад викликає цікавість через те, що вже було виготовлено і перевірено на практиці при бурінні твердосплавне озброєння такого складу. Результат був позитивним, озброєння показало себе рівноцінним за усіма характеристиками озброєнню, виготовленому за традиційною технологією на основі кобальтової зв'язки [113-116].

Було вирішено не зупинятися на раніше одержаному хімічному складі, але й провести серію експериментів з досліджень деяких інших варіантів хімічного складу. При виборі нових варіантів керувалися наступними твердженнями. По-перше, з огляду проведених досліджень твердих сплавів з 25% нікелю в зв'язці не досить зрозуміло, як впливає вуглець в різних концентраціях на якість твердого сплаву. З одних досліджень випливає, що краще себе поводить твердий сплав без вуглецю, а з інших – добавка вуглецю покращує властивості твердого сплаву [112, 128]. Тому вирішено дослідити вплив вуглецю на даний твердий сплав.

По-друге, існує багато інформації, що підтверджує позитивний вплив молібдену на тверді сплави на основі заліза [112]. Головною перевагою таких твердих сплавів вважається покращення структури твердого сплаву після спікання (одержання більш стабільних і міцних структур WC(Fe, Mo)). Тому нами було вирішено дослідити вплив молібдену на даний твердий сплав.

Остаточно для робочої частини були вибрані такі варіанти.

1. Як основний – твердий сплав WC-Fe, Ni при співвідношеннях $WC/(Fe+Ni)=75/25$ і $Fe/Ni=75/25$.
2. Основний+5% Mo.
3. Основний +10% Mo.
4. Основний +0,2% C.
5. Основний +5% Mo+0,2% C.
6. Основний +0,4% C.
7. Основний +5% Mo+0,4% C.
8. Основний +0,6% C.
9. Основний +5% Mo+0,6% C.
10. Основний +10% Mo+0,6% C.

Для формування нами були взяті дрібнофракційні порошки для

кращого перемішування.

4.1.2 Визначення сили опору середовища

В попередньому розділі нами було теоретично досліджено процес відносного руху частинок карбіду вольфраму в середовищі порошкового заліза. Усі теоретичні викладки базувались на експериментально визначеному значенні сили опору середовища F_v . При цьому було відмічено, що значення сили опору середовища F_v не залежить від параметрів вібрації, але повинно залежати від частинок, що змішують. Такий висновок приводить до необхідності визначення сили опору середовища F_v для конкретно вибраної суміші порошків, що будуть використані при формуванні кріпильної зони комбінованих зубків.

Такі дослідження були проведені нами за раніше викладеною в підрозділі 3.3 методикою. Для врахування усіх можливих суттєвих факторів маса та об'ємні співвідношення сумішей порошків, використаних для формування робочої та кріпильної зони при проведенні експерименту, були вибрані такими ж, як і при отриманні готових комбінованих зубків.

Провівши дослідження, аналогічні підр.3.3, ми прийшли до висновку, що сила опору середовища в порівнянні з відносним рухом у середовищі порошкового заліза зросла на 60% і становить $F_v = 5,9 \cdot 10^{-12}$ Н.

4.2 Визначення робочих параметрів вібрації та часу змішування

4.2.1 Визначення характеру віброзмішування при даному значенні сили опору середовища

Провівши теоретичний аналіз процесу віброзмішування при даному конкретному значенні F_v , приходимо до висновку, що відносний рух частинок карбіду вольфраму можливий тільки в зоні 3, показаній на рис.3.11. В цій зоні рух суміші порошків відбувається з підкидуванням. Як

відмічено в підр.3.7, такий рух є можливим, хоча й не є вигідним з точки зору його передбачуваності.

Для успішного використання процесу віброзмішування в даних практичних умовах розглянемо деякі суттєві особливості руху з підкидуванням. Для цього нам потрібно дослідити рух самої суміші при підкидуванні. Основні закономірності такого руху можна побачити на рис.4.1. З приведених на рисунку графіків бачимо, що рух суміші при підкидуванні можна поділити на дві області, всередині яких він відбувається за зовсім різними фізичними законами. В першій зоні відбувається коливальний рух, що зовсім не відрізняється від дослідженого в розділі 3. В другій же зоні відбувається рух суміші з прискоренням вільного падіння (рух підкидування), де не спрацьовують попередньо досліджені закономірності. Провівши аналіз рівнянь руху суміші, приходимо до висновку, що розподіл інтервалів часу, де відбувається коливальний рух та рух з підкидуванням, залежить виключно від параметрів вібрації.

З іншого боку, з рис.3.2-3.7 бачимо, що відносний рух частинок карбиду вольфраму відбувається за кожен період коливань в деякому сталому інтервалі часу. Параметри цього інтервалу, тобто його протяжність та місце в періоді коливань, залежать тільки від параметрів вібрації.

З приведених тверджень можна зробити важливе в нашому випадку припущення. Якщо існують такі параметри вібрації, при яких інтервал відносного руху частинки буде повністю вкладатися в область коливального руху суміші і не буде перекриватися з областю руху з підкидуванням, то при таких параметрах вібрації відносний рух частинки буде описуватися раніше приведеними в розділі 3 закономірностями.

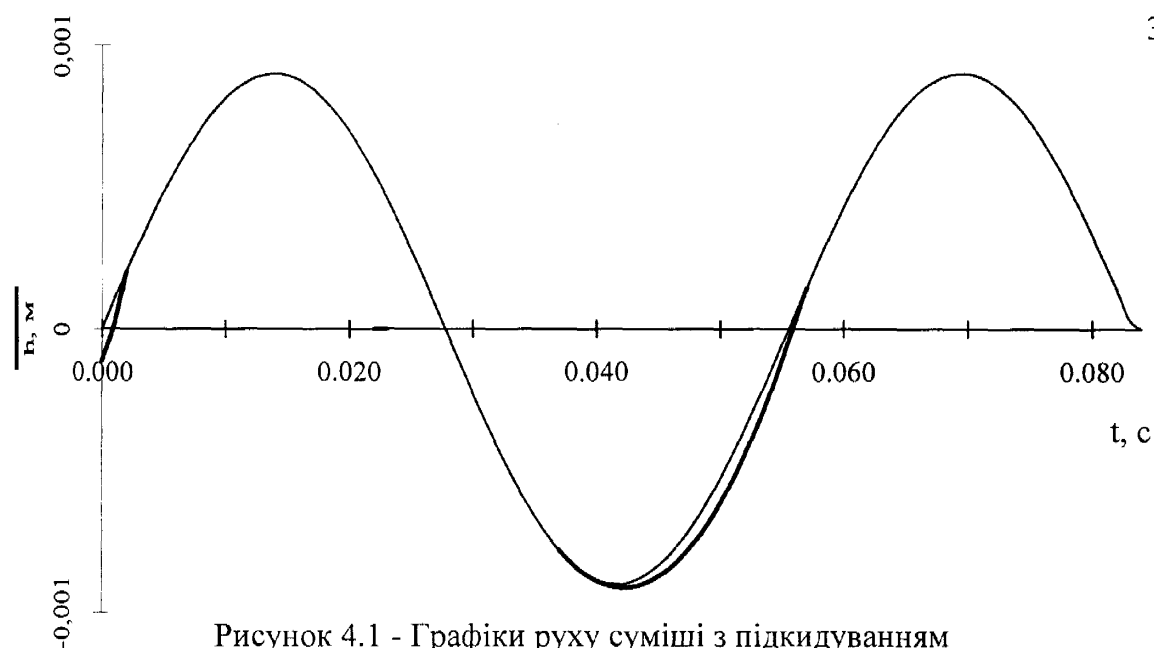
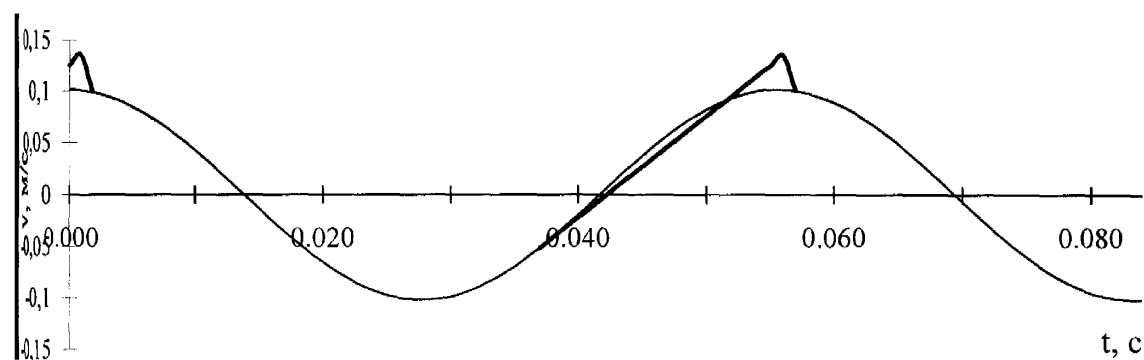
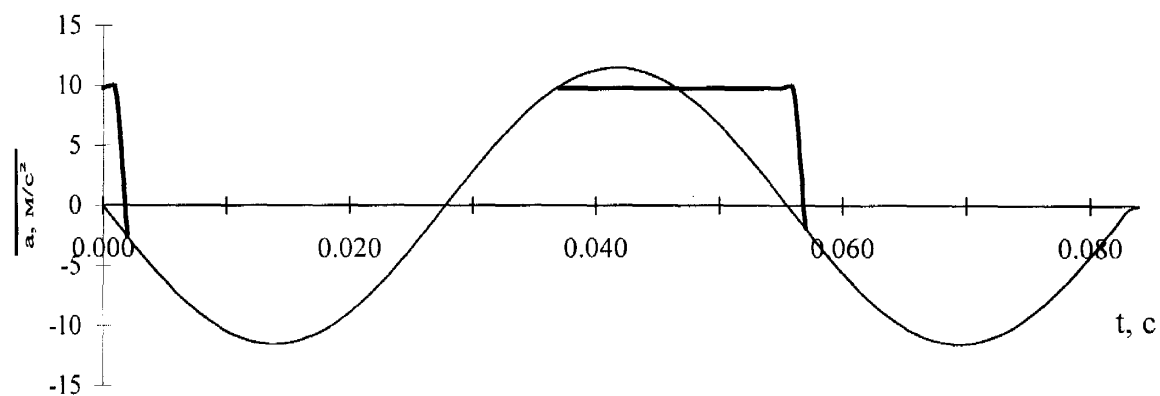


Рисунок 4.1 - Графіки руху суміші з підкидуванням
при параметрах вібрації $A=0,001\text{м}$; $\omega=18\text{Гц}$:
1 - $a=f(t)$; 2 - $v=f(t)$; 3 - $h=f(t)$

— коливальний рух; — рух підкидування.

4.2.2 Визначення області можливих параметрів вібрації

Так як інтервал відносного руху частинки та області коливального руху та руху підкидування суміші залежать від одних і тих самих параметрів, а саме частоти та амплітуди коливань, то можна дослідити, при яких параметрах вібрації інтервал відносного руху частинки не буде перекриватися із областю руху підкидування.

З аналізу рис.3.2, 3.5 та 4.1 можна стверджувати, що достатньою умовою для цього буде:

$$\begin{cases} t_{п1} \geq t_{к2} \\ t_{к1} \leq t_{п2} \end{cases}, \quad (4.1)$$

де $t_{п1}$ – час початку відносного руху частинки в перший період коливань;

$t_{к1}$ – час закінчення відносного руху частинки в перший період коливань;

$t_{п2}$ – час початку руху підкидування суміші в перший період коливань;

$t_{к2}$ – час закінчення руху підкидування суміші в перший період коливань.

З рівняння (3.11)

$$t_{п1} = \frac{1}{w} \arcsin \frac{F_v - m_0(\Delta - 1)g}{m_0(\Delta - 1)Aw^2}. \quad (4.2)$$

$t_{к1}$ визначаємо з рівняння відносної швидкості (3.9), беручи до уваги, що $v(t_{к1})=0$:

$$v(t_{к1}) = \left(\frac{m_0}{m}(\Delta - 1)g - \frac{F_v}{m}\right)t_{к1} - \frac{m_0}{m}(\Delta - 1)Aw \cdot \cos(wt_{к1}) + C_1 = 0, \quad (4.3)$$

де з рівняння (3.12)

$$C_1 = \frac{F_v}{m}t_{п1} + \frac{m_0}{m}(\Delta - 1)Aw \cdot \cos(wt_{п1}) - \frac{m_0}{m}(\Delta - 1)gt_{п1}. \quad (4.4)$$

Для визначення $t_{п2}$ і $t_{к2}$ потрібно проаналізувати рівняння руху

посудини із сумішшю. Без врахування підкидування її рух буде описуватися такими рівняннями:

$$\begin{cases} h = A \sin(\omega t) \\ v = A\omega \cos(\omega t) \\ a = -A\omega^2 \sin(\omega t) \end{cases} \quad (4.5)$$

Графіки, які показують рух суміші, показані на рис.4.1. $t_{п2}$ визначаємо з умови $a(t_{п2}) = -g$.

З рис.4.1 та рівнянь (4.4)

$$t_{п2} = \frac{1}{\omega} \left(\arcsin\left(-\frac{g}{A\omega^2}\right) + \pi \right). \quad (4.6)$$

$t_{к2}$ визначаємо з рівняння руху посудини (4.5) та рівняння руху суміші (4.7):

$$h(t) = h(t_{п2}) + v(t_{п2})(t - t_{п2}) + 0.5g(t - t_{п2})^2. \quad (4.7)$$

При врахуванні того, що нам потрібно значення $t_{к2}$ для першого періоду коливань, отримуємо рівняння для визначення $t_{к2}$:

$$\begin{aligned} A \sin(\omega t_{к2}) &= h(t_{п2}) + v(t_{п2})(t_{к2} - t_{п2} + \frac{2\pi}{\omega}) + \\ &+ \frac{1}{2}g(t_{к2} - t_{п2} + \frac{2\pi}{\omega})^2 \end{aligned} \quad (4.8)$$

Розв'язавши рівняння (4.2)-(4.8), прийнявши до уваги умову відносного руху частинки (3.13) та умови (4.1), можна визначити область можливих параметрів вібрації, де відносний рух частинок підпорядковується рівнянням, описаним в розділі 3. Така область для даного значення F_v існує і показана на рис.4.2.

Слід відзначити, що така область може і не існувати. Її існування та параметри в першу чергу залежать від значення F_v , а саме вона може існувати тільки при $F_v < F_{v \text{ кр.}}$.

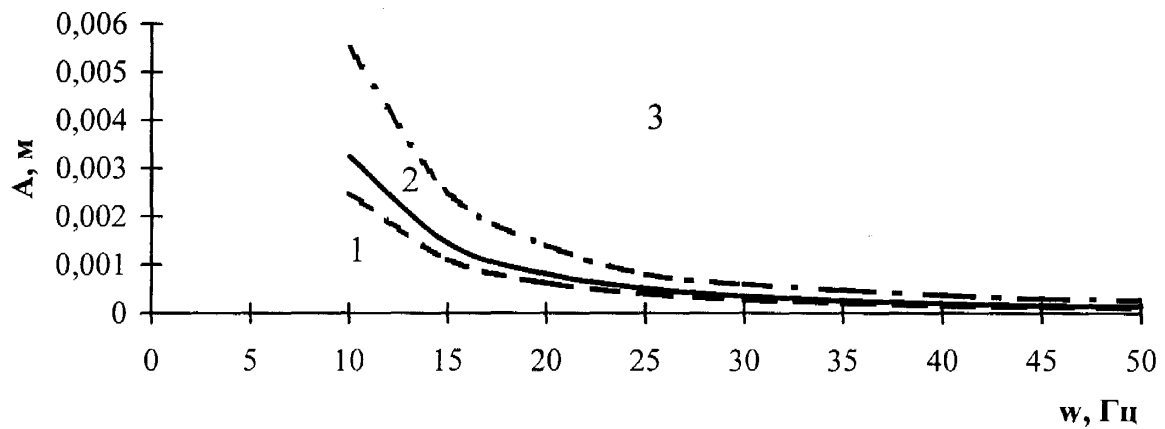


Рисунок 4.2 - Теоретичні обмеження параметрів вібрації при русі частинки в середовищі порошкової сталі:

- 1 - область, де рух частинки неможливий;
- 2 - область можливих параметрів вібрації;
- 3 - зона підкидування;

— нижня межа відносного руху частинки;

--- верхня межа руху суміші без підкидування;

- - - верхня межа області, де рух частинки описується основним рівнянням віброзмішування.

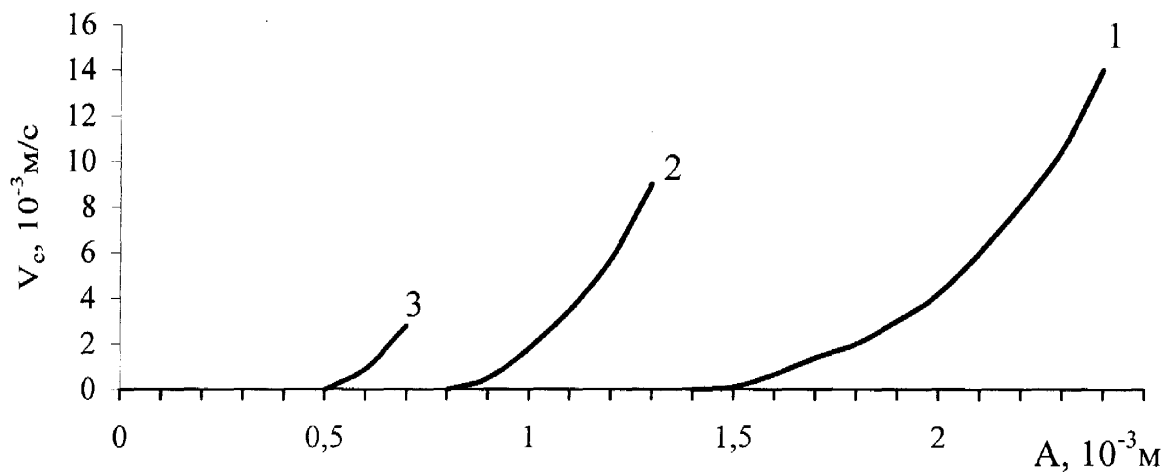


Рисунок 4.3 - Залежність середньої швидкості опускання частинки в середовищі порошкової сталі від параметрів вібрації:

- 1 - $w=15$ Гц; 2 - $w=20$ Гц; 3 - $w=25$ Гц

Важливо також відмітити, що збільшення параметрів вібрації може привести до ситуації, коли рух суміші стане повністю нестабільним, тобто не буде повторюватися кожен період коливань. В такому випадку для сусідніх періодів коливань k і $k+1$ будуть виконуватися наступні умови:

$$t_{\Pi}^{(k+1)} \neq t_{\Pi}^{(k)} \quad \text{і} \quad t_{\Pi}^{(k+1)} = f(t_{\Pi}^{(k)}).$$

В такому випадку процес віброзмішування стає неможливим без обмеження вільного руху суміші в посудині при підкидуванні. Дослідження Блехмана [123, 124] показали, що навіть у такому випадку при обмеженні процесу підкидування відносний рух частинок буде описуватися рівняннями, викладеними в розділі 3. При цьому частинки можуть здійснювати відносний рух не тільки вниз, але і вгору, хоча сумарне переміщення буде, як і в попередніх випадках, вниз.

Але експериментальні дослідження для випадку наших порошкових середовищ показали, що використання цього явища дуже проблематичне. Таке твердження зв'язане із значним збільшенням сили опору середовища при обмеженні руху підкидування суміші. Пояснити цей факт можна таким чином. Приклавши до суміші порошоків обмеження руху вгору, ми отримуємо систему, яка не буде переходити в квазірідке середовище навіть при значному збільшенні частоти та амплітуди коливань. Це приводить до значного збільшення сили опору середовища.

Отже, ми можемо зробити висновок, що найбільш оптимальними параметрами вібрації буде область 2 на рис.4.2.

4.2.3 Вибір практичних параметрів вібрації

Провівши дослідження, аналогічні розділу 3, будемо графіки відносного руху частинок при даних значеннях параметрів вібрації. Такі графіки показані на рис.4.3, 4.4.

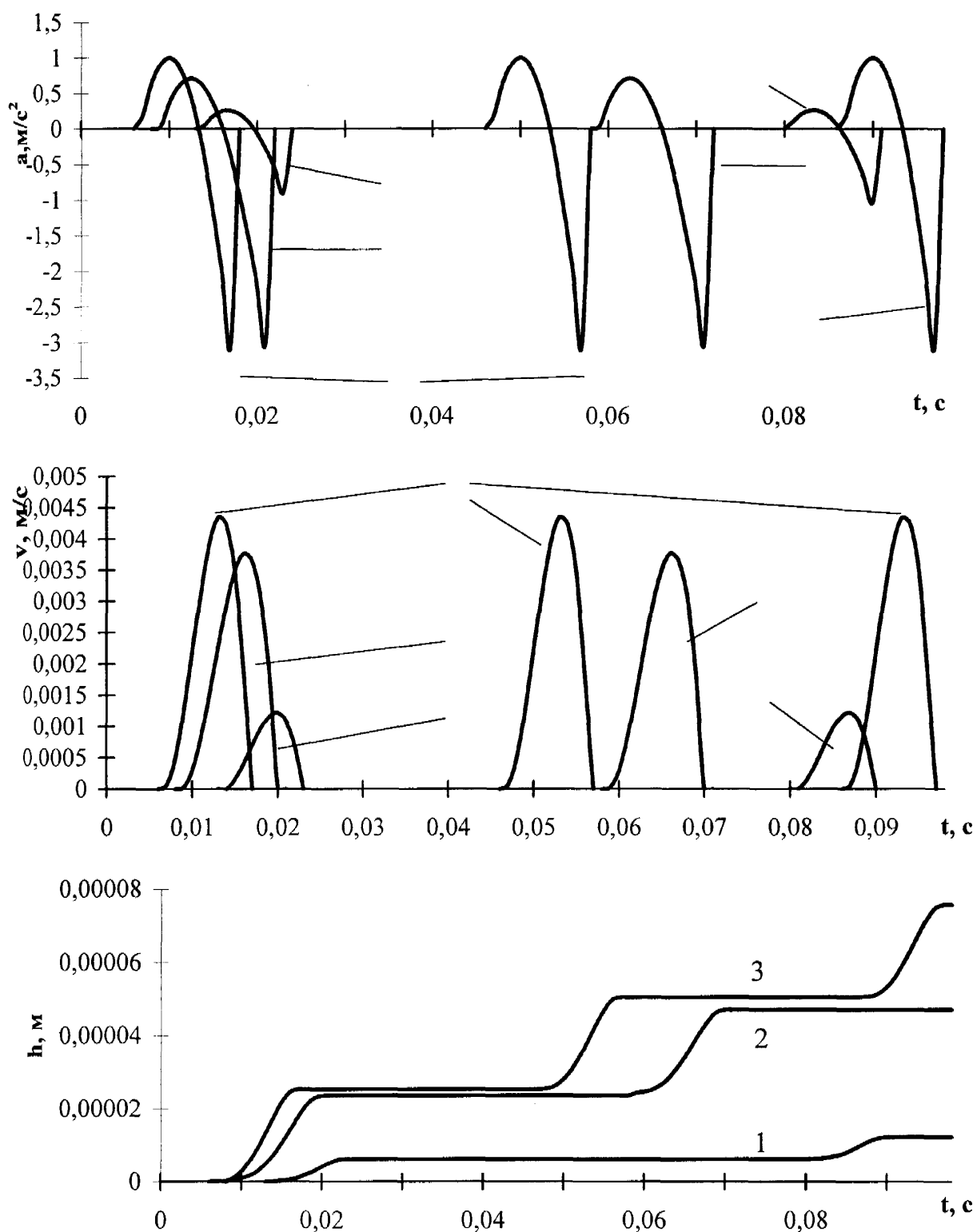


Рисунок 4.4 - Відносний рух частинки WC в середовищі порошкової сталі при мінімально прийнятних параметрах вібрації: 1 - $w=15$ Гц, $A=1,8$ мм; 2 - $w=20$ Гц, $A=0,9$ мм; 3 - $w=25$ Гц, $A=0,6$ мм

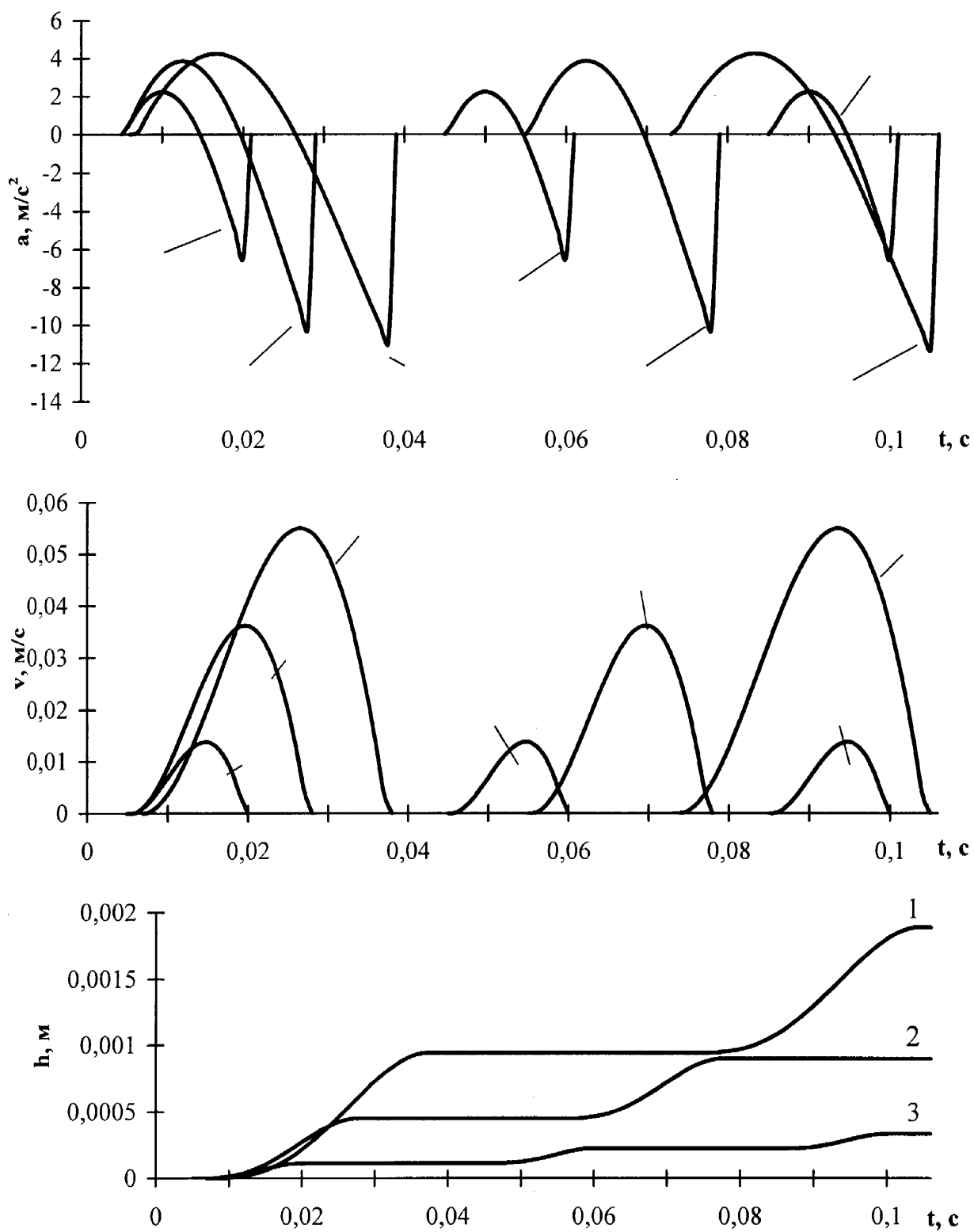


Рисунок 4.5 - Відносний рух частинки WC в середовищі порошкової сталі при максимально можливих параметрах вібрації: 1 - $w=15$ Гц, $A=2,4$ мм; 2 - $w=20$ Гц, $A=1,3$ мм; 3 - $w=25$ Гц, $A=0,7$ мм.

Так як в першу чергу нас цікавить середня швидкість опускання частинки v_c в залежності від параметрів вібрації, будуємо такий графік в формі $v_c=f(A)$ при різних значеннях можливої частоти коливань (рис.4.5).

Задавшись часом змішування $t_{зм.}$ та встановивши ширину перехідної зони $H_{п.з.}=1\text{мм}$, вибираємо для практичного використання значення $A=20\text{ Гц}$ і $A=0,9\text{ мм}$.

4.2.4 Побічні ефекти при віброзмішуванні

Експерименти з віброзмішування проводилися на тому ж обладнанні, що й для визначення сили опору середовища (див. рис.3.1). Було досліджено процес віброзмішування при різних параметрах вібрації шляхом візуального спостереження за перемішуванням порошків карбіду вольфраму та заліза чи сталі. В основному були підтверджені результати, викладені раніше.

Але також спостерігалися деякі цікаві явища, що не вкладаються в теоретичну схему. По-перше, при деяких параметрах вібрації, особливо при амплітудах, більших $1,5\text{мм}$, відбувалося практично миттєве перемішування. Шляхом спостережень вдалося відмітити, що починається такий процес біля стінки, швидко поширюється з початкової зони до дна пробірки, після чого карбід вольфраму швидко витісняє з нижньої частини порошок заліза вверху. Процес виглядає як своєрідне перекидання порошків: верхня частина стає нижньою, а нижня – верхньою практично без перемішування. Такий процес відомий в практиці вібропереміщення як так званий ефект стінки [124]. При широких посудинах він не є важливим, але у випадку, коли діаметр зубка у нашому випадку дорівнює 10мм , на нього не можна не зважати. В нашому випадку цей ефект є не тільки небажаним, але і шкідливим, адже відбувається не процес віброперемішування, а вібропереміщення без утворення зони перехідних концентрацій карбіду вольфраму. Для уникнення цього шкідливого явища

потрібно працювати в нижній частині області можливих параметрів вібрації (див. рис.3.10 і 4.2).

По-друге, спостерігалось й таке цікаве явище як виштовхування вверх частинок карбіду вольфраму великого об'єму. Таке на перший погляд парадоксальне явище не описується вищевикладеною теорією, адже густина такої частинки в два рази більша, ніж в середовища. Пояснюється такий ефект тим, що для частинок з відносно більшими габаритними розмірами існує своєрідна виштовхувальна сила, а саме сила опору середовища при русі частинки вниз стає набагато більшою, ніж при русі вверх. В результаті сумарний рух частинки відбувається не вниз як звичайно, а навпаки, вверх. Для попередження такого явища порошки карбіду вольфраму і зв'язки повинні мати однорідну, близьку між собою фракційність.

4.3. Експериментальні дослідження комбінованих зубків

Отримавши за викладеною в розділі 2 та п.4.1.1 методикою комбіновані зубки, провели деякі експериментальні дослідження, що в основному торкаються стану твердого сплаву в зоні зміни концентрації карбіду вольфраму: дослідження макро- та мікроструктури, зміни твердості та концентрації карбіду вольфраму.

Візуальні спостереження спечених зубків дали можливість зробити такі висновки.

Зубки спеклися без втрати цілісності та початкової форми. Усадка кріпильної та твердосплавної частини досить незначна 3-5%. Брак при спіканні становив 2% і полягав в розділенні зубків на дві окремі частини. Обстеження бракованих зубків показали, що причиною розділення були радіальні тріщини, що зародилися при пресуванні.

4.3.1 Макроструктура взірців

Методика одержання шліфів та досліджень макроструктури викладена в розділі 2. Фотографії макроструктури показані на рис.4.6.

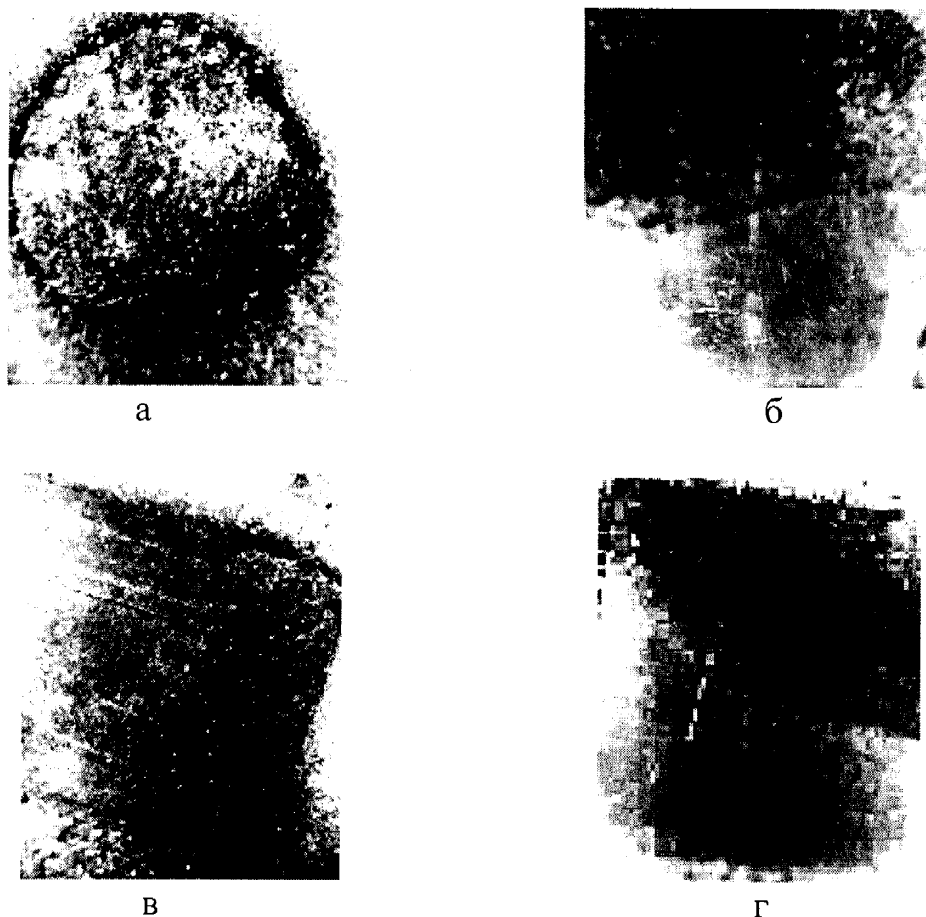


Рис.4.6 Макроструктура взірців (зб. $\times 4$):

- а – твердий сплав WC-Fe, Ni (WC/Fe, Ni=3/1; Fe/Ni=3/1);
- б – взірець після віброзмішування з $H_{п.з.}=0,5$ мм;
- в – взірець після віброзмішування з $H_{п.з.}=1$ мм;
- г – взірець із ступінчастою зміною концентрації WC.

Проаналізувавши отримані результати, можна зробити такі висновки. Якихось слідів роз'єднання зубків у зоні зміни концентрації карбіду вольфраму не спостерігалось. Структура сплаву в зоні зміни концентрації аналогічна структурі робочої зони з плавним переходом до

структури кріпильної зони при малих концентраціях карбіду вольфраму. Винятком є зубки, сформовані за методикою, викладеною в розділі 2, де в робочій зоні було лише 8-10% заліза. Тут спостерігаються значні неоднорідності структури та велика пористість, що пояснюється надто малим вмістом зв'язки.

4.3.2 Дослідження мікроструктури взірців

Мікроскопічні дослідження проводили при великих збільшеннях для вивчення таких структурних особливостей, як форма, розмір, розподіл фаз і включень, розміри зерен.

В процесі спікання зубків карбіди вольфраму взаємодіють із залізо-нікелевою зв'язкою, частково розчиняючись в ній. При спіканні утворюється сплав – зв'язка, яка закріплює зерна карбіду вольфраму в робочій та перехідній зонах зубка. Склад, структура і властивості зв'язки залежать від степені її легування вольфрамом та вуглецем. Легування зв'язки і степінь збереження властивостей карбіду вольфраму визначаються температурою нагрівання, розмірами і концентрацією карбіду вольфраму та часом нагрівання, витримки та охолодження зубків.

Мікроструктуру досліджували на шліфах, виготовлених за методикою, викладеною в роботі [128]. Для дослідження фазових складових мікроструктури зв'язки шліфи обробляли реактивами [129]. Дослідження проводили на оптичному мікроскопі МІМ6. Фотографії, на яких зображена мікроструктура робочої, перехідної та кріпильної частин зубків з різними варіантами хімічного складу, показані на рис.4.7.

Рядом досліджень [11, 26] встановлено, що в процесі взаємодії карбіду вольфраму із сталлю утворюється зв'язка, яка представляє собою сплав (Fe,W,C), в якому закріплені зерна карбіду вольфраму.

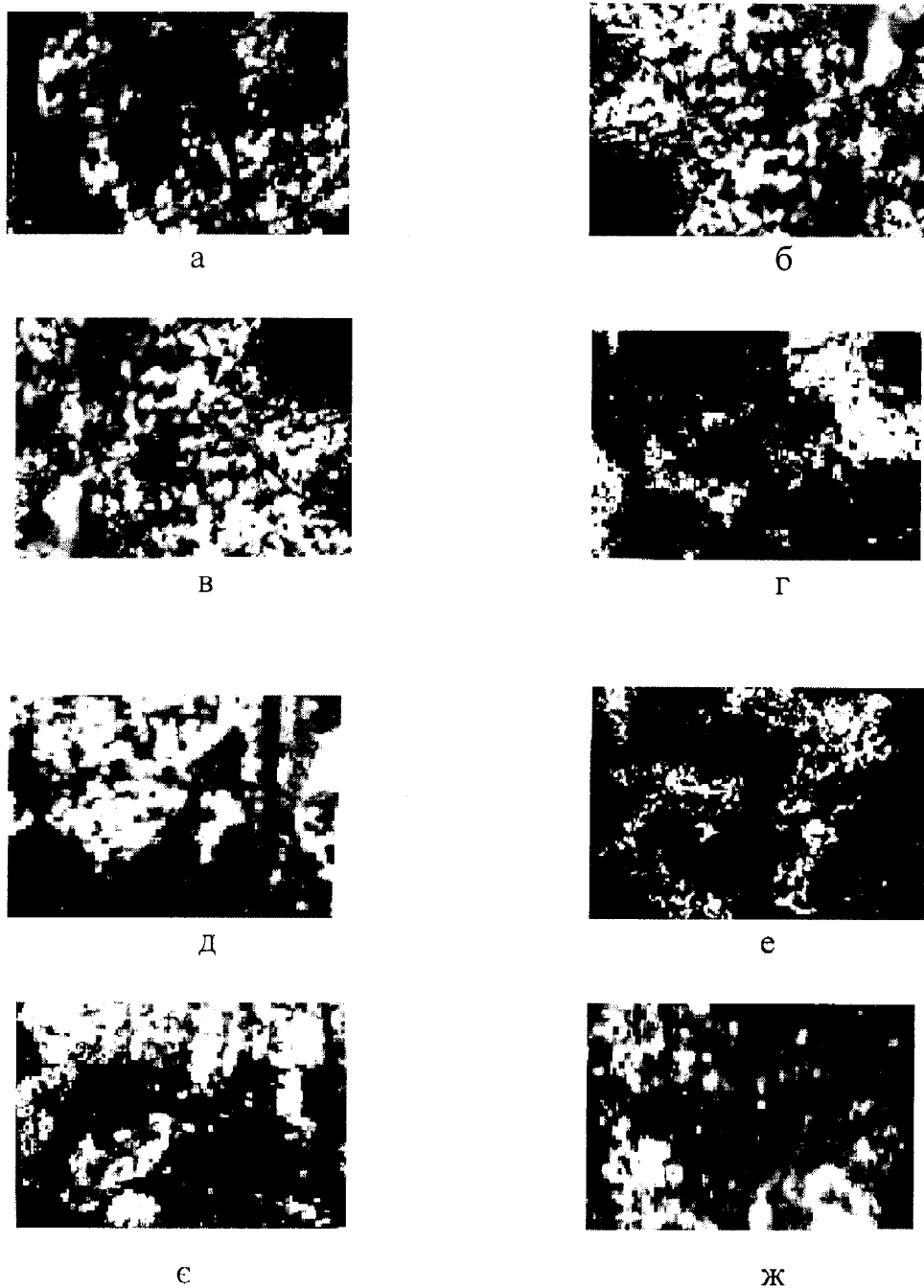


Рисунок 4.7 – Мікроструктура взірців (а...г – зб. $\times 125$; д...ж – $\times 500$)

а – твердий сплав WC-Fe, Ni (WC/Fe, Ni=3/1; Fe/Ni=3/1);

б, д – твердий сплав WC-Fe, Ni+5% Mo;

в, е – твердий сплав WC-Fe, Ni+10% Mo;

г – твердий сплав WC-Fe, Ni+10% Mo+0,6% C;

є – твердий сплав WC-Fe, Ni+0,2% C;

ж – твердий сплав WC-Fe, Ni+5% Mo+0,2% C.

Якість сплаву, його механічні характеристики визначаються станом, природою та властивостями двох основних складових сплаву: найбільш твердою складовою - карбідом вольфраму та основою сплаву - його зв'язкою.

В результаті проведених мікроструктурних досліджень можна зробити такі висновки.

Карбідні складові містяться в приблизно рівній кількості із ферритними твердими розчинами, навіть при низьких концентраціях вуглецю, що підтверджується також розглядом фазових складових після травлення.

Розмір зерен карбідів є в межах від 4 до 25 мкм. Розподіл зерен карбідів в зв'язці за розмірами: від 4 до 10 мкм - 90%, від 11 до 25 мкм - 10%, тобто зв'язка містить в основному зерна карбідів від 4 до 10 мкм.

Вольфрам концентрується в зернах твердого сплаву. Незначна кількість вольфраму також міститься в карбідних виділеннях, що містяться навколо зерен карбіду вольфраму і утворюють пластинчасті карбіди в зв'язці.

В самій же зв'язці кількість вольфраму дуже мізерна. Також можна відмітити, що в карбідних виділеннях в зв'язці та в шарах, що лежать близько до зерен карбіду вольфраму, присутня велика кількість заліза.

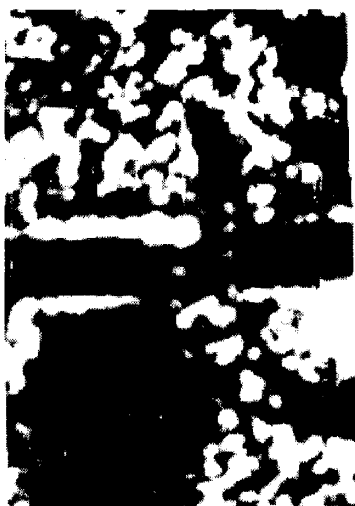
Таким чином, при частковому розчиненні зерен карбіду вольфраму у зв'язці утворюється металозв'язка, збагачена вольфрамом і вуглецем; при спіканні зі сталі виділяються карбіди складної будови, які утворюють евтектику із сталлюю матрицею.

4.3.3 Оцінка мікротвердості

Основний пристрій для вимірювання мікротвердості матеріалів - ПМТ-3, величина мікротвердості на якому визначається за діагоналлю відбитку індентора.

Мікротвердість карбідних складових - 16000-22000 МПа, ферриту - 3500-4800 МПа.

При вивченні великих поверхонь, особливо, як у нашому випадку, із зонами різної мікротвердості з різною концентрацією твердого сплаву по довжині зубка, визначення мікротвердості за величиною відбитку навантаженої алмазної пірамідки є малоефективним, бо не може дати даних про дійсну величину досліджуваного параметру. Набагато ефективнішим в такому випадку є відомий метод вимірювання мікротвердості з допомогою подряпин, які наносяться на взірець з допомогою пристрою ПМТ-3, оснащеного спеціальним приспособленням. Мікротвердість визначається за шириною подряпини, яку вимірюють оптичним методом [130]. Такі дослідження для зон різної концентрації карбіду вольфраму були проведені на модернізованому ПМТ-3. Результати досліджень показані на рис.4.8.



а



б

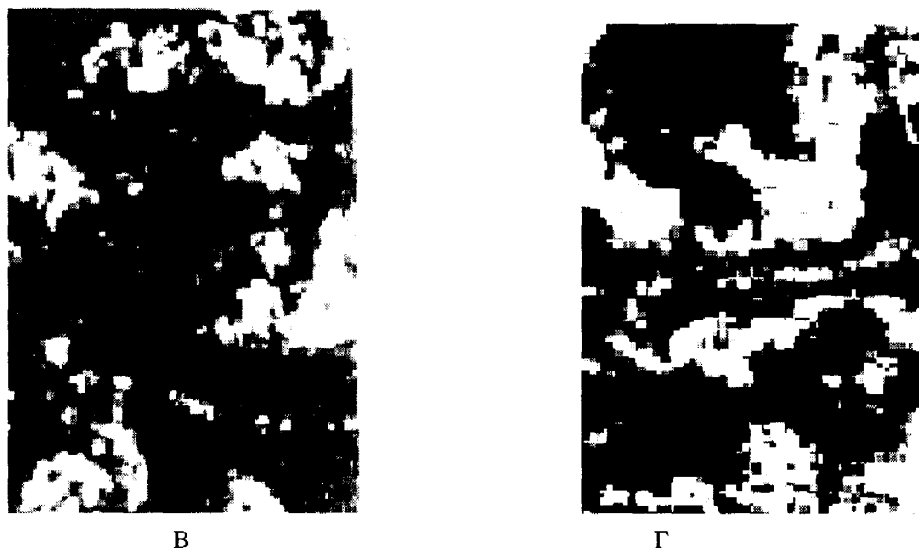


Рис.4.8 Мікроструктура взірців при визначенні мікротвердості
(зб.×125):

- а – твердий сплав WC-Fe, Ni (WC/Fe, Ni=3/1; Fe/Ni=3/1);
- б – твердий сплав WC-Fe, Ni+5% Mo;
- в – твердий сплав WC-Fe, Ni+10% Mo;
- г – перехідна концентрація WC (30%).

4.3.4 Дослідження концентрації карбіду вольфраму по довжині зубка

Для більш детального вивчення процесу формування перехідної зони були проведені дослідження з визначення процентного вмісту карбіду вольфраму по довжині зубків.

Дослідження проводили за допомогою растрового електронного мікроскопу (див. розділ 2). Для проведення досліджень були підготовлені шліфи по довжині зубків, сформованих за такими варіантами:

1. Вібраційне формування перехідної зони шириною 1 мм.
2. Вібраційне формування перехідної зони шириною 0,5 мм.
3. Формування зубків без перехідної зони (розд.2).
4. Формування зубків з перехідною зоною 50%/50% довжиною 1 мм.

Отримані значення показані в таблиці 4.1.

Таблиця 4.1 – Результати експериментальних досліджень вмісту карбіду вольфраму по довжині зубків

Взірець	Відстань по довжині зубка, мм												
	0	005	010	015	020	025	030	035	040	045	050	055	060
1	1112	1138	1150	1118	1068	1093	1072	980	937	840	803	710	680
2	1142	1143	1153	1110	1070	1099	793	574	382	194	61	58	32
3	1250	1280	1282	1215	1108	562	188	41	9	9	9	9	9
4	1240	1280	1215	1020	893	662	643	648	652	646	638	649	653
	065	070	075	080	085	090	095	100	105	110	115	120	125
1	620	509	490	390	360	250	220	150	80	48	45	28	9
2	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9
3	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9
4	641	633	649	654	649	642	646	654	636	590	148	49	9

Після математичної обробки результатів були побудовані криві концентрації карбіду вольфраму по довжині зубків (рис.4.9).

Аналізуючи приведені криві концентрації, можна зробити висновок, що формування перехідної зони в основному відповідає приведеним в п.4.1.3 та розділі 3 результатам. Зміна концентрації проходить досить плавно. Слід також відмітити, що навіть у випадку формування зубка без перехідної зони (зубок 3) існують перехідні концентрації. Їх утворення можна пояснити дифузійними процесами при спіканні та деяким перемішуванням робочої та кріпильної частин зубка при формуванні та пресуванні.

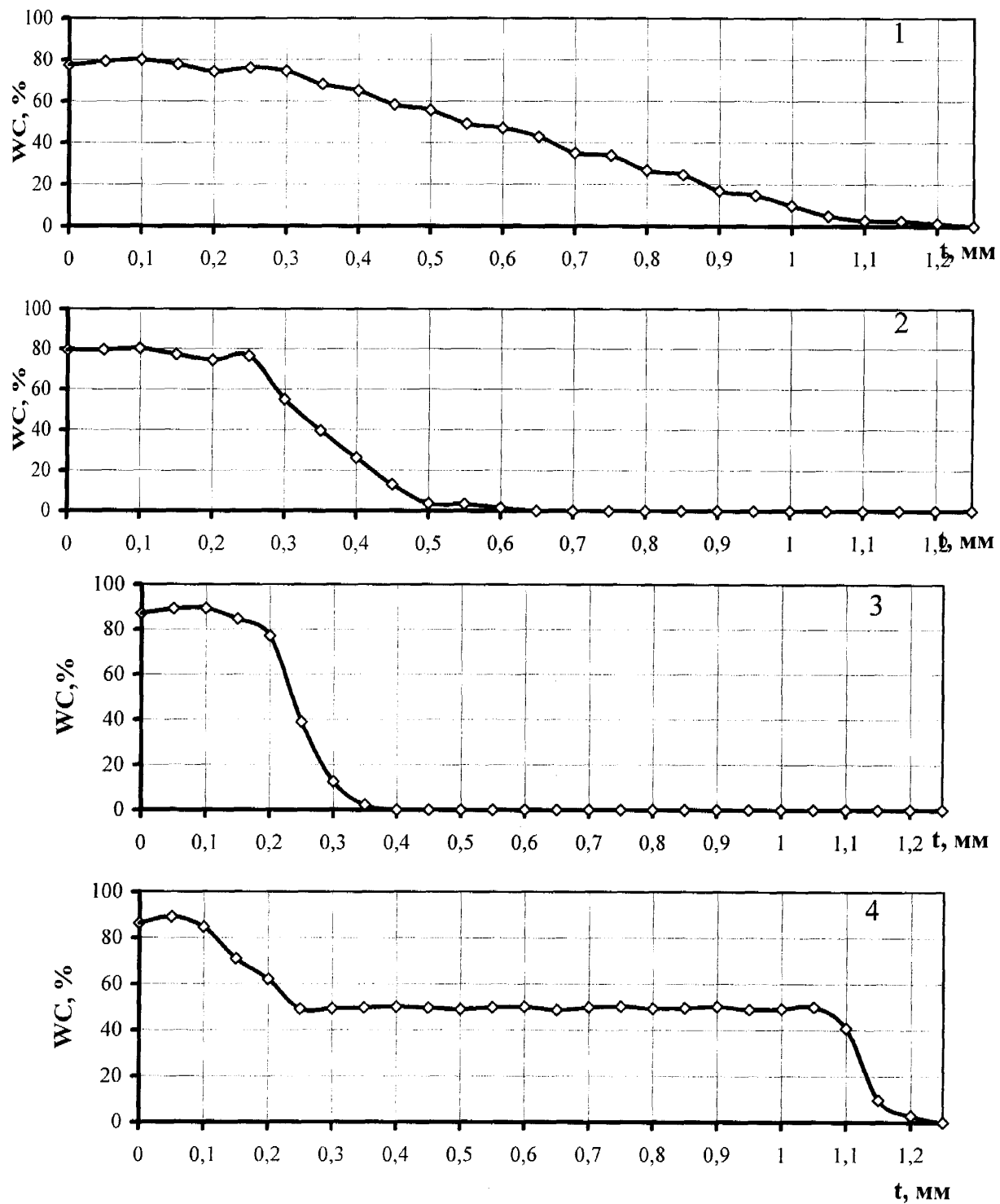


Рисунок 4.9 - Криві концентрації WC по довжині зубка для параметрів формування перехідної зони:

- 1 - вібраційне формування перехідної зони на довжину 1 мм;
- 2 - 0,5 мм;
- 3 - формування зубка без перехідної зони;
- 4 - концентрація WC 50% на довжині 1 мм

4.4 Висновки до розділу 4

В результаті проведених досліджень зроблено такі висновки.

1. Експериментально досліджено силу опору середовища порошкової сталі відносному руху частинки карбіду вольфраму. Сила опору зросла на 60% в порівнянні з силою опору середовища порошкового заліза і становить $F_v = 5,9 \cdot 10^{-12}$ Н. Відносний рух частинки карбіду вольфраму в такому випадку можливий тільки при $Aw^2 > g$, тобто з підкидуванням суміші.
2. Теоретично доказано, що навіть при $Aw^2 > g$ може існувати область параметрів вібрації, при якій відносний рух частинки карбіду вольфраму описується рівняннями попереднього розділу. Існування та розміри такої області залежать від значення сили опору середовища. Показано границі області оптимальних значень параметрів вібрації для випадку віброзмішування частинок карбіду вольфраму в середовищі порошкової сталі.
3. В результаті проведених досліджень показано, що:
 - в макро і мікроструктурі зубків, спечених після віброзмішування, вирізняється зона перехідних концентрацій карбіду вольфраму по довжині зубка, що підтверджується також результатами досліджень мікротвердості та концентрації WC;
 - в основному підтверджені результати теоретичних досліджень процесу віброзмішування;
 - запропонована прес-форма дає можливість уникнути розшарування пресованих зубків;
 - існує пряма залежність між концентрацією твердого сплаву в перехідній зоні та твердістю в цій зоні, а саме плавна зміна концентрації карбіду вольфраму веде до плавної зміни твердості в

перехідній зоні.

4. При виборі параметрів вібрації для віброзмішування недостатньо керуватися лише теоретичними дослідженнями. Слід також звернути увагу на можливі побічні шкідливі явища при віброформуванні: так званий “ефект стінки” та розшаровування порошкових середовищ за габаритними розмірами частинок. Для попередження можливих негативних наслідків запропоновано використовувати порошки однакової фракційності та здійснювати віброзмішування при частотах 20...40 Гц та мінімально можливих амплітудах вібрації.
5. Товщина перехідної зони повинна лежати в межах 0,5...1 мм.
6. Проведені дослідження підтверджують працездатність зубків запропонованої конструкції, виготовлених методом віброзмішування.

РОЗДІЛ 5

РОЗРОБКА МЕТОДІВ ОЦІНКИ КОНСТРУКТИВНОЇ МІЦНОСТІ ЗУБКІВ ТА ПІДВИЩЕННЯ НАДІЙНОСТІ З'ЄДНАННЯ "ЗУБОК-ШАРОШКА"

5.1 Особливості використання методу екстраполяції для визначення характеристик руйнування долотних сталей

Метод екстраполяції широко використовується для визначення характеристик руйнування матеріалів. Але слід відмітити, що метод екстраполяції можна використовувати тільки в тих випадках, коли руйнування всіх вірців здійснюється по одному і тому самому механізму (крихкому або в'язкому).

Справедливість такого твердження проілюструємо на прикладі визначення ударної в'язкості сталей при різних значеннях радіусу надрізу. Зменшення радіусу надрізу ударних вірців (тобто перехід до більш жорсткого виду навантаження) може привести до зміни їх характеру руйнування від в'язкого до крихкого. На рис. 5.1 значення ударної в'язкості, які відповідають різним радіусам надрізу, з'єднані для простоти прямими лініями. Як бачимо, в області надрізів з малими радіусами ($r \leq 0,2 \text{ мм}$) має місце дискретний перехід від в'язкої до крихкої вітки кривих КСУ-г (залежності 2 і 3). Для залежності 1 такий перехід відбувається в зоні ще менших значень г.

Отже, наявність крихко-в'язкого переходу при зменшенні радіусу надрізу вірців до значень, близьких до нуля, тобто при переході до більш жорстких видів навантаження, робить неможливим використання методу екстраполяції для визначення критичного коефіцієнту інтенсивності навантажень.

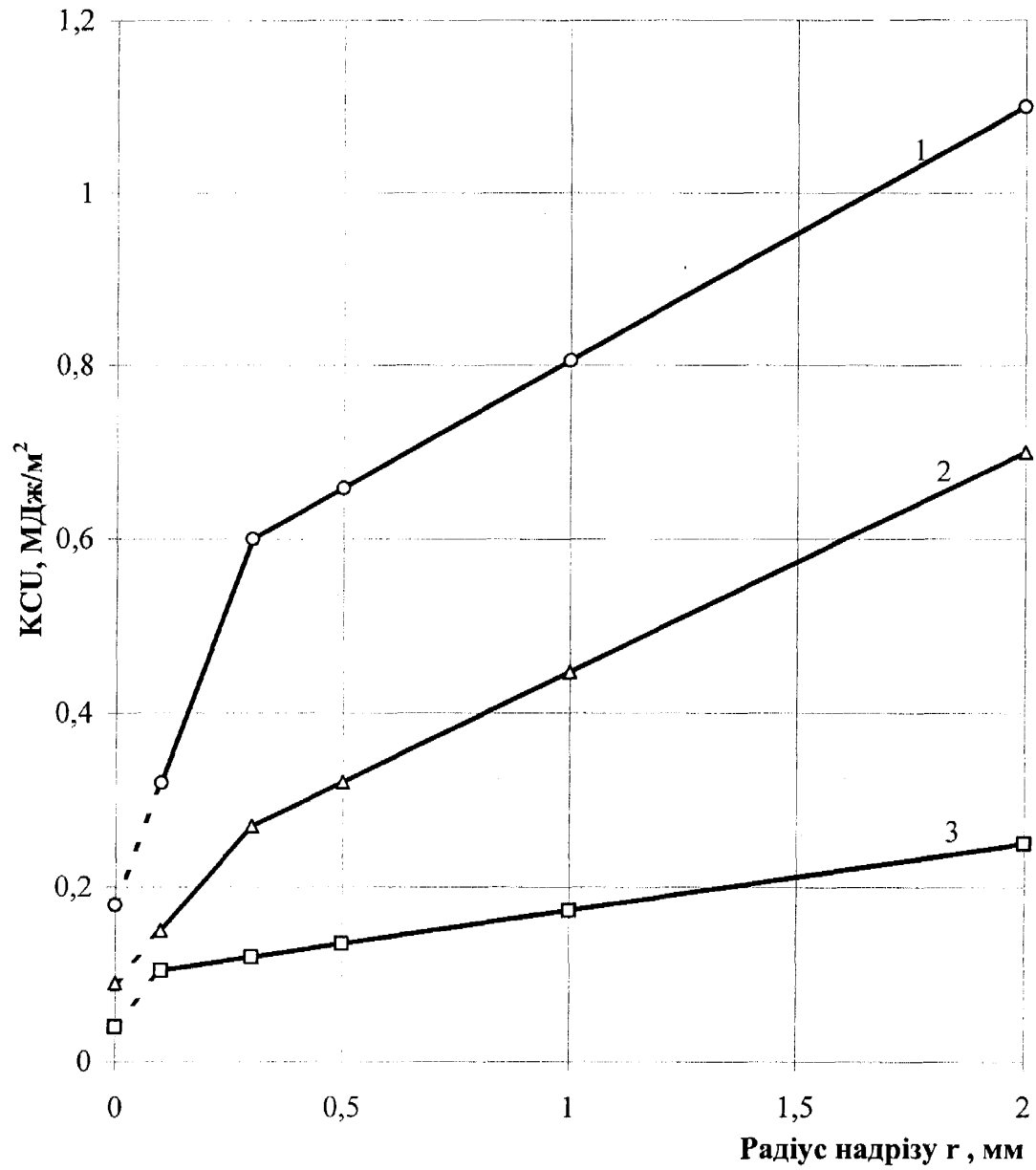


Рисунок 5.1 - Залежність ударної в'язкості від радіуса надрізу взірців

1 - сталь 20Х, $t_{\text{відп}}=373\text{К}$;

2 - сталь 20Х, $t_{\text{відп}}=373\text{К}$, $t_{\text{випр}}=203\text{К}$;

3 - сталь ШХ15, $t_{\text{відп}}=723\text{К}$, $t_{\text{випр}}=293\text{К}$.

При оцінці опору руйнування конструкційних матеріалів поряд з методами механіки руйнування широко використовуються методи, які базуються на визначенні ударної в'язкості взірців з різною гостротою концентратора [74, 131]. Крім відносної простоти в техніці експерименту, такі методики дають можливість оцінювати не тільки роботу поширення тріщини a_c^D , але й роботу зародження a_z .

Таким чином, на сьогоднішній день існує можливість підійти впритул до вирішення кардинального, але все ще дискусійного питання про вклад опору зародженню та поширенню тріщини в несучу здатність матеріалів.

Проте необхідно звернути увагу на можливі похибки при визначенні a_c^D і a_z , які витікають з формального розподілу ударної в'язкості на складові [6]. Звичайно опір зародженню тріщини при випробовуваннях ударних взірців з концентратором оцінюють наступним шляхом. Перш за все вимірюють ударну в'язкість KCU даного типу взірця з концентратором, потім визначають роботу поширення тріщини a_c^D для взірців з гранично гострим тріщиноподібним концентратором. Останню величину отримують в процесі випробовувань взірців з тріщинами, наведеними при циклічному навантаженні, або вираховують за значеннями для двох ударних взірців стандартного типу з різними радіусами надрізу при лінійній екстраполяції роботи руйнування на концентратор з нульовим радіусом [30]. Вираз для оцінки роботи зародження тріщини приймає вигляд:

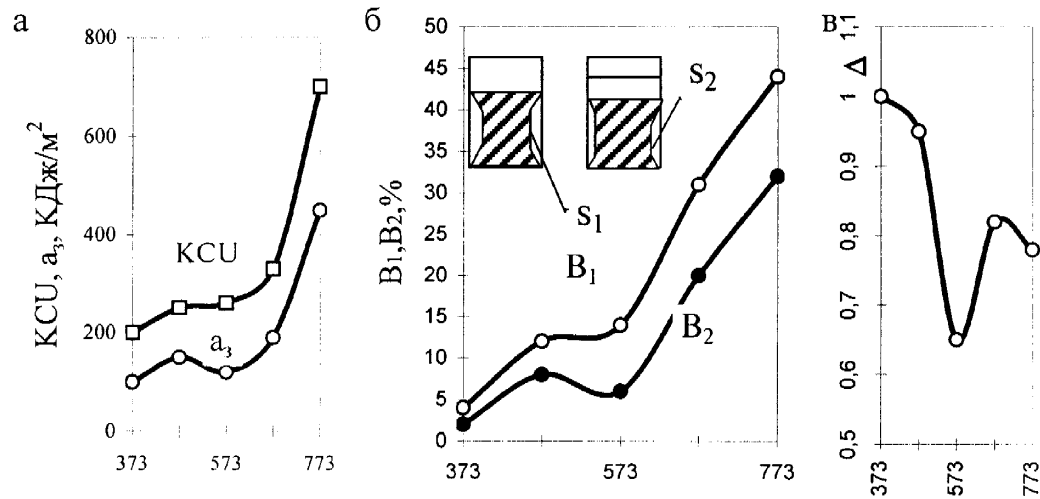
$$a_z = KCU - a_c^D \quad (5.1)$$

Такий спосіб вирахування ігнорує ту обставину, що характер росту тріщини, а, отже, і величина a_c^D може суттєво залежати від виду концентратора, збільшуючись по мірі зменшення його гостроти. Сказане проілюструємо результатами випробовувань конструкційної сталі 37ХНЗА, яка широко використовується у виробництві бурових доліт [132].

Нами вивчався вплив температури відпуску на роботу руйнування при ударному згині балочних взірців з конструктивною виточкою, а також з наведеною в їх вершині втомною тріщиною. Результати вимірювань КСУ і a_c^d вказані на рис.5.2, а. На рис.5.3 представлені види зломів взірців з концентраторами, а також з наведеними тріщинами для різних температур відпуску. Візуальний аналіз показує, що поширення тріщини у взірці з конструктивною виточкою йде звичайно з більшою боковою витяжкою, ніж в взірці з готовою тріщиною. Це свідчить про більшу для першого випадку величину роботи поширення тріщини.

У відповідності зі схемою до рис.5.2, б введемо для злому з конструктивною виточкою співвідношення $B_1 = S_1/S$, де S_1 - площа проекції бокової витяжки на площину, перпендикулярну до осі взірця; S - вся площа злому. Аналогічно для взірців з наведеними тріщинами $B_2 = S_2/S_{тр}$, де S_2 і $S_{тр}$ - площа проекції бокової витяжки і всього злому відповідно. На рис.5.2, б представлені залежності B_1 і B_2 від температури відпуску сталі 37ХН3А. В якості показника подібності характеру поширення тріщини в взірцях з конструктивним концентратором і наведеною тріщиною приймемо коефіцієнт $\Delta = \frac{B_2}{B_1}$. Є підстава рахувати, що чим ближче значення Δ до 1,

тим більш подібні умови поширення тріщини в взірці з виточкою і з тріщиною. На рис.5.2, в показана залежність Δ від температури відпуску. Із згаданої залежності випливає, що найбільш подібні умови поширення тріщини для обох типів взірців мають місце при низькому відпуску при 373К. При більш високих температурах відпуску характер поширення тріщини в взірцях може суттєво відрізнятись. В цьому відношенні найбільш показна сталь після відпуску при 573К, коли виявлено різке зниження Δ .



Температура відпуску, К

Рисунок 5.2 - Вплив температури відпуску на роботу і характер руйнування сталі 37ХН3А

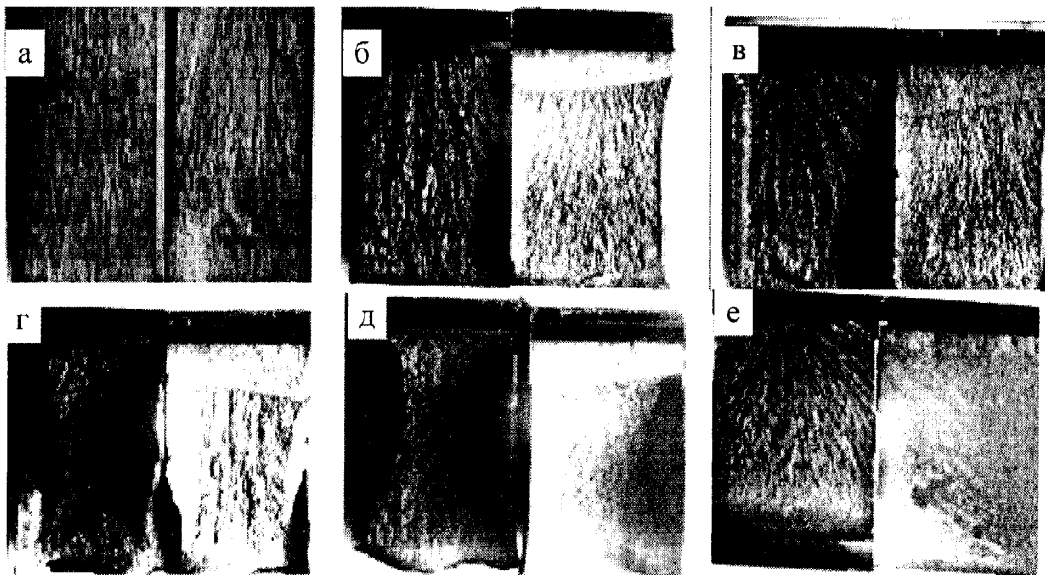


Рисунок 5.3 - Відмінності в характері поширення тріщини при руйнуванні зрізків з конструктивною виточкою і тріщиною (сталь 37ХН3А): а - $t_{\text{відп.}}=373\text{К}$; б - 473К; в - 573К; г - 673К; д - 773К; е - сталь 60ХГС після ВТМО ($e=40\%$, $t_{\text{відп.}}=473\text{К}$)

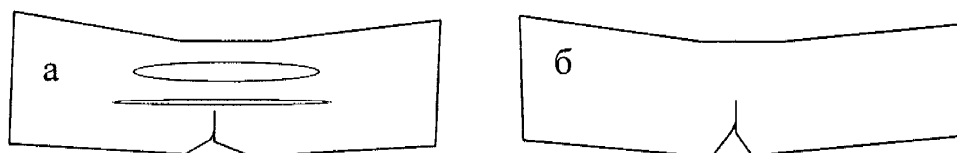


Рисунок 5.4 - Схема поширення тріщини в анізотропному матеріалі

а - зрізек з конструктивною виточкою;

б - зрізек з наведеною тріщиною.

В згаданому випадку взірці з наведеними тріщинами, на відміну від взірців з концентраторами, виявили високу чутливість до відпускнуї крихкості, що проявилось в значному падінні a_c^D .

Якщо тепер використати співвідношення (5.1) для підрахунку a_3 , то можна навіть прийти до парадоксального висновку про екстремальне підвищення a_3 в зоні відпускнуї крихкості. Насправді ж ми маємо справу тільки з різною чутливістю до відпускнуї крихкості взірців з різною концентрацією напружень і різним характером поширення тріщини. Подібна невідповідність має місце також при більш високих температурах відпуску.

Різниця в характері поширення тріщини різних взірців буде особливо суттєвою для матеріалів, в яких залежність роботи руйнування від гостроти концентратора отримує вид кривих холодноламкості, як це було, зокрема, показано нашими результатами, представленими на рис.5.1. Очевидним є те, що взірці з концентраторами, які відповідають верхньому порогу на кривій КСУ, руйнуватимуться за в'язким механізмом, в той час як в взірцях з втомною тріщиною поширення її буде мати відривний характер.

Вкажемо на ще один практично важливий випадок, коли не можна говорити про подібний характер поширення тріщини в взірцях, які використовуються для випробовувань на ударну в'язкість і при оцінці опору поширення тріщини. Маються на увазі волокнисті анізотропні матеріали, які підлягали інтенсивній обробці тиском (наприклад, термомеханічно оброблені сталі).

На рис.5.3, є представлені види зломів взірців із сталі 60ХС після ВТМО ($\epsilon=40\%$, відпуск 473К). На відміну від взірця з тріщиною в стисненій зоні взірця з виточкою видно специфічні виступи, які свідчать про складний характер поширення тріщини в анізотропному матеріалі.

Встановлено, що чим менша гострота концентратора, тим більша схильність анізотропного матеріалу до розшарування при ударі. Таке

розшарування проходить в стисненій зоні взірця (рис.5.4, а). Так як розшарування передуює процесу поширення основної тріщини, останнє утруднюється, а робота поширення тріщини збільшується. В той же час при наявності гострої тріщини схильність матеріалу до розшарування зменшується і характер поширення тріщини значно ближчий до того, який спостерігається в ізотропних матеріалах (рис.5.4, б).

Таким чином, в зв'язку з якісними відмінностями в характері поширення тріщини в взірцях з різною концентрацією напружень формальне визначення a_z із рівняння (5.1) може привести до суттєвих похибок [1, 6, 7].

5.2 В'язкість руйнування твердосплавних зубків бурових доліт

Зносостійкість озброєння бурового інструменту в останні роки суттєво підвищилася завдяки розробці конструкцій доліт, в яких використовуються вставні твердосплавні зубки для озброєння шарошок. В процесі роботи зубки, як правило, підпадають під одночасний вплив зносу та зовнішнього силового навантаження, що часто приводить до втрати їх роботоздатності. Високі швидкості проковзування зубків по породі та локальні ударні навантаження викликають місцевий нагрів їх в зонах контакту з породою, що не тільки збільшує інтенсивність абразивного зношування, але й сприяє тріщиноутворенню при наступному різкому охолодженні в промивальній рідині. Аналіз закономірностей руйнування та зношування твердосплавного озброєння шарошкових бурових доліт свідчить про те, що його роботоздатність обмежується в основному ударно-втомним зношуванням, яке проявляється у відколі та поломці зубків. Враховуючи єдність механізмів руйнування та зносу, твердосплавні зубки, крім встановлених норм на міцність, твердість і т.п., потребують контролю на тріщиностійкість. Такий контроль може використовуватись в якості критерію зносостійкості твердого сплаву [24, 26, 39].

Для дослідження тріщиностійкості вибрали два тверді сплави: ВК8-ВК і ВК11-ВК, які сьогодні використовуються на Дрогобицькому долотному заводі.

Основні параметри цих зубків приведені в таблиці 5.1.

Таблиця 5.1 – Параметри твердих сплавів

Матеріал	Густина, г/см ³	$\sigma_{зг}$, МПа	HRC _э
ВК8-ВК	14,5...14,8	18620	87,5...89
ВК11-ВК	14,2...14,4	21070	87...88

При визначенні в'язкості руйнування використовувались методики, які ґрунтуються на екстраполяції величин в'язкості руйнування матеріалів на значення $r=0$, яке відповідає втомній тріщині. З підрозд.5.1 відомо, що це може привести до суттєвих похибок при крихко-в'язкому переході. У випадку оцінки тріщиностійкості твердих сплавів даний метод є правомірним, тому що такий перехід не відбувається і при усіх значеннях r буде тільки крихке руйнування [3].

Оцінку в'язкості руйнування проведено на циліндричних взірцях діаметром 10 мм (що відповідає розміру зубків) і довжиною 80 мм, на які наносили сегментоподібні концентратори з різними радіусами заокруглень. Методика досліджень описана в другому розділі роботи.

Експериментальні дані приведені на рис.5.5, а. Параметри K_{IC} твердих сплавів знайшли методом екстраполяції величин в'язкості руйнування матеріалів на значення $r=0$, яке відповідає втомній тріщині. Вони дорівнюють $K_{IC}=11,1 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{1/2}$ - для сплаву ВК8-ВК (що тісно корелює з даними роботи[59]) і $K_{IC}=13,2 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{1/2}$ - для сплаву ВК11-ВК. Слід відзначити, що так як параметр K_{IC} є характеристикою матеріалу, то його істинне значення

відповідає тільки значенню при $r=0$. Усі інші значення не можна вважати за параметр K_{IC} .

Таким чином, ми маємо можливість визначити параметри K_{IC} твердих сплавів без нанесення на взірцях втомних тріщин. Це є суттєвою перевагою даного методу, адже нанесення втомних тріщин на взірці із твердих сплавів майже неможливе через моментальну поломку взірців при появі такої тріщини.

Розширення виробництва доліт з твердосплавним озброєнням обумовлює виникнення дефіциту компонентів твердого сплаву - вольфраму і кобальту. В той же час твердий сплав у зубках використовується нерационально, тому що більша частина зубка виконує кріпильну функцію і, знаходячись в корпусі шарошки, не бере участі в руйнуванні гірської породи. Застосування комбінованих зубків, які складаються з сталльної основи та твердосплавної робочої частини, виготовлених по запропонованому нами методу, дає можливість суттєво знизити витрату твердого сплаву.

Однак запропонований вище метод оцінки тріщиностійкості твердих сплавів не можна використати до комбінованих зубків, так як в'язкість руйнування в них буде змінюватись по довжині зубка. В цьому випадку можна застосувати іншу методику, яка дає можливість визначити значення K_{IC} по всій довжині зубка. Дана методика викладена в другому розділі роботи.

Значення K_{IC} визначали за формулою [133, 134]:

$$K_I = \frac{P}{R} \sqrt{\frac{\ell}{\pi}} \left[1 + \frac{3}{2} \lambda^2 + \frac{3}{4} \lambda^6 + \frac{3}{64} \lambda^8 + \frac{27}{128} \lambda^{10} + \frac{269}{512} \lambda^{12} + O(\lambda^{14}) \right] \quad (5.2)$$

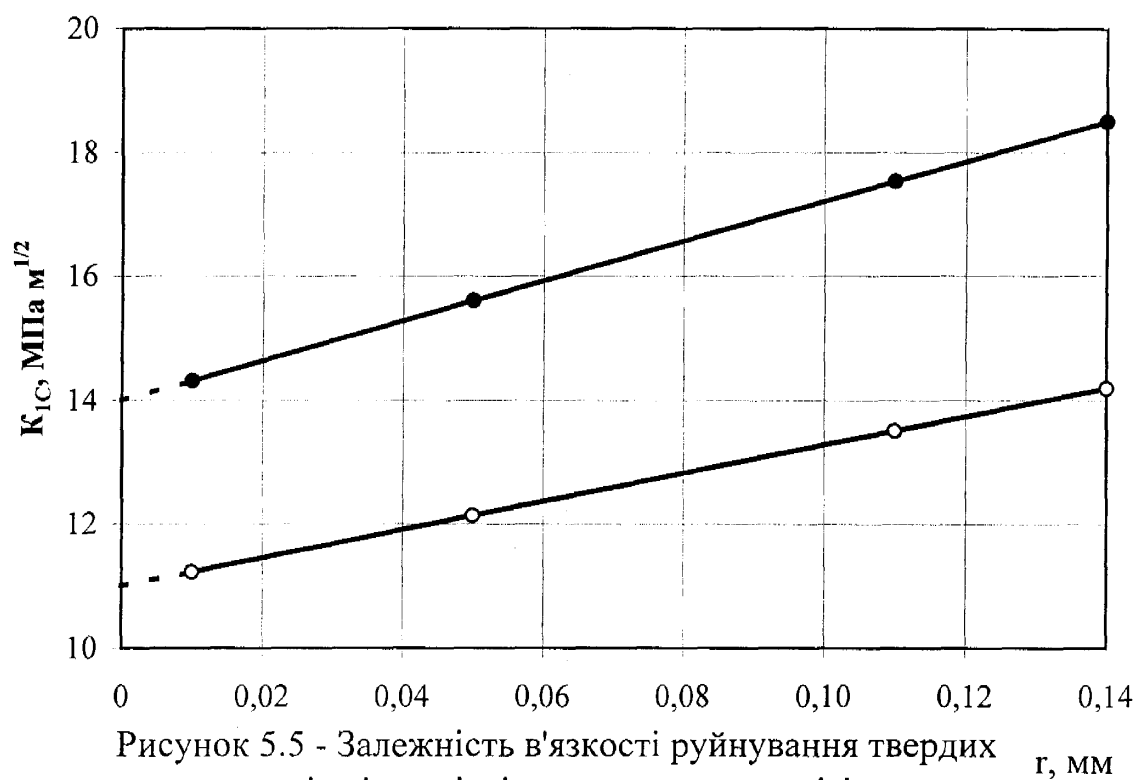
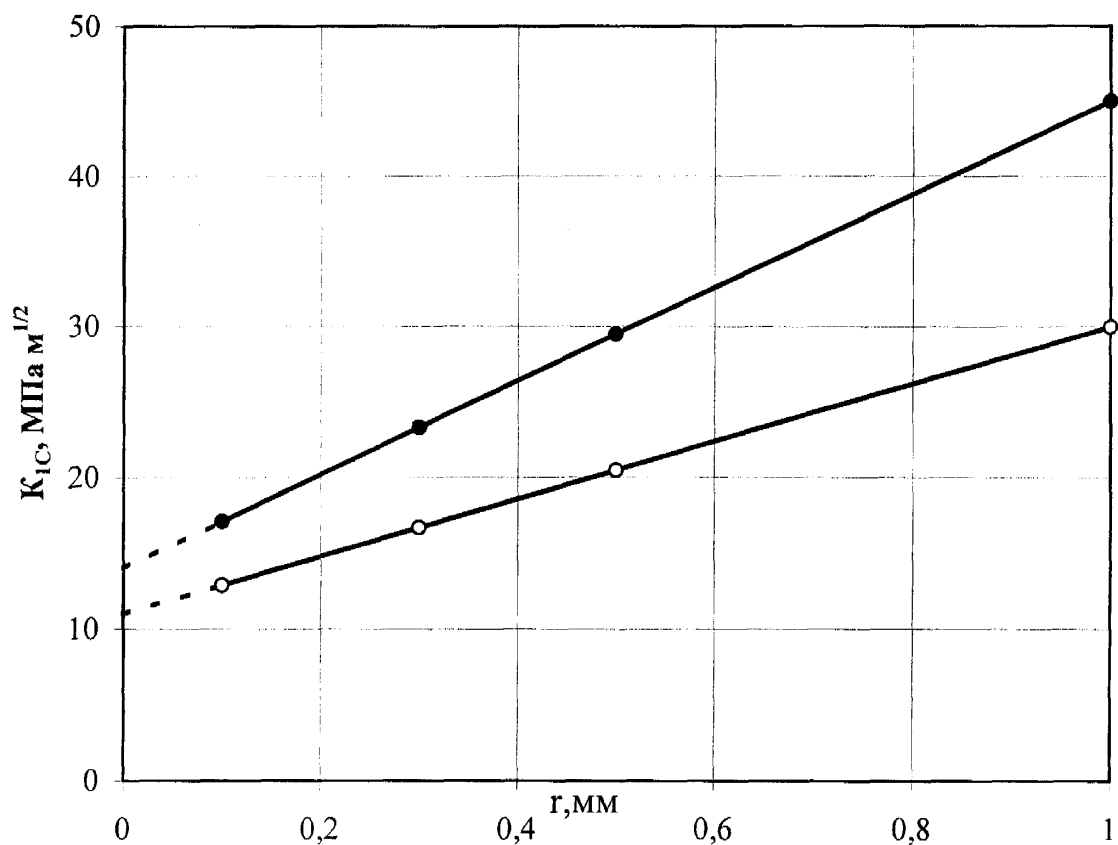


Рисунок 5.5 - Залежність в'язкості руйнування твердих сплавів від радіусів заокруглень надрізів в циліндричних (а) і дискових (б) взірцях з сегментоподібним концентратором
1 - BK8-BK ; 2 - BK11-BK.

де $P = \frac{F_{кр}}{t}$ - критичний питомий тиск;

$F_{кр}$ - критичне навантаження; t - товщина диску;

R - радіус диску; ℓ - півдовжина тріщини;

$\lambda = \frac{\ell}{R}$ - безрозмірний коефіцієнт.

При $\lambda \leq 0,7$ формула точна, а при більших значеннях λ вона дає понижені результати, причому похибка складає 1% при $\lambda=0,82$ і 6% при $\lambda=0,9$. Додавши до формули (5.2) $\frac{3}{8}\lambda^{14}$, одержимо похибку, не більшу 1% навіть при $\lambda=0,9$.

Максимальне значення вимірювальної здатності, яка характеризується відношенням $\frac{K_1}{\sigma_H}$ (σ_H - номінальні напруження в ослабленому перерізі взірця), взірець досягає при відносній довжині тріщини $\lambda=0,54$. Таким чином, рекомендовані довжини тріщин знаходяться в межах $\lambda=0,49...0,59$. В цьому інтервалі коефіцієнт інтенсивності може бути визначений по формулі:

$$K_1 = 0,3383 \frac{P}{\sqrt{R}} (1 - 1,0177 \lambda + 4,5791 \lambda^2). \quad (5.3)$$

Дана формула дає точність 0,02% на усьому інтервалі. На користь даного інтервалу вказують і інші фактори. Так, при більших значеннях λ вершина тріщини може потрапити під вплив контактних напружень в зоні прикладення навантаження, які не можуть бути враховані коефіцієнтом інтенсивності напружень, а при малих значеннях λ різко виростають необхідні зусилля.

Дані випробовувань приведені на рис.5.5, б. Вид злому дискового взірця з твердого сплаву вказує на крихке руйнування взірця. Як і в попередньому випадку, параметри K_{IC} знаходили шляхом екстраполяції отриманих значень за формулою (5.3) на значення $r=0$ [24].

Повна кореляція величин K_{1C} свідчить про високу чутливість обох методів визначення в'язкості руйнування твердих сплавів.

5.3 Аналіз міцності з'єднання "зубок-шарошка" для комбінованих зубків

Тріщиностійкість цементованих шарошок тісно пов'язана з міцністю з'єднання "зубок-шарошка", яка, як відомо, в значній мірі впливає на довговічність бурового долота. Зі збільшенням натягу при запресовці зростає концентрація напружень в пресовому з'єднанні "зубок-корпус шарошки", що викликає появу тріщин в цементованому шарі шарошки, а, отже, веде до зменшення довговічності озброєння [34]. В процесі взаємодії з породою зубки сприймають складні навантаження, які ще збільшують концентрацію напружень.

Існуючі методи запресовки або пайки твердосплавних зубків не забезпечують надійного їх кріплення в тілі шарошки. До 25% зубків в процесі буріння випадають з тіла шарошки і знижують ефективність роботи доліт. Тому питання ефективного кріплення зубків в корпусі шарошки є дуже актуальним на сучасному етапі розвитку долотобудування.

Для забезпечення міцності спряжених деталей виконують розрахунок найбільшого допустимого тиску в з'єднанні $p_{\text{доп}}$. Згідно теорії найбільших дотичних напружень, яка найбільш близько відповідає експериментальним даним, умова міцності спряжених деталей полягає у відсутності пластичної деформації на контактних поверхнях отвору і вала:

$$p_{\text{доп}} \leq 0,58 \sigma_{0,2}, \quad (5.4)$$

де $\sigma_{0,2}=1800$ МПа для цементованого шару з приблизно 1% С.

Отже, $p_{\text{доп}} \leq 0,58 \cdot 1800 = 1044$ МПа.

Експлуатаційний тиск не повинен перевищувати допустимий, тому що при пластичному деформуванні корпусу шарошки знижується несуча здатність з'єднання, особливо в умовах динамічного навантаження.

Тому викликає велику цікавість питання про те, чи буде змінюватися і, якщо буде, то яким чином, контактний тиск при запресовці зубків із сталлюю кріпильною частиною.

Дослідимо ці питання на прикладі пресового з'єднання "зубок-тіло шарошки", яке складалось на Дрогобицькому долотному заводі. Для з'єднання бралися шарошки з отворами $\varnothing 10^{+0,55}$ та зубки $\varnothing 10,14_{-0,027}$ мм. Аналіз з'єднання показав, що натяги в з'єднанні змінювались від $N_{\max}=0,14$ до $N_{\min}=0,058$ мм [135, 136].

Відомо, що величина натягу визначає здатність пресових з'єднань витримувати необхідні навантаження, а також довговічність з'єднання. В результаті натягу на спряжених поверхнях виникають контактні тиски p_k . Їх величину визначають з умови рівності суми абсолютних значень радіальних переміщень обох деталей і різниці радіусів спряжених поверхонь до запресовки (тобто половини діаметрального натягу N) [125]. Враховуючи, що зубок виконаний у вигляді суцільного валу, кінцева формула для визначення контактного тиску має вигляд [30]:

$$p_k = \frac{1}{d} \frac{N}{\frac{C_1}{E_1} + \frac{C_2}{E_2}}, \quad (5.5)$$

де N – натяг в з'єднанні;

E_1, E_2 – модулі пружності матеріалів охоплюваної та охоплюючої деталей;

d – діаметр спряженої поверхні;

C_1, C_2 - коефіцієнти, які знаходяться з урахуванням величини коефіцієнтів Пуассона μ_1 і μ_2 охоплюваної та охоплюючої деталей. Для суцільного валу:

$$C_1 = 1 - \mu_1;$$

$$C_2 = \frac{d_2^2 + d^2}{d_2^2 - d^2} + \mu_2, \quad (5.6)$$

де d_2 - діаметр напресовуваної деталі (шарошки). При умові, що діаметр шарошки набагато більший за діаметр зубка:

$$C_2 = 1 + \mu_2.$$

Для сталі $E = 2 \cdot 10^{11}$ Па; $\mu = 0,3$.

Для твердого сплаву ВК8-ВК $E = 5,8 \cdot 10^{11}$ Па; $\mu = 0,21$ [137].

Отримані числові значення контактних тисків для випадків звичайного твердосплавного зубка та зубка з кріпильною частиною із сталі показані в таблиці 5.2.

З даних, наведених в табл.5.2, ми бачимо, що для твердосплавного зубка вже при середніх натягах, які найчастіше будуть при запресовці, контактні тиски перевищують допустимий тиск $p_{\text{доп}} = 1044$ МПа. В такій ситуації в цементованому шарі шарошки почнуть виникати тріщини ще в процесі запресовки. Це приводить до подальшого випадання зубків з тіла шарошки. Комбінований зубок у цьому відношенні набагато надійніший (контактні тиски зменшуються на 25%).

Одним із важливих питань при розробці конструкції комбінованого зубка є визначення місця переходу від робочої до кріпильної частини по висоті зубка. Таке питання можна вирішити після аналізу основних факторів, які впливають на міцність і довговічність з'єднання зубка з шарошкою.

Рядом досліджень встановлені основні технологічні фактори, які впливають на таке з'єднання: шорсткість спряжених поверхонь; точність складання пресового з'єднання; термічна обробка і характеристики міцності деталей; температурні умови складання пресового з'єднання; наявність на спряжених поверхнях поверхнево-активних речовин [34].

Таблиця 5.2 – Значення контактного тиску, МПа

	Максимальний натяг	Мінімальний натяг	Середній натяг
Твердосплавний зубок	1780	740	1260
Комбінований зубок	1400	580	990

Довговічність вузлів, що перебувають під дією змінних пульсуючих навантажень тобто зазнаючих втомного зносу в значній мірі залежить від характеру розподілу напружень, розташування і величини зон їх концентрації. Тому доцільно аналізувати вплив технологічних факторів на довговічність твердосплавного озброєння з точки зору характеру розподілу напружень в зубцях, що зумовлює знос та руйнування озброєння.

В результаті досліджень, проведених авторами [34], встановлено, що контактний тиск на спряжені поверхні розподіляється нерівномірно; викликані ним напруження концентруються в основному в зоні входу зубка в шарошку та в донній частині з'єднання, середня частина з'єднання навантажена значно слабше.

При підвищенні контактного тиску, що відповідає збільшенню натягу при запресовці, напруження по лінії спряження пропорційно зростають, зберігаючи попереднє розташування зон концентрації.

Величина концентрації напружень з ростом контактного тиску збільшується.

При моделюванні робочих навантажень на зубок ділянка розтягу в його клиновій частині змінюється ділянкою стиску, причому зі сторони дії робочого навантаження напруження стиску значно менше, ніж із вільної зони зубка, концентрація напружень в місці входу зубка в тіло шарошки зі сторони дії робочого навантаження зменшується, а зі сторони, вільної від

навантаження, - збільшується. Встановлено, що величина зміни концентрації напружень залежить від робочого навантаження та кута його прикладення [138].

Перекочування шарошки по забою приводить до зміни напрямку дії робочих навантажень, які залежать від геометричних розмірів долота. Це, в свою чергу, веде до періодичної зміни величини концентрації напружень в зоні входу зубка в тіло шарошки і утворення змінних напружень у всій клиновій робочій частині зубка. Наявність таких напружень викликає втомний знос озброєння, веде до зародження і розкриття втомних тріщин, виникнення яких визначається величиною концентрації напружень в зоні входу зубка в шарошку.

Нейтральні лінії відносно розтягу- стиску на клиновій робочій поверхні зубка утворюють можливі площини ковзання, за якими відбувається руйнування твердого сплаву. Ці площини починаються в місці прикладення робочого навантаження і закінчуються в зоні концентрації напружень в місці входу зубка в шарошку, описуючи гіперболічно вигнуту криву.

Отже, довговічність озброєння в значній мірі залежить від величини концентрації напружень в зоні входу зубка в тіло шарошки.

З попередніх тверджень ми можемо зробити висновок про те, що перехід від кріпильної до робочої частини зубка недоцільно робити в зоні входу зубка в тіло шарошки, де найвища концентрація напружень від структурної неоднорідності матеріалу зубка буде сполучатися з такою ж концентрацією напружень від робочих навантажень. Перехід від кріпильної до робочої частини зубка найбільш доцільно робити вище від зони входу зубка в тіло шарошки. З другого боку, робоча частина не може бути малою, бо це приведе до зменшення ресурсу роботи зубка. Тому перехідна зона мусить бути якнайближче до місця входу зубка в тіло шарошки вище від неї [5].

5.4 Довговічність шарошкових доліт, загартованих з пришвидшеного нагріву

Як вказано в п.5.3, питання ефективного кріплення зубків в корпусі шарошок є на сьогоднішній день досить актуальним. Існуючі методи запресовки або пайки твердосплавних зубців не забезпечують надійного їх кріплення в тілі шарошки.

З формул (5.4), (5.5) випливає, що міцність з'єднання “зубок-тіло шарошки” тим вища, чим менша різниця механічних характеристик їх матеріалів. Тому зміцнення тіла шарошки приводить до підвищення ефективності закріплення вставних зубців в тілі шарошки.

Зараз вивчаються різні методи підвищення міцності загартованих сталей, що базуються на використанні деформації аустеніту [139]. Однак вони ефективні, коли вміст вуглецю в сталі не менший 0,40%. Показана також можливість отримання підвищених характеристик міцності в результаті застосування різних засобів швидкого нагріву (індукційного, електроконтактного та ін.) під гартування, які отримали назву електротермічної обробки сталі [140]. При електротермічній обробці з метою досягнення в підлягаючому гартуванню аустеніті оптимальних структурних змін рекомендують високі швидкості нагріву – від 100 до 1000 К/с (без ізотермічної витримки). Що торкається гартування після нагріву з швидкістю 10 К/с і нижче, то рахують, що дослідження таких режимів не представляють цікавості, оскільки тоді реалізується тривіальна схема дифузійного перетворення аустеніту і його гомогенізація з вуглецем.

В нашому дослідженні показана можливість суттєвого підвищення механічних характеристик сталей при гартуванні з наскрізного (електроконтактного) нагріву з швидкістю V_n , що не перевищує 10 К/с і наступними недовготривалими ізотермічними витримками t_b при температурі аустенітизації t_a .

Дослідження виконане на сталях 12ХН3А, 37ХН3А, які широко використовуються для виробництва шарошок на Дрогобицькому долотному заводі, а також на перспективних для виробництва доліт сталях 20Х, 40Х, 60Х, 7Х2 і ШХ15 [121, 141], що забезпечували зміну вуглецю в широкому діапазоні.

Методика проведених досліджень показана в розділі 2.

Збільшення швидкості нагріву від значень, характерних для пічного гартування (1К/с), приводить до суттєвого підвищення границі міцності σ_b сталей 37ХН3А, 40Х і 7Х2, яка досягає максимумів при $V_n=7\ldots 10\text{К/с}$. Подальший ріст V_n до 15К/с і вище приводить до суттєвого спаду σ_b , однак рівень міцності залишається більш високим, ніж після пічного гартування (рис.5.6). Наступне збільшення швидкості нагріву до 50К/с майже не впливає на рівень σ_b . Ці результати отримані на сталях, відпущених від 473К і при витримці $t_b=4\text{хв}$.

Підвищення швидкості нагріву до 7К/с викликає ріст σ_b для всіх температур відпуску досліджуваних сталей (рис.5.7). Слід відмітити, що інтенсивність цього росту для високовідпущених сталей менша, ніж низьковідпущених. При цьому для високовідпущених сталей спостерігали деяке зниження поперечного звуження ψ , за виключенням сталі 37ХН3А. В останньому випадку свою позитивну роль відіграло, на наш погляд, легування нікелем.

Позитивним фактором є те, що для високовуглецевих сталей (сталь 7Х2) гартування з пришвидшеного нагріву зсуває крихко-в'язкий перехід в сторону більш низьких температур відпуску.

Складний вплив пришвидшеного нагріву на параметри σ_b і ψ приводить до висновку про необхідність проведення широкого фронту досліджень на циклічну міцність сталей.

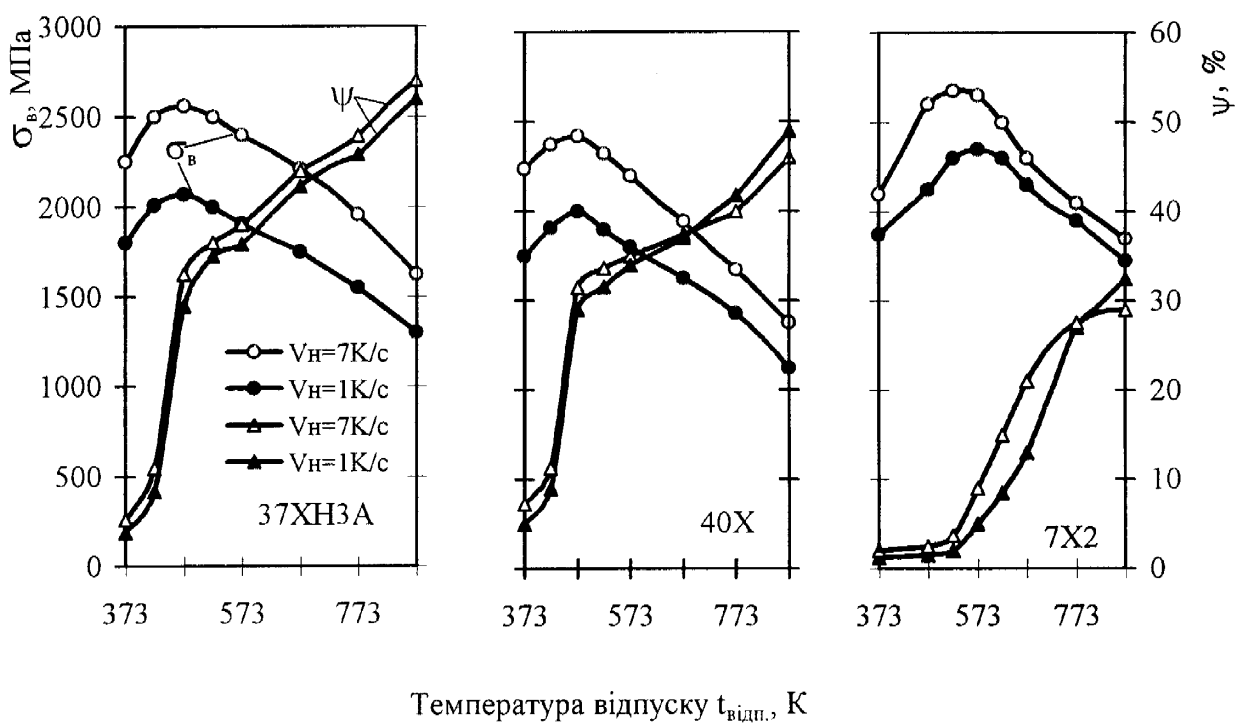
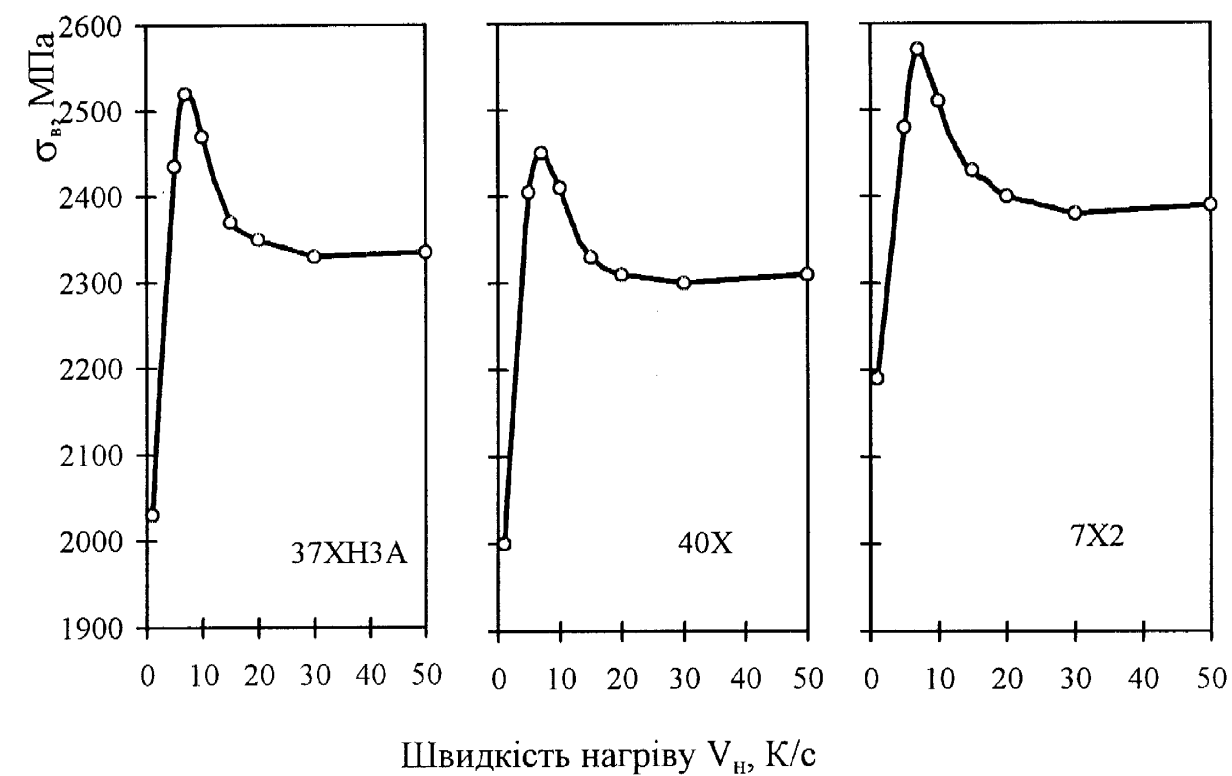


Рис.5.6 Залежність механічних характеристик досліджуваних сталей від швидкості нагріву та температури відпуску.

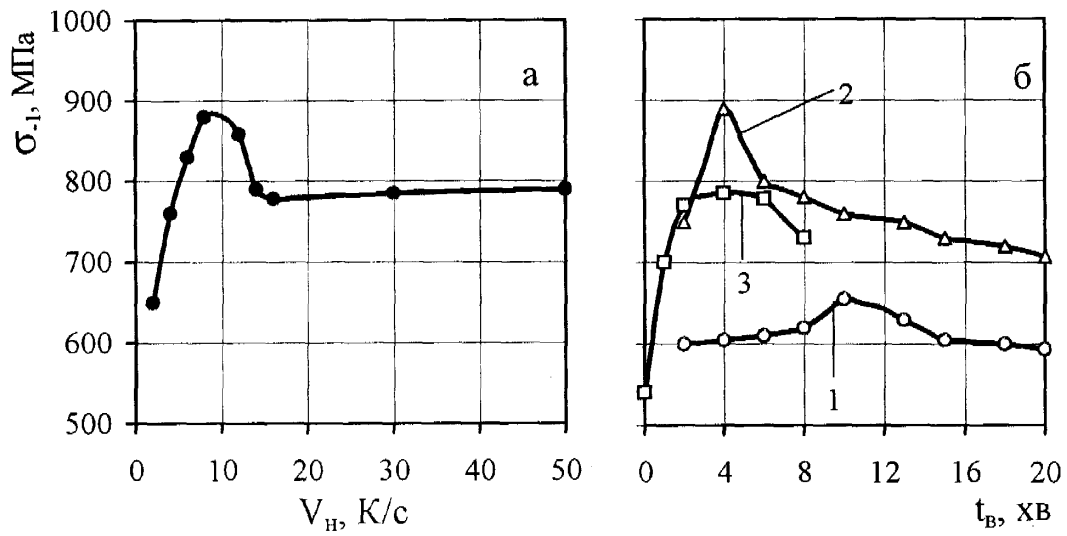


Рис.5.7 Залежність границі втоми сталі 7Х2 від швидкості нагріву (а) та ізотермічної витримки (б) ($t_a = 1133$ K):
1 - $V_H = 1$ K/c; 2 - $V_H = 7$ K/c; 3 - $V_H = 50$ K/c.

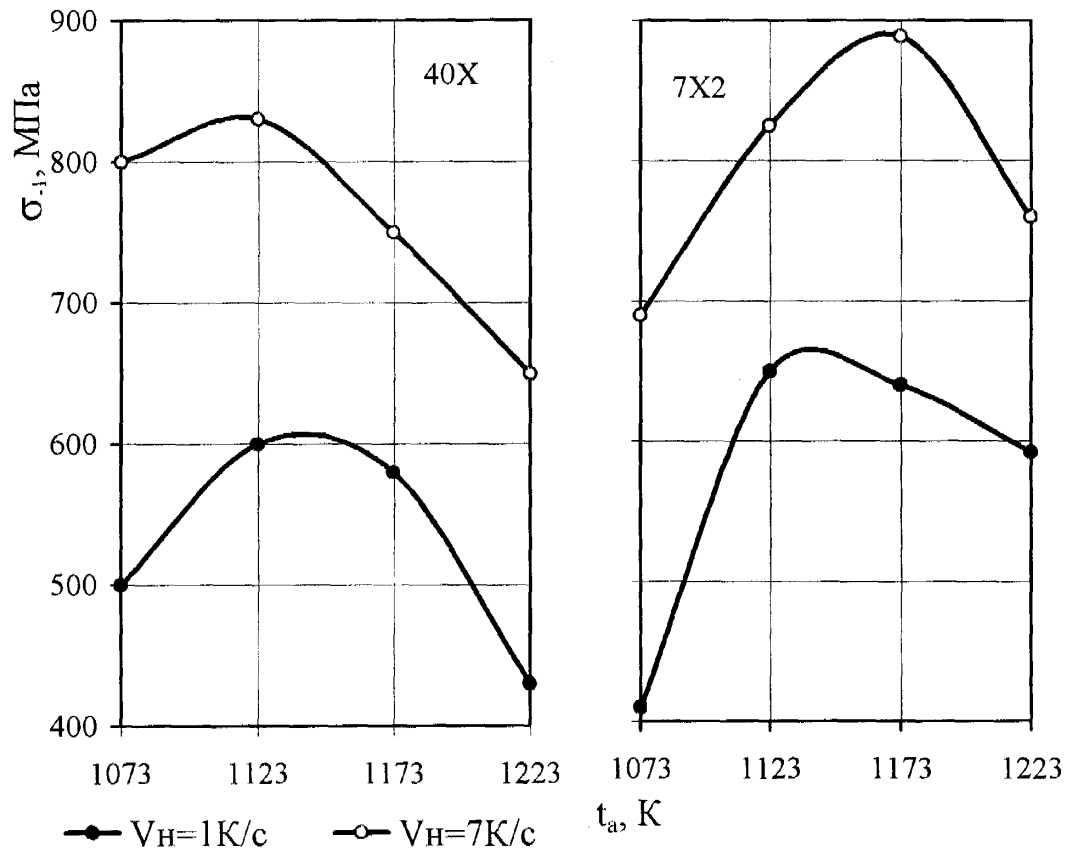


Рис.5.8 Зміна границі втомливості в залежності від температури аустенізації сталей 40Х ($t_{\text{від.}} = 373$ K) і 7Х2 ($t_{\text{від.}} = 473$ K).

Адже границя втомливості σ_{-1} залежить від величини добутку $\sigma_b \times \psi$ [142]. Останній параметр в значній мірі визначає також зносостійкість долотних сталей [142], що є визначаючим при оцінці надійності та довговічності бурових доліт.

З рис.5.7, а видно чітко виражену екстремальну залежність границі втомливості σ_{-1} від швидкості нагріву. Характер кривої подібний до характеру залежності границі міцності σ_b від швидкості нагріву.

Збільшення V_n від значень, характерних для пічного гартування (1K/c) приводить до суттєвого підвищення границі втомливості, досягаючої максимуму при $V_n=7K/c$ (880 МПа проти 650 МПа). Сталь 7Х2 була відпущена при 473К, а витримка при температурі аустенітизації 1133К складала $t_b=4$ хв. В той же час, згідно літературним даним [140], при швидкісній електротермічній обробці пропонується взагалі відмовитися від ізотермічної витримки. Отже, заслуговує уваги питання про вплив ізотермічної витримки при різних швидкостях нагріву на границю втомливості загартованих сталей. На відміну від пічного, при прискореному нагріві ($V_n=7K/c$) спостерігається різко виражений максимум циклічної міцності, що відповідає $t_b=4$ хв.(рис.5.7, б). Це свідчить про специфічність структурного стану, виникаючого при оптимальному поєднанні V_n і t_b . При підвищенні швидкості нагріву до 50K/c екстремальна залежність σ_{-1} від витримки виражена не так різко, при цьому досягнутий граничний рівень циклічної міцності на 130 МПа нижчий, ніж після гартування при $V_n=7K/c$.

При гартуванні з пришвидшеного нагріву стає важливим вибір оптимальної температури аустенітизації, оскільки тоді втрачають силу критерії вибору температури під гартування, прийняті для пічного нагріву. Це обумовлено зсувом при швидкісному нагріві критичних точок в сторону більш високих температур [140]. Проведений нами порівняльний аналіз впливу температури аустенітизації на величину границі втомливості сталей

40X і 7X2 при пічному та пришвидшеному нагріві (рис.5.8) показав, що пришвидшений нагрів несуттєво підвищує оптимальні температури аустенітизації високовуглецевої сталі 7X2 (на 30K), в той час як для середньовуглецевої сталі 40X оптимальні значення t_a при пришвидшеному та пічному нагріві практично співпадають. Недивлячись на спад границі втомливості при відхиленні температури аустенітизації від оптимальної в діапазоні 1073-1223K, її значення після пришвидшеного нагріву залишаються все ж таки на більш високому рівні, ніж максимальні значення, отримані при пічному нагріві.

При вивченні питання про діапазон температур відпуску, в межах якого зберігається підвищений рівень циклічної міцності після гартування з пришвидшеного нагріву, встановлено, що при всіх вивчених температурах відпуску (від 373K до 773K) пришвидшений нагрів забезпечує більш високу границю втоми (рис.5.9); приріст σ_{-1} залишається практично постійним і не залежить від режиму відпуску (він дорівнює приблизно 230 МПа для сталі 40X і 280 МПа для сталі 7X2).

На згаданих хромистих сталях перевірявся вплив вмісту вуглецю в сталі на ефект приросту циклічної міцності при пришвидшеному гартуванні. Виявилось (рис.5.10), що максимальний приріст σ_{-1} забезпечується в діапазоні вмісту вуглецю від 0,4 до 0,7% C. Зменшення або збільшення вмісту вуглецю поза межі вказаного діапазону супроводжується падінням приросту σ_{-1} .

Зокрема, пришвидшений нагрів дуже мало підвищує приріст циклічної міцності низьковуглецевої сталі 20X і високовуглецевої ШХ15.

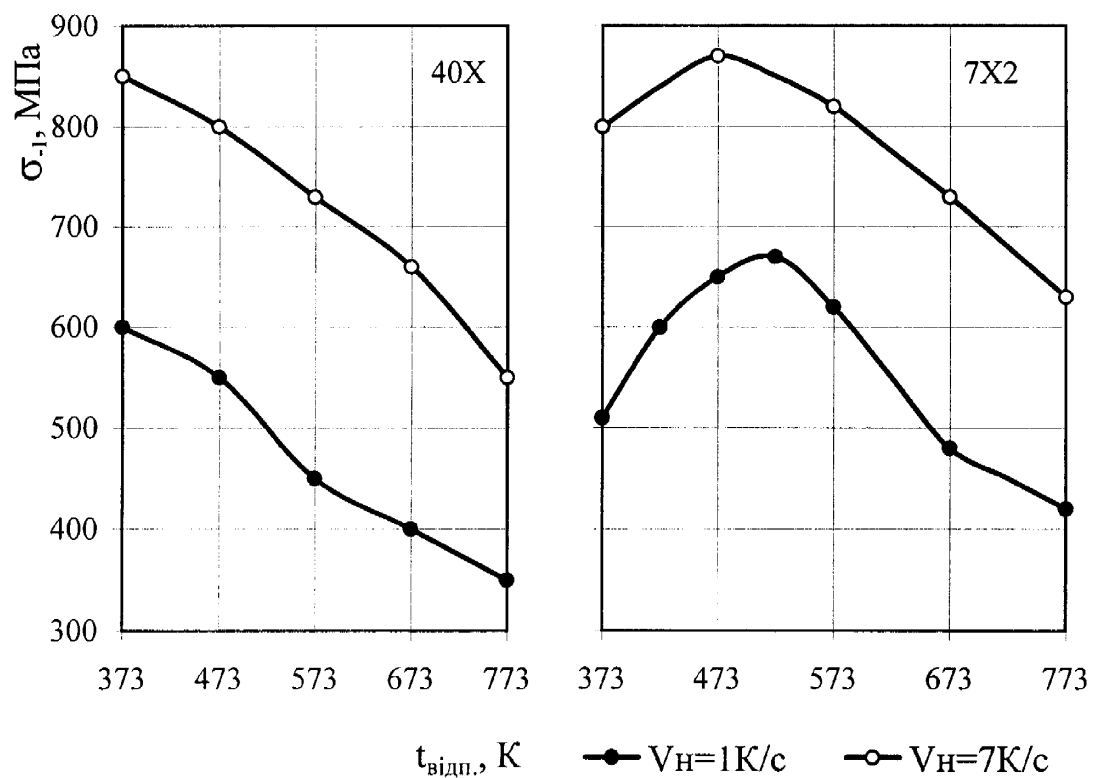


Рис.5.9 Залежність границі втомливості від температури відпуску (2 год.) сталей 40X і 7X2, $t_a = 1133 \text{ K}$.

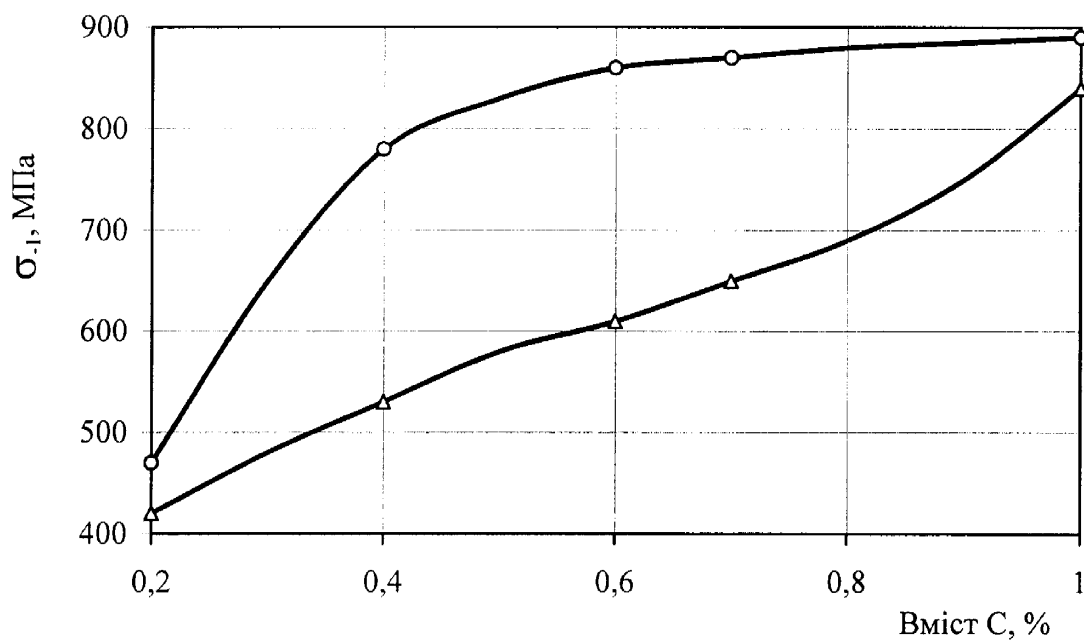


Рис.5.10 Залежність границі втомливості від вмісту вуглецю в хромистих сталях (20X і 40X, відпуск 373K; 60X, 7X2 і ШХ15, відпуск 473K; $t_a = 1133 \text{ K}$):

—△— $V_H = 1 \text{ K/c}$ —○— $V_H = 7 \text{ K/c}$

Порівняльний аналіз зміцнення, досягнутого на хромистих та хромонікелевих сталях, свідчить про те, що воно залежить також від характеру легування. Зокрема, додаткове легування нікелем підсилює приріст зміцнення. При цьому помітно зростають показники пластичності сталі. Якщо пришвидшений нагрів піднімає циклічну міцність маловуглецевої сталі 20Х приблизно на 50 МПа, то сталі 20ХН3А – на 80-100 МПа. В обох випадках температура відпуску становила 373К. Тобто, помітний ефект зміцнення досягається навіть на низьковуглецевій сталі. Це особливо важливо, так як сталь 20ХН3А дуже широко застосовується для виробництва шарошкових доліт.

Щоб переконатися в тому, що досягнуте підвищення циклічної міцності не є результатом специфічної дії електроконтактного нагріву як такого, нами оцінювався рівень втомної міцності хромистих сталей після пришвидшеного нагріву, реалізованого з допомогою різних нагрівальних пристроїв (ніхромові і силітові печі, соляна ванна і електроконтактний нагрівач). Встановлено (рис.5.11), що додаткове зміцнення не залежить від способу нагріву і повністю визначається термодинамічними умовами аустенітизації сталі.

Для високоміцних сталей особливо важливим є визначення опору матеріалів поширенню тріщини і визначення оптимальних режимів термічної обробки матеріалів з метою одночасного отримання високих значень міцності та опору розвитку тріщини [101].

При підвищенні температури відпуску від 373К до 573К спостерігається незначна зміна опору поширенню тріщини (див. рис.5.12). При цьому у випадку пришвидшеного нагріву ($V_n=7\text{K/c}$) значення K_{IC} збільшується в більшій мірі, ніж при $V_n=1\text{K/c}$.

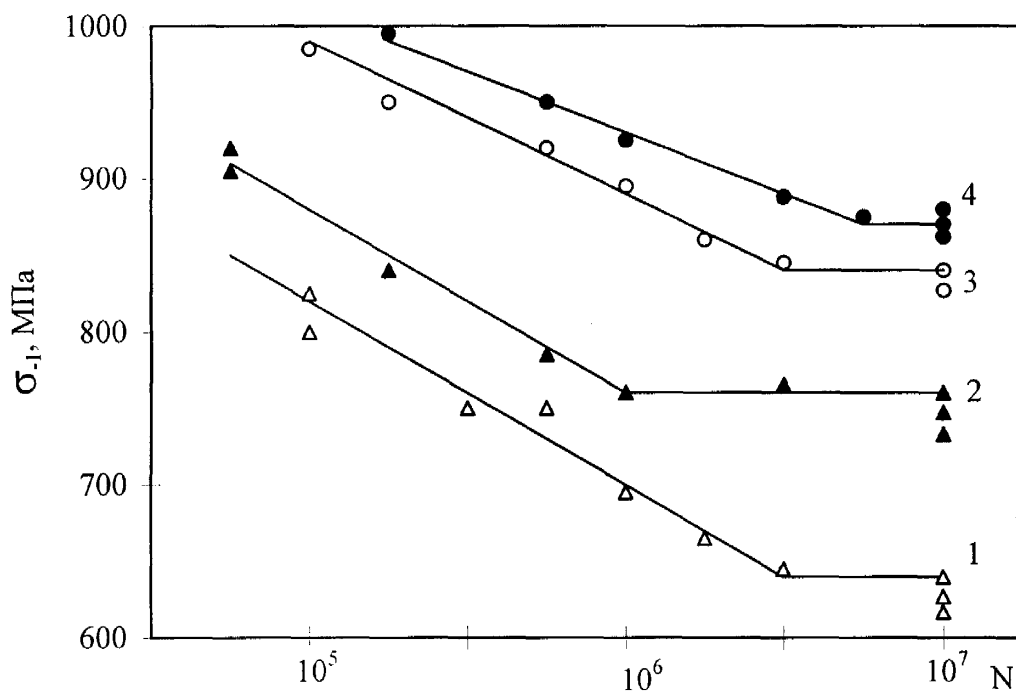


Рисунок 5.11 - Криві втомливості сталі 7Х2
після нагріву різного виду і при різних швидкостях
($t_a=1133\text{K}$, відпуск 473K)

- 1 - гартування з пічного нагріву, $V_H=1\text{K/c}$;
- 2 - гартування з пічного нагріву, $V_H=3\text{K/c}$;
- 3 - гартування з нагріву в соляній ванні, $V_H=5\text{K/c}$;
- 4 - гартування з електроконтактного нагріву, $V_H=7\text{K/c}$.

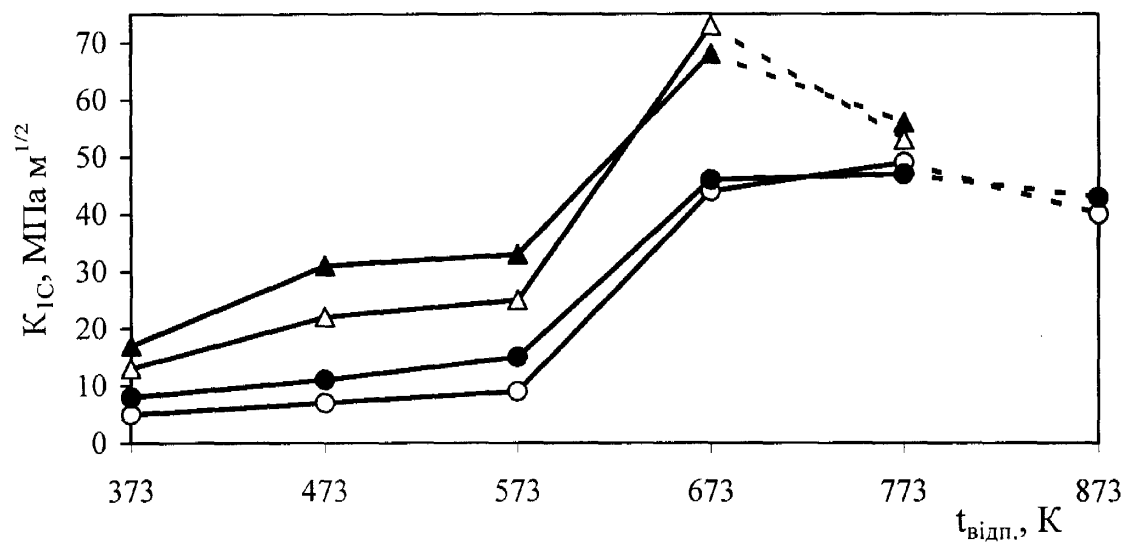


Рисунок 5.12 - Залежність K_{IC} від температури відпуску; статичний розтяг після гартування:

- $V_H = 1 K/s$; сталь 7X2
- $V_H = 7 K/s$; сталь 7X2
- △ $V_H = 1 K/s$; сталь 40X
- ▲ $V_H = 7 K/s$; сталь 40X

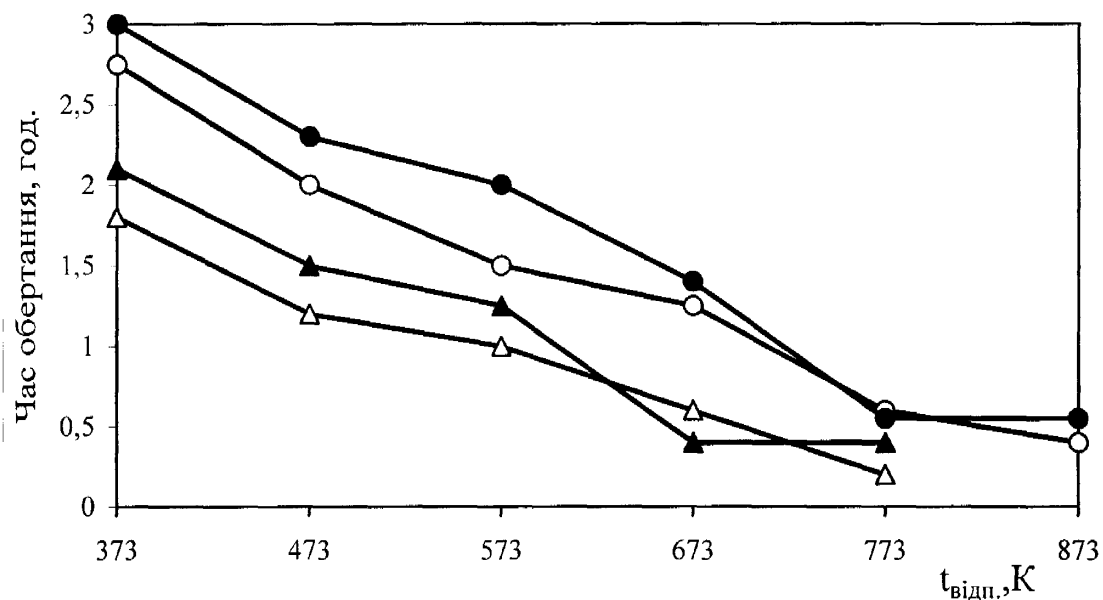


Рисунок 5.13 - Вплив температури відпуску на зародження та підростання тріщини до глибини 0,3мм:

- △ $V_H = 1 K/s$; сталь 40X;
- ▲ $V_H = 7 K/s$; сталь 40X;
- $V_H = 1 K/s$; сталь 7X2;
- $V_H = 7 K/s$; сталь 7X2

Подальше підвищення температури відпуску приводить до різкого збільшення значень K_{IC} для обох режимів нагріву, а ефект від швидкості нагріву практично пропадає.

Штриховими лініями на графіку з'єднані значення K_{IC} , підраховані за формулою (2.8) для області підвищеної пластичності, де коректність обчислень є сумнівною. Таким чином, ефект від пришвидшеного нагріву під гартування спостерігається при низьких температурах відпуску. Аналогічні досліди були проведені на сталі 7X2, яка суттєво відрізняється від сталі 40X вмістом хрому та вуглецю. Отримані результати (рис.5.12, криві 3, 4) подібні до розглянутих вище.

Переваги пришвидшеного нагріву при гартуванні досліджуваних сталей підтверджуються даними, отриманими при оцінці опору утворення кільцевих тріщин в циліндричних взірцях ($D=7\text{мм}$; $\rho=0,1\text{мм}$) в процесі кругового згину з швидкістю обертання 700 хв^{-1} . Так, з рис.5.13 видно, що при низьких температурах відпуску для створення кільцевих тріщин глибиною $0,3\text{мм}$ в взірцях із сталей 40X і 7X2 (довжина 70мм , стріла прогину $f=0,6\text{мм}$), загартованих на мартенсит після пришвидшеного нагріву, необхідно затратити більше часу, ніж в взірцях контрольного гартування. При більш високих температурах відпуску вплив пришвидшеного нагріву на опір утворенню кільцевих тріщин практично пропадає.

Отже, на основі проведених досліджень можна зробити висновок, що гартування після нагріву за різними режимами, вміст вуглецю в сталі та температура відпуску суттєво впливають на опір матеріалів поширенню тріщини K_{IC} .

Порівняльні мікроструктурні дослідження сталей, зміцнених з пришвидшеного та звичайного гартування, не дозволяють зробити однозначних висновків про природу зміцнення пришвидшено загартованої сталі. Разом з тим було встановлено, що пришвидшене гартування забезпечує диспергування вихідного аустенітного зерна, а також мартенситних голок.

Спостерігається тенденція до вуалювання гольчатості мартенситу як результат ускладнення його морфології та роздріблення карбідної фази. Останнє підтверджується також змінами електроопору сталі. Після гартування з пришвидшеного нагріву спостерігається деяке збільшення кількості залишкового аустеніту, роль якого в процесі зміцнення, мабуть, не є вирішальною. Очевидно, головним фактором підвищення механічних характеристик пришвидшено загартованої сталі є оптимальна гетерогенність аустеніту, яка через зміщення температур мартенситного перетворення в об'ємах з різною концентрацією вуглецю та легуючих елементів створює передумови для диспергування структури, виникнення специфічної субструктури мартенситу та ускладнення його морфології.

Підвищення втомної міцності сталей при пришвидшеному гартуванні знаходить своє пояснення з позицій кореляційного взаємозв'язку σ_{-1} з механічними характеристиками при короткочасних механічних випробуваннях. Встановлено, що пришвидшене гартування сприяє підвищенню в'язкості руйнування високоміцних сталей після невисокого відпуску (373-573K). Це пояснює приріст σ_{-1} високовуглецевих і низьковідпущених, тобто циклічно крихких сталей [142]. Разом з тим для середньовуглецевих і високовуглецевих сталей після підвищеного відпуску встановлено, що пришвидшене гартування є засобом збільшення σ_b (хоча при цьому спостерігається деяке зниження поперечного звуження ψ). Такі сталі ми відносимо до циклічно в'язких [142] і для них приріст σ_b і $\sigma_{0,2}$ є вирішальним в збільшенні σ_{-1} , недивлячись на можливе зниження значень пластичних характеристик [9].

5.5 Розробка методики вибору хімічного складу долотних сталей в залежності від необхідних механічних властивостей

В сучасних умовах одним із пріоритетних напрямів розвитку нафтогазового машинобудування є економія дефіцитних і дорогих металів. В першу чергу це стосується нікелю, який входить в склад практично всіх високоміцних сталей, що використовуються для виробництва бурових доліт. В таких сталях міститься від 3% нікелю і більше.

Була поставлена задача оптимізувати хімічний склад долотних сталей таким чином, щоб вони практично не поступалися існуючим за механічними властивостями, але мали в своєму складі не більше 1,5% нікелю, тобто наполовину менше, ніж в тих, що використовуються зараз.

Проблема вибору оптимального хімічного складу для відповідальних деталей бурових доліт є дуже складною, бо неможливо використати метод аналогії через недостатню кількість інформації про поведінку сталей в таких складних умовах роботи, в яких працюють, наприклад, шарошки бурових доліт.

Крім цього, потрібно мати не просто якусь одну високу механічну характеристику, наприклад, міцність, а цілий комплекс різнопланових властивостей. При цьому добавка певного легуючого компоненту для покращення однієї механічної властивості майже завжди негативно впливає на інші, не менш важливі властивості сталі.

Але разом з тим у світовій практиці зібрана величезна кількість інформації про властивості використовуваних марок сталей. На основі цієї статистичної інформації можна спробувати описати найбільш важливі механічні властивості сталей як функції їх хімічного складу [121, 141]. Тоді, назначивши необхідний комплекс властивостей, які потрібні в конкретних умовах, можна з великою долею вірогідності наперед визначити хімічний склад сталі, яка буде задовольняти ці вимоги. При розробці такої методики

була запропонована сталь ШХ15, яка успішно використовується в долотобудуванні [142].

В комплекс найбільш важливих механічних властивостей, які впливають на роботоздатність сталей в важких умовах роботи, входять такі величини [121]: границя міцності σ_b , умовна границя текучості $\sigma_{0,2}$, відносне видовження δ , відносне звуження ψ , в'язкість руйнування K_{IC} , твердість HRC.

Для оцінки загальних закономірностей впливу хімічних елементів на механічні властивості сталей використані методи регресивного аналізу [143]. В якості моделі, яка описує реальні залежності, вибрали поліном першої степені, оскільки він є достатнім для визначення найшвидшого параметру оптимізації [121].

Визначення коефіцієнтів регресії було проведено по стандартній програмі, яка містить в собі дисперсний аналіз випадкових величин, оцінку похибок визначення коефіцієнтів регресії, визначення залежності факторів лінійної регресії і самої регресії [143].

Залежності механічних властивостей від хімічного складу можуть бути представлені у вигляді таких формул [121]:

$$\begin{aligned}\sigma_b &= 104,3 + 136,1C + 78Si - 12Cr + 97Ni + 21Mo + 101V; \\ \sigma_{0,2} &= 143 + 21C + 44Mn + 89Si - 45Cr + 57,7Ni + 62Mo + 146V; \\ \delta &= 17,9 - 17,8C + 16,3Mn - 11,7Si - 5,4Cr + 0,4Ni + 0,1Mo + 23V; \\ \psi &= 74,2 - 115,4C + 37,4Mn - 35,7Si - 0,5Cr + 2,4Ni + 35,4Mo + 48,8V; \\ K_{IC} &= 10,1 - 29,6C + 3,2Mn - 2,4Si + 1,4Cr + 0,1Ni + 2,1Mo + 8,6V; \\ HRC &= 27,6 + 25C + 11,7Mn + 16,3Si - 7,6Cr + 1,3Ni + 13,1Mo + 18V.\end{aligned}\tag{5.7}$$

Після аналізу функціональних залежностей назначили оптимальні межі процентного складу хімічних елементів у сталі та крок їх зміни (табл.5.3).

Таблиця 5.3 – Область пошуку оптимального складу сталі

	Хімічні елементи, %						
	C	Ni	Cr	Mn	Mo	Si	V
Нижня межа	0,25	1	0,6	0,3	0,05	0,17	0,15
Верхня межа	0,6	1,5	4	0,8	0,85	0,94	0,25
Крок зміни	0,05	0,25	0,2	0,1	0,2	0,07	0,05

Межі назначали таким чином, щоб захопити усю область, в якій звичайно використовують вищеперечислені хімічні елементи для виготовлення високоміцних сталей. Також визначили інтервал зміни кожної функції і вичислили мінімально прийнятну величину усіх властивостей, назначивши її як 1/3 від верхньої межі кожного інтервалу.

Після цього склали і відпрацювали програму на ЕОМ [143], (Додаток В).

В результаті розрахунків на ЕОМ отримали 39 різних варіантів хімічного складу сталей, що задовольняють поставленим вимогам. Аналіз результатів дозволив зробити висновок, що всі отримані варіанти перебувають у досить вузькому інтервалі значень основних хімічних компонентів, а екстремальні значення обчислювальних функцій не набагато вищі від тих, які ми прийняли за гранично низькі. Це вказує на те, що вибір гранично низьких значень функцій як 1/3 від верхньої межі кожного інтервалу був правомірним. Після аналізу одержаних результатів вибираємо остаточно два варіанти хімічного складу сталей. При цьому ми керувалися слідуючими міркуваннями. Вибір проводимо по міцності і пластичності як найбільш важливим і в той же час різноплановим характеристикам (збільшення однієї з цих характеристик приводить до зменшення іншої).

Вибрані варіанти показані в таблиці 5.4.

Таблиця 5.4 – Вибрані варіанти хімічного складу сталей

	C, %	Ni, %	Cr, %	Mn, %	Mo, %	Si, %	V, %
1	0,25	1,5	0,6	0,6...0,7	0,85	0,7	0,2...0,25
2	0,32	1,5	0,6	0,7	0,85	0,7	0,25...0,3

Перший варіант відповідає максимальній пластичності і хорошій міцності, а другий – максимальній міцності і хорошій пластичності. Аналіз отриманих варіантів хімічного складу сталі вказує на те, що вони практично відрізняються тільки вмістом вуглецю. Це дозволяє зробити висновок, що найбільш оптимальним є вибір першого варіанту хімічного складу з послідуною цементацією. В такому випадку ми отримуємо високу пластичність серцевини, а, отже, й високу тріщиностійкість, і, крім того, високу міцність поверхневих шарів і стійкість проти абразивного зношування. Такий комплекс властивостей дає можливість використання даної сталі для виробництва бурових шарошкових доліт [2]. Даний висновок потребує практичної перевірки.

5.6 Висновки до розділу 5

1. Наявність крихко-в'язкого переходу при зменшенні радіусу надрізу взірців до значень, близьких до нуля, тобто при переході до більш жорстких видів навантаження, робить неможливим використання методу екстраполяції для визначення критичного коефіцієнту інтенсивності навантажень. Формальне розділення ударної в'язкості руйнування КСУ на складові: роботу зародження тріщини a_3 і роботу поширення a_c^D також може привести до хибних висновків при використанні методу екстраполяції при визначенні a_c^D . Це підтверджується результатами досліджень ударної

- в'язкості долотної сталі 37ХН3А при різних температурах відпуску, а також сталі 60ХС після ВТМО [1, 6, 7].
2. Запропоновано методику оцінки в'язкості руйнування твердих сплавів, яка дозволяє знаходити K_{IC} без нанесення на взірці втомних тріщин. Параметри K_{IC} твердих сплавів знайшли методом екстраполяції величин в'язкості руйнування матеріалів на значення $r=0$, яке відповідає втомній тріщині. Вони дорівнюють $K_{IC}=11,1 \text{ МПа}\times\text{м}^{1/2}$ - для сплаву ВК8-ВК і $K_{IC}=13,2 \text{ МПа}\times\text{м}^{1/2}$ - для сплаву ВК11-ВК. Розраховані значення тісно корелюють з даними інших досліджень. Методика оцінки K_{IC} на дискових взірцях із сегментоподібними концентраторами дозволяє проводити дослідження в'язкості руйнування зубків із зміною концентрації твердого сплаву по довжині зубка. Показано, що використання методу екстраполяції є правомірним для таких крихких матеріалів, як тверді сплави [3], [Додаток Б].
 3. Надійність пресового з'єднання “зубок-шарошка” при використанні комбінованих зубків із сталлюю кріпильною частиною при інших однакових умовах запресування вища, ніж у суцільно твердосплавних зубків. Це підтверджено розрахунками для типового пресового з'єднання, яке використовується у виробництві шарошкових доліт. Середній контактний тиск у з'єднанні “шарошка-стальний зубок” дорівнює 980 МПа, що на 25% менше в порівнянні з тиском при запресуванні твердосплавних зубків [5].
 4. Досліджено пришвидшений нагрів під гартування долотних сталей [9]. В результаті досліджень показано, що:
 - Спостерігається значне підвищення границі міцності σ_b при нагріві під гартування із швидкістю $V_n=7\ldots9 \text{ К/с}$ для усіх досліджуваних сталей.

- Границя втомливості σ_{-1} також має екстремальну залежність від V_n з максимумом при $V_n=7\text{K/c}$ для всіх температур відпуску. На відміну від пічного, при прискореному нагріві ($V_n=7\text{K/c}$) спостерігається різко виражений максимум циклічної міцності, що відповідає часу ізотермічної витримки $t_b=4\text{хв}$.
- Максимальний приріст σ_{-1} забезпечується в діапазоні вмісту вуглецю від 0,4 до 0,7% С. Зменшення або збільшення вмісту вуглецю поза межі вказаного діапазону супроводжується падінням приросту σ_{-1} . Зокрема, пришвидшений нагрів дуже мало підвищує приріст циклічної міцності низьковуглецевої сталі 20Х і високовуглецевої ШХ15.
- Зміцнення залежить також від характеру легування. Зокрема, додаткове легування нікелем підсилює приріст зміцнення. При цьому помітно зростають показники пластичності сталі.
- Додаткове зміцнення не залежить від способу нагріву і повністю визначається термодинамічними умовами аустенітизації сталі.
- При підвищенні температури відпуску від 373К до 573К спостерігається незначна зміна опору поширенню тріщини. При цьому у випадку пришвидшеного нагріву ($V_n=7\text{K/c}$) значення K_{IC} збільшується в більшій мірі, ніж при $V_n=1\text{K/c}$. Подальше підвищення температури відпуску приводить до різкого збільшення значень K_{IC} для обох режимів нагріву, а ефект від швидкості нагріву практично пропадає.
- При низьких температурах відпуску для створення кільцевих тріщин глибиною 0,3мм в взірцях із сталей 40Х і 7Х2, загартованих на мартенсит після пришвидшеного нагріву, необхідно затратити більше часу, ніж в взірцях контрольного гартування. При більш високих температурах відпуску вплив пришвидшеного нагріву на опір утворенню кільцевих тріщин практично пропадає.

- Пришвидшене гартування забезпечує диспергування вихідного аустенітного зерна, а також мартенситних голок. Спостерігається тенденція до вуалювання гольчатості мартенситу як результат ускладнення його морфології та роздріблення карбідної фази.
 - Очевидно, головним фактором підвищення механічних характеристик пришвидшено загартованої сталі є оптимальна гетерогенність аустеніту, яка через зміщення температур мартенситного перетворення в об'ємах з різною концентрацією вуглецю та легуючих елементів створює передумови для диспергування структури, виникнення специфічної субструктури мартенситу та ускладнення його морфології.
5. Розроблена програма [Додаток В] по попередній оцінці властивостей сталей дозволила виділити оптимальний процентний вміст хімічних елементів у сталі в залежності від необхідних механічних властивостей. Це дозволило запропонувати нову марку економнолегованої нікелем цементованої сталі для виробництва шарошок та кріпильної частини комбінованих зубків розробленої конструкції. Запропоновано сталь такого хімічного складу: 0,25% C; 1,5% Ni; 0,6% Cr; 0,6...0,7% Mn; 0,85% Mo; 0,7% Si; 0,2% V [2].

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

1. Розроблено принципово новий спосіб отримання вставного комбінованого зубка на основі запропонованого способу одержання міцного зв'язку різнорідних матеріалів (Додаток А), який дає можливість підвищити працездатність шарошкових доліт із вставними зубками. Міцність конструкції ґрунтується на плавному переході концентрації твердого сплаву від робочої до кріпильної частини зубка. Такий перехід отримують при формуванні зубка.
2. Запропоновано і розроблено теоретичні передумови використання методу віброзмішування для формування вставного зубка запропонованої конструкції. Розроблено методику визначення сили опору середовища відносному руху частинки карбїду вольфраму при віброзмішуванні експериментальним шляхом.
3. Проведено дослідження віброзмішування частинок карбїду вольфраму в середовищах порошкового заліза та сталі. На основі досліджень показано, що:
 - сила опору середовища відносному руху частинки карбїду вольфраму залежить від параметрів середовища і самої частинки і не залежить від параметрів вібрації в їх оптимальних межах;
 - область оптимальних параметрів вібрації обмежена і залежить від сили опору середовища;
 - процес віброзмішування можливо використовувати для отримання зубка запропонованої конструкції.
4. Наявність крихко-в'язкого переходу при зменшенні радіусу надрізу взірців до значень, близьких до нуля, тобто при переході до більш жорстких видів навантаження, робить неможливим використання методу екстраполяції для визначення критичного коефіцієнту

інтенсивності навантажень. Формальне розділення ударної в'язкості руйнування КСУ на складові: роботу зародження тріщини a_3 і роботу поширення a_c^D також може привести до хибних висновків при використанні методу екстраполяції при визначенні a_c^D . Це підтверджується результатами досліджень ударної в'язкості долотної сталі 37ХН3А при різних температурах відпуску, а також сталі 60ХС після ВТМО.

- 5 Розроблено і впроваджено методику оцінки в'язкості руйнування твердосплавних зубків (Додаток Б). В'язкість руйнування визначається без нанесення на взірці втомних тріщин. Розроблену методику можна використовувати для зубків із змінною концентрацією карбіду вольфраму по довжині зубка.
- 6 Запропоновано технологічні шляхи підвищення міцності з'єднання ''зубок-шарошка''. Показано, що міцність з'єднання підвищується при зближенні механічних характеристик з'єднаних деталей. Такий ефект досягається при використанні запропонованої конструкції вставного зубка.
- 7 Проведено дослідження пришвидшеного нагріву під гартування долотних сталей. На основі проведених досліджень показано, що:
 - при швидкості нагріву під гартування 7...8 К/с спостерігається максимум міцності усіх досліджуваних долотних сталей;
 - ефективність методу залежить від вмісту вуглецю та легуючих елементів в сталі, а також від температури відпуску;
 - головним фактором підвищення механічних характеристик пришвидшено загартованої сталі є оптимальна гетерогенність аустеніту, яка через зміщення температур мартенситного перетворення в об'ємах з різною концентрацією вуглецю та

легуючих елементів створює передумови для диспергування структури, виникнення специфічної субструктури мартенситу та ускладнення його морфології;

- пришвидшений нагрів під гартування можна використати для підвищення механічних характеристик шарошок бурових доліт та їх працездатності.

- 8 На основі розробленої методики вибору хімічного складу долотних сталей в залежності від необхідних механічних характеристик (Додаток В) запропоновано нову марку економнолегованої нікелем цементованої сталі. Вміст нікелю в сталі складає 1,5%. Розроблену сталь запропоновано для виробництва шарошок та кріпильної частини зубків бурових доліт.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Петрина Ю.Д., Артим В.І. Вплив структурних і температурних факторів на роботу руйнування долотних сталей// Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. Серія: Нафтопромислова механіка.—1994.—Вип. 31.—С. 20-23.
2. Петрина Ю.Д., Артим В.І., Ілик В.Т. Розробка долотних сталей з низьким вмістом нікелю// В зб.: Методи і засоби технічної діагностики, Івано-Франківськ, 1995.—С. 171-173.
3. Петрина Ю.Д., Артим В.І. В'язкість руйнування твердосплавних зубків бурових доліт// Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. Серія: Нафтопромислове обладнання.—1995.—Вип. 32.—С. 20-25.
4. Петрина Ю.Д., Борушак Б.О., Артим В.І. Вібраційне змішування порошкових матеріалів// Розвідка та розробка нафтових і газових свердловин. Серія: Нафтопромислове обладнання.—1996.—Вип. 33.—С. 110-116.
5. Петрина Ю.Д., Борушак Б.О., Артим В.І. Аналіз надійності з'єднання “зубок-шарошка” для комбінованих зубків// Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. Серія: Нафтопромислове обладнання.—1997.—Вип. 34.—С. 19-22.
6. Петрина Ю.Д., Артим В.І. Про вклад опору зародження та поширення тріщини в роботу руйнування сталей// Тези науково-технічної конференції професорсько-викладацького складу університету, Івано-Франківськ, 1995.—С. 3.
7. Артим В.І. Про мікромеханізм руйнування сталей при оцінці K_{IC} // Тези науково-технічної конференції професорсько-викладацького складу університету, Івано-Франківськ, 1995.—С. 11.

8. Петрина Ю.Д., Артим В.І. Експериментальне визначення величини опору середовища при вібраційному змішуванні порошкових матеріалів// Тези науково-технічної конференції професорсько-викладацького складу університету, Івано-Франківськ, 1998.–С. 18.
9. Петрина Ю.Д., Борушак Б.О., Артим В.І. Метод підвищення ефективності закріплення вставних зубців в тілі шарошки// Тези науково-технічної конференції професорсько-викладацького складу університету, Івано-Франківськ, 1999.–С. 123.
- 10.Петрина Ю.Д., Артим В.І., Боднарчук О.В. Спосіб отримання міцного зв'язку різнорідних сплавів// Патент України на винахід №17702А, С22С 1/04. Заявл. 03.01.1995, опубл. 20.05.1997.
- 11.Бугай Ю.Н., Воробьев И.В. Центробежно-армированный породоразрушающий буровой инструмент.–Львов: Вища школа, 1989.– 205 с.
- 12.Виноградов В.Н., Сорокин Г.М., Пашков А.Н., Рубарх В.М. Долговечность буровых долот.–М.: Недра, 1977.–256 с.
- 13.Масленников И.К., Матвеев Г.И. Инструмент для бурения скважин. Справочное пособие.–М.: Недра, 1981.–335 с.
- 14.Палий П.А., Корнеев К.Е. Буровые долота. Справочник.–М.: Недра, 1971.–445 с.
- 15.Стойкость буровых долот// Н.А.Жидовцев, К.Б.Кацов, Г.В.Карпенко и др.–Киев.: Наук. думка, 1979.–242 с.
- 16.Карпенко Г.В. Влияние среды на прочность и долговечность металлов.– Киев: Наук. думка, 1976.–127 с.
- 17.Кахраманов Х.Т., Фаталиев Н.С., Подшибякина А.Л. и др. Влияние пластовых вод нефтяных скважин на коррозионную стойкость деталей// Хим. и нефт. машиностроение.–1991.–№2.–С. 31-32.
- 18.Крыжановский Е.И. Влияние бурового раствора на выносливость

- замковых соединений// Физ.-хим. механика материалов.–1977.–№3.–С.99-101.
- 19.Шрейнер Л.А. Влияние промывочных жидкостей на износ долот// Промывочные растворы для бурения скважин.–М.: Гостоптехиздат, 1962.–С. 75-79.
 - 20.Фадин В.В., Колубаев А.В., Ковешников В.И., Баталов С.П. Новые износостойкие материалы для тяжелонагруженных опор скольжения шарошечных долот// Хим. и нефт. машиностроение.–1992.–№12.–С. 22-23.
 - 21.Цветков Ю.Н., Евдокимов В.В., Жиркин Ю.Н., Виноградов В.Н. Увеличение долговечности опор буровых долот// Хим. и нефт. машиностроение.–1992.–№7.–С. 10-12.
 - 22.Виноградов В.Н., Сорокин Г.М., Доценко В.А. Абразивное изнашивание бурильного инструмента.–М.: Недра, 1980.–207 с.
 - 23.Виноградов В.Н., Сорокин Г.М., Шрейбер Г.К. Ударно-абразивный износ буровых долот.–М.: Недра, 1975.–167 с.
 - 24.Майстренко А.Л. Вязкость разрушения твердых сплавов, используемых в буровом инструменте// Физ.-хим. механика материалов.–1979.–№4.–С.122-124.
 - 25.Майстренко А.Л., Дуб С.Н. Прогнозирование износостойкости хрупких материалов по твердости и трещиностойкости// Зав. лаб.–1991.–№2.–С.52-54.
 - 26.Монтик С.В. Долговечность комбинированных твердый сплав-сталь зубков сложной формы и разработка критерия ее оценки: Автореф. дис. ... канд. техн. наук.–М., 1995.–20 с.
 - 27.Романив О.Н., Никифорчин Г.Н. Механика коррозионного разрушения конструкционных сплавов.–М.: Металлургия, 1986.–296 с.
 - 28.Романив О.Н., Никифорчин Г.Н., Петрина Ю.Д. О влиянии воды и влаги

- на трещиностойкость конструкционных сталей при кратковременном нагружении// Физ.-хим. механика материалов.–1974.–№1.–С. 16-20.
- 29.Шрейнер Л.А., Садиленко К.М. Влияние жидких сред на износ закаленных сталей и твердых сплавов при трении о горные породы// Вопросы деформации и разрушения горных пород при бурении.–М.: ГОСИНТИ, 1961.–С. 96-101.
- 30.Новиков М.П. Основы технологии сборки машин и механизмов.–М.: Машиностроение, 1980.–592 с.
- 31.Панасюк В.В., Стадник М.М., Силованюк В.П. Концентрация напряжений в трехмерных телах с тонкими включениями.–Киев: Наук. думка, 1986.–215 с.
- 32.Парсонс Б., Уилсон И. Метод определения поверхностных контактных напряжений в соединениях с натягом// Конструирование и технология машиностроения.–1970.–92, В, №2.–С. 293-304.
- 33.Петрина Ю.Д., Боднарчук О.В., Сисак Р.Д. Про розподіл контактних напружень в з'єднанні зубок-шарошка// Тези науково-технічної конференції професорсько-викладацького складу університету, 2 частина.–Івано-Франківськ, 1996.–С. 72.
- 34.Крылов К.А., Стрельцова О.А. Повышение долговечности и эффективности буровых долот.–М.: Недра, 1983.–206 с.
- 35.Постащ С.А. Повышение надежности и работоспособности шарошечных долот.–М.: Недра, 1982.–120 с.
- 36.Алиев Э.А., Рагимов Р.Х. Некоторые особенности расчета на прочность соединения “зубок-шарошка”, полученного новым способом// Изв. вузов. Нефть и газ.–1990.–№7.–С. 34-37.
- 37.Рагимов Р.Х., Алиев Э.А. Новые пути повышения прочности соединения зубок-шарошка// Известия вузов. Нефть и газ.–1989.–№4.–С.87-91.
- 38.Бобров С.Н. Разрушение вооружения долот с шарошками из

- нецементуемой стали// Износ и долговечность оборудования и инструмента. Тр. МИНХ и ГП, вып. 122.–М.: Недра, 1978.–С. 22-24.
39. Долговечность шарошечных долот/ Жидовцев Н.А., Кершенбаум В.Я., Гинзбург Э.С. и др.–М.: Недра, 1992.–266 с.
40. Композиционные материалы, применяемые в конструкциях скважинного режущего инструмента. В обзоре Гасанова А.П. Повышение эффективности работы скважинного режущего инструмента, армированного композиционным материалом. Сер.: ХМ-43 ЦИНТИ-Химнефтемаш, 1979.–С. 2-12.
41. Фридман Я.Б. Механические свойства металлов: В 2-х т.–М.: Машиностроение, 1974.–Т.1.–472 с.; Т.2.–368 с.
42. Новиков И.И., Ермишкин В.А. Микромеханизмы разрушения металлов. – М.: Наука, 1991.–368 с.
43. Griffith A.A. The phenomena of repture and flow in solids.–Phil. Trans. Roy. Soc., London, A, 1921.–221.–P. 163-198.
44. Ludwick P. Elemente der technologischen Mechanic, Springer, 1909.
45. Степанов А.В. Основы практической прочности кристаллов.–М.: Наука, 1974.–132 с.
46. Коттрелл А.Х. Дислокации и пластическое течение в кристаллах.–М.: Металлургиздат, 1958.–267 с.
47. Коттрелл А.Х. Прерывистая текучесть// Структура и механические свойства металлов.–М.: Металлургиздат, 1967.–С. 210-224.
48. Хан Дж.Т., Авербах Б.Л., Оуэн В., Коэн М. Возникновение микротрещин скола в поликристаллическом железе и стали// Атомный механизм разрушения.–М.: Металлургиздат, 1963.–С.109-134.
49. Petch N.I. The ductile fracture of polycristalline Iron.// Phil. Mag.–1956.–1, №2.–P. 186-192.
50. Hall L.R. Influence of specimen design in plane strain fracture toughness

- testing// Fracture Toughness Testing at Cryogenic Temperatures.—Philadelphia: ASTM STP 496, 1971.—P. 46-60.
- 51.Шевандин Е.М. Склонность к хрупкости низколегированных сталей.—М.: Металлургиздат, 1953.—183 с.
- 52.Фрактография, прокаливаемость и свойства сплавов/ Браун М.П., Веселянский Ю.С., Костырко О.С. и др.—Киев: Наук. думка, 1966.—312 с.
- 53.Бичем К.Д. Микропроцессы разрушения// Разрушение. Т.1.—М.: Мир, 1973.—С. 265-375.
- 54.Pelloux R.M.N., Report DI-82-0169RT, Boeing Scientific Research Lab. Seattle, Washington, 1965.—P. 76-89.
- 55.Henry G., Plateau J. Microfractography. Metaux, Saint-Germain-en-Laye, 1966.—138 p.
- 56.Бернштейн М.Л., Займовский В.А.. Структура и механические свойства металлов.—М.: Металлургия, 1970.—495 с.
- 57.Бернштейн М.Л. Прочность стали.—М.: Металлургия, 1974.—199 с.
- 58.Гуляев А.П. Чистая сталь.—М.: Металлургия, 1975.—184 с.
- 59.Иванова В.С. Разрушение металлов.—М.: Металлургия, 1979.—167 с.
- 60.Иванова В.С., Терентьев В.Ф. Природа усталости металлов.—М.: Металлургия, 1975.—456 с.
- 61.Усталость и хрупкость металлических материалов/ В.С.Иванова, С.Е.Гуревич, И.М.Коньев и др.—М.: Наука, 1968.—456 с.
- 62.Романів О.М., Зима Ю.В., Карпенко Г.В. Електронна фрактографія зміцнених сталей.—Київ: Наук. думка, 1974.—207 с.
- 63.Романив О.Н. Вязкость разрушения конструкционных сталей.—М.: Металлургия, 1979.—176 с.
- 64.Irwin G.R. Analysis of stresses and strain near end of a crack traversing a plate// Ibid.—№3.—P. 361-364.
- 65.Irwin G.R. Supplement to: notes for may 1961 meeting of ASTM committee for

- fracture testing of high-strength metallic materials.—Washington.—1961.—P. 97-101.
- 66.Панасюк В.В. Механика квазихрупкого разрушения материалов.—Киев: Наук. думка, 1991.—416 с.
 - 67.Черепанов Г.П. Механика хрупкого разрушения.—М.: Наука, 1974.—640 с.
 - 68.Андрейкив А.Е. Разрушение квазихрупких тел с трещинами при сложном напряженном состоянии.—Киев: Наук. думка, 1979.—139 с.
 - 69.Андрейкив А.Е. Пространственные задачи теории трещин.—Киев: Наук. думка, 1982.—346 с.
 - 70.Васильченко Г.С., Кошелев П.Ф. Практическое применение механики разрушения для анализа прочности конструкций.—М.: Наука, 1974.—148 с.
 - 71.Гельмиза В.И.,Шур Д.М. О возможности определения вязкости разрушения материалов по виду излома образцов при испытаниях на статический изгиб// Зав. лаб.—1972.—№2.—С. 233-235.
 - 72.Гузь А.Н. Механика хрупкого разрушения материалов с начальными напряжениями.—Киев: Наук. думка, 1983.—295 с.
 - 73.Гуляев А.П. О прочности// МиТОМ.—1993.—№7.—С. 2-6.
 - 74.Гуляев А.П. Разложение ударной вязкости на ее составляющие по данным испытания образцов с разным надрезом// Завод. лаб.—1967.—№4.—С. 473-475.
 - 75.Гуляев А.П. Сопротивление хрупкому разрушению// МиТОМ.—1992.—№2.—С. 21-26.
 - 76.Екобори Т. Физические основы прочности и разрушения материалов. — Киев: Наук. думка, 1978.—352 с.
 - 77.Калайда В.В. Определение трещиностойкости материалов при ударном нагружении// Проблемы прочности.—1993.—№9.—С. 15-23.
 - 78.Каминский А.А. Механика разрушения вязко-хрупких тел.—Киев: Наук. думка, 1980.—157 с.

- 79.Красовский А.Я., Плювинаж Г. Параметры структуры, контролирующие трещиностойкость конструкционных материалов// Проблемы прочности.–1994.–№1.–С. 18-30.
- 80.Махутов Н.А. Деформационные критерии разрушения и расчет элементов конструкций на прочность.–М.: Машиностроение, 1981.–272 с.
- 81.Мишин В.М., Саррак В.И., Спектор А.Я. Связь микромеханизма зарождения трещины с критерием вязкости разрушения// Физ.-хим. механика материалов.–1992.–№2.–С. 16-20.
- 82.Морозов Е.М., Никишков Г.П. Метод конечных элементов в механике разрушения.–М.: Наука, 1980.–254 с.
- 83.Новые методы оценки сопротивления металлов хрупкому разрушению/ Пер. с англ. под ред. Ю.Н.Работнова.–М.: Мир, 1972.–439 с.
- 84.О методах оценки склонности конструкционных материалов к хрупкому разрушению/ В.В.Панасюк, С.Е.Ковчик, Н.С.Когут, Л.В.Нагирный// Тр. Всесоюзн. научн.-техн. конф. "Работоспособность машин и конструкций в условиях низких температур. Хладностойкость материалов".–Якутск, 1974.–С. 19-47.
- 85.Парис П., Си Дж. Анализ напряженного состояния около трещин// Прикладные вопросы вязкости разрушения.–М.: Мир, 1968.–С. 64-136.
- 86.Партон В.З., Морозов Е.М. Механика упругопластического разрушения. – М.: Наука, 1985.–504 с.
- 87.Писаренко Г.С., Лебедев А.А. Сопротивление материалов деформированию и разрушению при сложном напряженном состоянии.– Киев: Наук. думка, 1969.–211 с.
- 88.Похмурский В.И., Гнып И.Г., Власюк В.Е. Оценка вязкости разрушения металлов по пластической деформации// Физ.-хим. механика материалов.– 1975.–№6.–С. 45-47.
- 89.Романив О.Н., Ткач А.Н., Крыськив А.С. О некоторых случаях различной

- структурной чувствительности вязкости разрушения и ударной вязкости// Физ.-хим. механика материалов.–1978.–№6.–С. 64-71.
90. Barnby J.T., Al-Daimalani I.S. Assessment of the fracture toughness of cast steels. Part 1. Low-alloy steels// J.Mater.Sci.–1976.–11, №11.–P. 1979-1988.
 91. Barsom J.M. Relationship between plane-strain ductility and K_{IC} for various steels// J. Eng. Ind.–1971.–№11.–P. 1209-1214.
 92. Begley J.A., Landes J.D. The J-integral as a fracture criterion// Fracture Toughness.–Philadelphia: ASTM STP 514, 1972.–P. 1-20.
 93. Broek D. Correlation between stretched zone size and fracture toughness// Eng. Fract. Mech.–1974.–6, №1.–P. 173-181.
 94. Burdekin F.M., Archer G.L. Fracture toughness high-strength materials// Theory and Pract.–London, 1970.–P. 163-165.
 95. Kotrechko S.A., Meshkov Y.Y., Mettus G.S. Critical cleavage stress σ_F and problem of “brittle” strength of metals// Fract. Mech.: Successes and Probl.: 8 Int. Conf. Fract., Kyiv, 8-14 June, 1993: Collect. Abstr. Pt.2.–Lviv, 1993.–P. 320-321.
 96. Rice J.R., Paris P.S., Merkle J.C. Some further results of J-integral analysis and estimates// Progress in Flow Growth and Fracture Toughness Testing.–Philadelphia: ASTM STP 536, 1973.–P. 231-245.
 97. Robinson I.N., Tetelman A.S. Comparison of various methods of measuring K_{IC} on small precracked bend specimen that fracture after general yielding// Eng. Fract. Mech.–1976.–8, №2.–P. 301-313.
 98. Rolfe S.T., Barsom J.M. Fracture and fatigue control in structures application of fracture mechanics.–Philadelphia: ASTM STP 520, 1977.–562 p.
 99. Thornton D.V. Fracture toughness of alloy steels used in turbo-generator components// Eng. Fract. Mech.–1970.–2, №2.–P. 125-143.
 100. 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.—1988.—436 с.
101. Явление малонагруженности края поверхности соединения нагруженного составного тела. Открытие 102 СССР / Сборник кратких описаний открытий, внесенных в Государственный реестр открытий СССР. М.: ЦНИИПИ.—1972.—с.13-15.
 102. Анциферов В.Н., Акименко В.Б. Спеченные легированные стали.—М.: Металлургия, 1983.—86 с.
 103. Сокольский А.П., Оглоблин А.Н. Видиа и другие быстрорежущие металлы.—М.; Л.: Госиздат, 1931.—222 с.
 104. Третьяков В.И. Металлокерамические твердые сплавы.—М.: Металлургиздат, 1962.—592 с.
 105. Креймер Г.С., Сафонова О.С., Богино Э.М. Металлокерамические твердые сплавы для бурения горных пород// Твердые сплавы. —М.: Металлургиздат.—1959.—Вып. 1.—С. 41-71.
 106. Третьяков В.И., Клячко Л.И., Купранова Г.Г. Безвольфрамовые твердые сплавы// Цв. металлы.—1979.—№11.—С.89-91.
 107. Самсонов Г.В., Сергеев Н.Н., Дзодзиев Г.Т. и др. Металлокерамические твердые сплавы на основе карбида титана// Порошковая металлургия.—1971.—№9.—С.42-44.
 108. Самсонов Г.В., Дзодзиев Г.Т., Клячко Л.И., Витрянюк В.К. Влияние молибдена на свойства металлокерамических твердых сплавов TiC-Ni// Порошковая металлургия.—1972.—№4.—С.57-59.
 109. Середа Н.Н., Ковальченко М.С., Белик И.Т. и др. Использование твердых сплавов на основе карбида титана в качестве износостойких материалов и лезвийного инструмента// Изв. АН СССР. Неорг. материалы.—1974.—Т.10.—№4.—С. 745-747.
 110. Жиляев В.А., Швейкин Г.П., Алямовский С.И. и др. Кинетика

- высокотемпературного окисления карбонитридов титана на воздухе// Изв. АН СССР. Неорг. материалы. –1975.–Т.11.–№2.–С. 230-235.
111. Любимов В.Д., Шостакова Т.В., Швейкин Г.П. и др. Высокотемпературное взаимодействие TiO_2 с углеродом в среде азота// Изв. АН СССР. Неорг. материалы. –1977.–Т.13.–№1.–С. 58-61.
112. Третьяков В.И. Основы металловедения и технологии производства спеченных твердых сплавов.–М.: Металлургия, 1976.–527 с.
113. Чапорова И.Н., Кудрявцева В.И., Сапронова З.Н./ Твердые сплавы и тугоплавкие металлы. ВНИИТС.–М.: Металлургия, 1973. Сб. №14.–С. 22-26.
114. Чапорова И.Н., Кудрявцева В.И./ Твердые сплавы. ВНИИТС.–М.: Металлургия, 1973. Сб. №12.–С. 84-91.
115. Kohlermann R. und Wehner R.–Technik, 1957, Rd 12, H. 11.–S. 736-740.
116. Жидовцев Н.А., Гинзбург Э.С., Мизин А.Н. Применение новых материалов и смазок в буровых долотах.–М.: ВНИИОЭНГ, 1986.–45 с.
117. Порошковая металлургия. Справочник.–Киев: Наук. думка, 1985.–593 с.
118. ГОСТ 25506-85. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при статическом нагружении.–М.: Изд-во стандартов, 1985.–62 с.
119. Браун У., Сроули Дж. Испытания высокопрочных металлических материалов на вязкость разрушения при плоской деформации/ Пер. с англ. под ред. Б.А.Дроздовского, Е.М.Морозова.–М.: Мир, 1972.–246 с.
120. Романив О.Н., Андрейкив А.Е., Кукляк Н.Л. и др. Методика определения вязкости разрушения K_{Ic} на цилиндрических образцах с сегментообразным концентратором// Методы и средства оценки трещиностойкости конструкционных материалов.–Киев: Наук. думка,

- 1980.–С. 108-115.
121. Бобров С.Н. О применении высокопрочных сталей как износостойкого конструкционного материала// МиТОМ.–1993.–№8.–С. 13-17.
 122. Петрина Ю.Д., Ленец Н.А. К методике образования трещин на образцах, предназначенных для оценки вязкости разрушения// Методы и средства оценки трещиностойкости конструкционных материалов.–Киев: Наук. думка, 1980.–С. 152-155.
 123. Блехман И.И. О вибрационном разделении сыпучих смесей.–М.: Наука, 1968.–526 с.
 124. Блехман И.И. Что может вибрация? О вибрационной механике и вибрационной технике.–М.: Наука, 1988.–208 с.
 125. Прочность. Устойчивость. Колебания: Справочник в 3-х томах. Т.2/ Под общей ред. Биргера И.А. и Пановко Я.Г.–М.: Машиностроение, 1968.–463 с.
 126. Забрейко П.П. и др. Интегральные уравнения.–М.: Наука, 1968.–448 с.
 127. Ляшко І.І. т.і. Диференціальні рівняння.–К.: Вища школа, 1981.–503 с.
 128. Муха И.М. Твердые сплавы в мелкосерийном производстве.–Киев: Наук. думка, 1981.–166 с.
 129. Коваленко В.С. Металлографические реактивы. Справочник.–М.: Наука, 1981.–281 с.
 130. Крылов К.А., Ефремова К.П., Бугай Ю.Н. Методика сравнительной оценки микротвердости царапанием// Тр. МИНХ и ГП. Вып. 17, 1976.–С. 42-47.
 131. Георгиев М.Н. Вязкость малоуглеродистых сталей.–М.: Металлургия, 1973.–224 с.
 132. Петрина Ю.Д., Павленко Т.В. Вплив масштабного ефекту на в'язкість руйнування сталі 37ХНЗА// Тези науково-технічної конференції професорсько-викладацького складу університету, 2 частина.–Івано-

- Франківськ, 1995.—С. 9.
133. Ярема С.Я., Крестин Г.С. Определение модуля сцепления хрупких материалов путем испытания дисков с трещиной на сжатие// Физ.-хим. механика материалов.—1966.—№1.—С. 10-14.
 134. Ярема С.Я. Напряженное состояние дисков с трещинами, рекомендуемых в качестве образцов для исследования сопротивления материалов развитию трещин// Физ.-хим. механика материалов.—1976. — №4.—С. 25-39.
 135. Взаимозаменяемость в машиностроении и приборостроении/ Под. ред. Бойцова В.В.—М.: Изд-во комитета стандартов, мер и измерит. приборов, 1970.—550 с.
 136. Якушев А.И., Бежелукова Е.Ф., Плуталов В.Н. Допуски и посадки ЕСДП СЭВ.—М.: Изд-во стандартов, 1978.—255 с.
 137. Твердые сплавы. Справочник. Под. ред. М.Ф.Баженова.—М.: Металлургия, 1978.—373 с.
 138. Цфас Б.С. Послесборочные касательные напряжения в цилиндрическом прессовом соединении// Изв. вузов. Машиностроение.—1978.—№5.—С. 84-89.
 139. Бернштейн М.Л., Сорокин Г.М., Боброва Л.И. Влияние высокотемпературной термомеханической обработки на механические свойства и износостойкость стали ДИ-40// Известия ВУЗов. Черная металлургия. Металловедение и термическая обработка металлов, 1978.— №9. —С. 133-135.
 140. Кидин И.Н. Физические основы электротермической обработки металлов и сплавов.—М.: Металлургия, 1969.—213 с.
 141. Бобров С.Н. О применении высокопрочных сталей как износостойкого конструкционного материала// МиТОМ.—1993.—№8.—С. 13-17.
 142. Застосування високоміцних сталей як конструкційного матеріалу

деталей бурових доліт/ Є.І.Крижанівський, Ю.Д.Петрина, Т.В.Павленко та ін. // Розвідка та розробка нафтових і газових свердловин. Серія: Нафтогазопромислове обладнання.—1996.—Вип.33.—С.30-44.

143. Степнов М.Н. Статистическая обработка результатов механических испытаний.—М.: Машиностроение, 1972.—230 с.

ДОДАТОК А



ДЕРЖПАТЕНТ

УКРАЇНА

(19) UA

(11) 17702 A

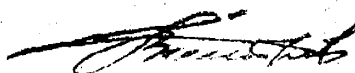
(51) 6 C22C 1/04

**ПАТЕНТ
на винахід**

zareestrovano vidpovidno
do Postanovi Verkhovnoi Rady Ukrainy
vid 23 grudnia 1993 roku № 3769-XII



Голова Держпатенту України

 В. Петров

(21) 95010071

(22) 03.01.95

(24) 20.05.97

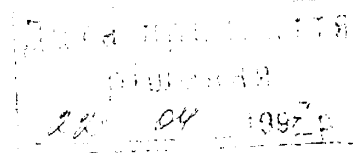
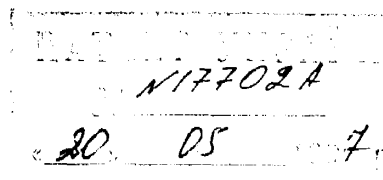
(47) 20.05.97

(72) Петрина Юрій Дмитрович, Артим Володимир Іванович, Боднарчук
Олена Володимирівна

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

(54) СПОСІБ ОДЕРЖАННЯ МІЦНОГО ЗВ'ЯЗКУ РІЗНОРІДНИХ
СПЛАВІВ

95010071
(57)

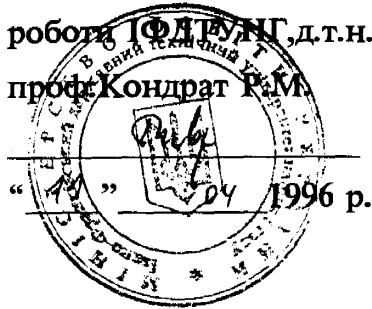


Спосіб одержання міцного зв'язку різномірних сплавів, при якому один з компонентів беруть у вигляді порошку і формують перехідну зону, який відрізняється тим, що у вигляді порошку беруть обидва компоненти, формують перехідну зону з плавним ^{відповідно} переходом концентрації компонентів від 0 до 100% і від 100% до 0, після чого одержаний виріб спікають.

ДОДАТОК Б

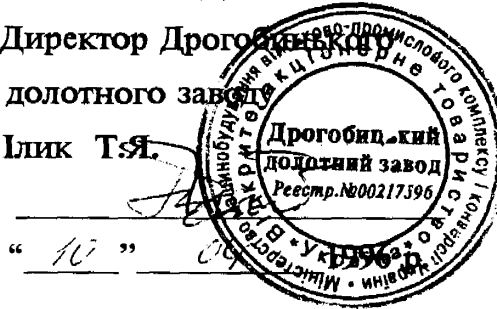
“ЗАТВЕРДЖУЮ”

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



“ЗАТВЕРДЖУЮ”

Директор Дрогобицького
долотного заводу
Лілік Т.Я.

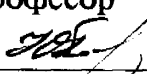


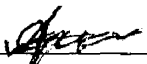
А К Т


ВПРОВАДЖЕННЯ СПОСОБУ ОЦІНКИ В'ЯЗКОСТІ. РУЙНУВАННЯ ТВЕРДОСПЛАВНОГО БУРОВОГО ІНСТРУМЕНТУ

Даний акт складений про те, що починаючи з 1995 р. Івано-Франківським державним технічним університетом нафти і газу спільно з Дрогобицьким долотним заводом використовується спосіб оцінки в'язкості руйнування твердосплавного бурового інструменту, розроблений під керівництвом зав.кафедри технології машинобудування професора Петрини Юрія Дмитровича.

Даний спосіб дає можливість проводити оцінку параметра K_{1c} для твердосплавних зубків бурового інструменту без нанесення втомних тріщин на них і, тим самим, виключити попадання на складальні операції бракованих деталей.

Від ІФДТУНГ
зав.кафедри технології
машинобудування, к.т.н.
професор
 Петрина Ю.Д.

асист. каф. ТМ
 Артим В.І.

Від Дрогобицького
долотного заводу
головний металург
 Лупак М.М.

ДОДАТОК В

ПРОГРАМА
ДЛЯ ВИБОРУ ХІМІЧНОГО СКЛАДУ ДОЛОТНИХ СТАЛЕЙ
В ЗАЛЕЖНОСТІ ВІД НЕОБХІДНИХ МЕХАНІЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК

```
#include<stdio.h>
# include<math.h>
    main()
ä
    float v,mo,ni,mn,si,cr,c,sb;
    float s02,d,ksi,a1,hrc;
    float sb0=370,s020=350,d0=15,ksi0=45,a10=3,hrc0=65;
    int l0=0,l1,l2,l3,l4,l5,l,n=0;

for (v=0.15;v<=0.25;v+=0.05)
ä
    l1=0;
    for (mo=0.05;mo<=0.85;mo+=0.2)
ä
        l2=0;
        for(ni=1.0;ni<=1.5;ni+=0.25)
ä
            l3=0;
            for (mn=0.3;mn<=0.8;mn+=0.1)
ä
                l4=0;
                for (si=0.17;si<=0.94;si+=0.07)
ä
                    l5=0;
                    for (cr=0.6;cr<=4.0;cr+=0.2)
ä
                        l=0;
                        for (c=0.25;c<=0.6;c+=0.05)
ä
                            sb=104.3+136.1*c+78*si-12*cr+97*ni+21*mo+101*v;
                            s02=143+21*c+44*mn+89*si-45*cr+57.7*ni+62*mo+146*v;
                            d=17.9-17.8*c+16.3*mn-11.7*si-5.4*cr+0.4*ni+0.1*mo+23*v;
                            ksi=74.2-115.4*c+37.4*mn-35.7*si-0.5*cr+2.4*ni+35.4*mo+48.8*v;
                            a1=10.1-29.6*c+3.2*mn-2.4*si+1.4*cr+0.1*ni+2.1*mo+8.6*v;
                            hrc=27.6+25*c+11.7*mn+16.3*si-7.6*cr+1.3*ni+13.1*mo+18*v;
if (sb>=sb0 && s02>=s020 && d>=d0 && ksi>=ksi0 && a1>=a10 && hrc>=hrc0)
ä
```

```

n++;
printf("ön C=%f Ni=%f Cr=%f ön Mn=%f Mo=%f Si=%f V=%f ",
      c,ni,cr,mn,mo,si,v);
l=11=12=13=14=15=10=1;
  ü
elseäif (l==1) c=0.6; ü;
      ü
      if (15==1 && l==0) cr=4;
      ü
      if (14==1 && 15==0) si=0.94;
      ü
      if (13==1 && 14==0) mn=0.8;
      ü
      if (12==1 && 13==0) ni=1.5
      ü
      if (11==1 && 12==0) mo=0.85;
      ü
      if (10==1 && 11==0) v=0.35;
      ü
ü

```