

ІНСТИТУТ НАДТВЕРДИХ МАТЕРІАЛІВ ІМ. В. М. БАКУЛЯ  
НАЦІОНАЛЬНОЇ АКАДЕМІЇ НАУК УКРАЇНИ

На правах рукопису

Бондаренко Микола Олександрович

УДК 622.24.051;548.39;539.2

НАУКОВІ ОСНОВИ СТВОРЕННЯ АЛМАЗНОГО БУРОВОГО  
ІНСТРУМЕНТУ З ПІДВИЩЕНОЮ  
РОБОТОЗДАТНІСТЮ

05.15.10 – Буріння свердловин

Дисертація на здобуття наукового ступеня  
доктора технічних наук

Науковий консультант  
Новіков Микола Васильович,  
академік НАН України,  
доктор технічних наук, професор

*Всі примірники дисертації ідентичні зє змістом  
Великий секретар спец. Вченої ради ДНУ 052.02 Новіков М.К.  
13.12.2006*

*Підпис  
наказу*



Київ – 2006

## ЗМІСТ

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ, СИМВОЛІВ, СКОРОЧЕНЬ І	
ТЕРМІНІВ.....	6
ВСТУП.....	10
РОЗДІЛ 1	
ВИВЧЕННЯ ОСОБЛИВОСТЕЙ ПРОБЛЕМИ БУРІННЯ АЛМАЗНИМ	
БУРОВИМ ІНСТРУМЕНТОМ ІНМ ТА ПОСТАВЛЕННЯ ЗАВДАНЬ	
ДОСЛІДЖЕННЯ .....	21
1.1. Аналіз роботоздатності породоруйнівного інструменту	
на бурових підприємствах ДК "Укргазвидобування".....	22
1.2. Умови експлуатації породоруйнівного інструменту та рекомендації	
щодо їх удосконалення. ....	38
1.3. Аналіз основних теорій і концепцій зношування композиційних	
алмазовмісних матеріалів.....	43
1.3.1. Класичні підходи до зношування композиційних матеріалів.....	48
1.3.2. Дослідження зношування тіл за наявності на поверхні	
неоднакового тиску.....	62
1.3.3. Дослідження зношування матеріалів з урахуванням	
теплоутворення від тертя. ....	70
1.4. Особливості проблеми і постановка завдань дослідження. ....	76
РОЗДІЛ 2	
КОНСТРУКТИВНІ ОСОБЛИВОСТІ АЛМАЗНИХ БУРОВИХ	
ІНСТРУМЕНТІВ ТА ДОСЛІДЖЕННЯ СИЛОВИХ І	
ЕНЕРГЕТИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ.....	80
2.1. Основна класифікація. ....	81
2.2. Конструктивні особливості.....	85
2.2.1. Долота мікроріжучого типу. ....	92
2.2.2. Долота ріжучого типу. ....	95
2.2.3. Бурильні головки. ....	96
2.2.4. Буровий інструмент спеціального призначення. ....	98

2.3. Дослідження впливу конструктивних і технологічних факторів на довговічність породоруйнівного інструменту. ....	101
2.3.1. Енергетичні параметри. ....	101
2.3.2. Діаметр вставки. ....	107
2.3.3. Швидкість буріння. ....	110
2.3.4. Алмази. ....	111
2.3.5. Концентрація і зернистість алмазів. ....	113
2.4. Об'єкти і методи дослідження. ....	118
2.5. Тепловий потік. ....	122
2.6. Експериментальні дослідження зношування бурових вставок. ....	128
2.7. Термостійкість і зносостійкість алмазно-твердосплавних пластин. ....	136

### РОЗДІЛ 3

#### ТЕМПЕРАТУРНІ ПОЛЯ ТА ТЕРМОПРУЖНИЙ СТАН АЛМАЗНИХ БУРОВИХ ДОЛІТ В ПРОЦЕСІ ЇХ РОБОТИ. ....

3.1. Нестационарна задача теплопровідності для алмазного кільцевого свердла. ....	148
3.1.1. Фізичні засади та математична постановка задачі дослідження. ....	148
3.1.2. Розв'язок задачі. ....	152
3.2. Температурний стан алмазного долота при бурінні гірської породи. ....	156
3.2.1. Нестационарна задача теплопровідності для алмазного бурового долота. ....	156
3.2.2. Фізичні передумови і математична постановка задачі дослідження. ....	157
3.2.3. Розв'язок задачі. ....	160
3.3. Аналіз температурних полів та їх фізична інтерпретація. ....	167
3.4. Зв'язана контактна задача термопружності для алмазного бурового долота. ....	173
3.4.1. Фізичні передумови і математична постановка задачі дослідження. ....	175
3.4.2. Розв'язок задачі. ....	178

3.5. Аналіз термопружного стану алмазного долота в процесі буріння гірських порід. ....	182
РОЗДІЛ 4	
МОДЕЛЬ ДЛЯ ОПИСУ ФІЗИКО-ХІМІЧНИХ ПРОЦЕСІВ СПІКАННЯ І РОЗРОБКА ПОРОДОУЙНІВНИХ ЕЛЕМЕНТІВ НОВОГО ПОКОЛІННЯ. ....	
4.1. Фізичні характеристики матеріалів і аналіз еволюції процесів, які відбуваються при спіканні.....	193
4.2. Методи хімічної кінетики. Ступінь перетворення і константа швидкості.....	206
4.3. Кінетика фізико-хімічних процесів, які відбуваються при спіканні бурих вставок алмаз – твердий сплав ВК6 методом гарячого пресування. ....	216
4.3.1. Експериментальні дослідження процесу спікання. ....	216
4.3.2. Фізичні основи і побудова математичної моделі. ....	220
4.3.3. Кінетичний аналіз процесу спікання зразків. ....	223
4.4. Структурні дослідження композитів системи алмаз – твердий сплав ВК6.....	233
4.4.1. Загальна характеристика дослідних зразків. ....	233
4.4.2. Відмінності в мікроструктурі, механізмах руйнування і властивостей дослідних зразків. ....	240
4.4.3. Обговорення результатів досліджень. ....	245
4.5. Дослідження впливу добавок $\text{CrB}_2$ , $\text{W}_2\text{B}_5$ , $\text{V}_4\text{C}$ до вихідної шихти твердий сплав ВК6 на формування структури і фазовий склад композита.....	248
4.6. Дослідження впливу $\text{CrB}_2$ , $\text{W}_2\text{B}_5$ і $\text{V}_4\text{C}$ на механічні характеристики бурих вставок. ....	262
4.7. Дослідження механізму підвищеного алмазоутримання в композиті алмаз – ( $\text{WC-Co-CrB}_2$ ). ....	268
4.8. Зв'язок енергії активації процесів спікання із структурою і властивостями бурих вставок.....	274

## РОЗДІЛ 5

## КІНЕТИКА ЗНОШУВАННЯ ТА РОЗРОБКА

## ЕФЕКТИВНИХ БУРОВИХ ІНСТРУМЕНТІВ.

РЕЗУЛЬТАТИ ЇХ ВИРОБНИЧИХ ВИПРОБУВАНЬ. ....	283
1. Актуальність і важливість проблеми. ....	283
2. Фізичні передумови та математична постановка задачі. ....	285
3. Розв'язок задачі. ....	288
4. Аналіз результатів. ....	291
5. Розробка конструкцій бурових інструментів на основі одержаних результатів досліджень.....	297
6. Удосконалена технологія буріння з використанням розробленого породоруйнівного інструменту, оснащеного АТП. ....	302
7. Результати виробничих випробувань. ....	307
ВИСНОВКИ.....	316
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ.....	321
ДОДАТКИ.....	344

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ,  
СИМВОЛІВ, СКОРОЧЕНЬ І ТЕРМІНІВ

$k$	коефіцієнт тертя
$F$ [Н]	навантаження
$F_N, F_\tau$ [Н]	нормальна і дотична складові навантаження відповідно
$P_N, P_\tau$ [ГПа]	компоненти нормального і дотичного тиску
$v, v_0$ [м/с]	швидкість відносного ковзання і лінійна швидкість відповідно
$V$ [м <sup>3</sup> ]	об'єм композита після зношування
$t$ [с]	час
$\omega$ [с <sup>-1</sup> ]	кутова швидкість
$T_k, T_{ж}$ [°C]	температура кипіння рідини і початкова температура рідини відповідно
$L$ [м]	довжина
$r_1, r_2$ [мм]	внутрішній і зовнішній радіуси долота відповідно
$r, \varphi, \theta$	сферичні координати
$K$	відносна концентрація алмазів
$V_p$ [%]	об'ємна доля алмазів за відносної концентрації $K = 100$
$d$ [мм]	середній діаметр алмазного зерна
$h_a$ [мм]	товщина алмазовмісного шару
$q_m$ [Вт/м <sup>2</sup> ]	загальна щільність теплового потоку при бурінні
$\alpha_1$ [Вт/м <sup>2</sup> ·град]	коефіцієнт теплообміну
$Re, Gr$	числа Рейнольдса і Грасгофа відповідно
$\lambda_q$ [Вт/м·град]	коефіцієнт теплопровідності рідини
$\nu$ [м <sup>2</sup> /с]	коефіцієнт кінематичної в'язкості рідини
$\beta$ [град <sup>-1</sup> ]	коефіцієнт об'ємного розширення рідини
$g$ [м <sup>2</sup> /с]	прискорення вільного падіння
$\Delta T$ [°C]	різниця температури робочої поверхні долота $T_n$ і рідини $T_{ж}$
$T(r, \theta, t)$ [°C]	температурний розподіл в долоті

$\lambda_i$ [Вт/м <sup>2</sup> ·град]	коефіцієнт теплопровідності $i$ -го шару матеріалу композита
$\gamma_i$ [м <sup>2</sup> /с]	коефіцієнт температуропровідності $i$ -го шару матеріалу композита
$S_k, S_a$ [м <sup>2</sup> ]	реальна і номінальна площини контакту робочої поверхні долота з гірською породою
$x, y, z$	змінні координати
$i, j, k, n, l, m$	цілі числа
$A_i = (A_{i,k}, \dots, A_{m,k})$	вектор коефіцієнтів
$H^{\rho_1, \rho_2}(Q_T)$	гільбертовий простір функцій
$a_{nm}^N(t)$	функція від часу
$A(A\Phi = \beta^2\Phi)$	власні значення оператора
$\Phi_i(\rho, \mu) = \{\varphi_i(\rho, \mu), \varphi_i(1, \mu)\}$	власні функції
$P_{2n}(\mu)$	поліноми Лежандра четвертого порядку
$J_{2n+\frac{1}{2}}(z)$ і $J_{-(2n+\frac{1}{2})}(z)$	бесселеві функції півцілого індексу
$D, E, F$	елементи матриць
$\delta_m^m$	символ Кронекера
$\varphi_0$ [°]	кут контакту
$s$ [м]	шлях тертя
$M_k$ [Нм]	крутний момент
$E$ [ГПа]	модуль пружності
$m_i$	показник степеня і кількість випробувань
$\pi$	число $\pi$
$d, \partial$	похідна і частинна похідна
$\Sigma$	сума
$\sigma_{cm}, \sigma_{ce}$ [МПа]	границі міцності при стиску і сгині відповідно
$\sigma_{rr}, \sigma_{r\theta}, \sigma_{\theta\theta}$ [МПа]	компоненти термонапружень
$U$	функція Ейрі
$\Psi$	термопружний потенціал

$\rho$ [Г/см <sup>3</sup> ]	густина
$\sigma_h, \sigma_q$	середньоквадратичні відхилення
$v_h, v_q$	варіаційні коефіцієнти
$\eta_h, \eta_q$	середні похибки варіаційних коефіцієнтів
$\delta_h, \delta_q$	середні похибки середньоарифметичних відхилень
$p^*$ [Н]	статистична і динамічна міцність кристалів алмаза
$K_\phi$	відносний коефіцієнт форми алмазів
$\Delta M_j, \Delta h_j$ [Г, мм]	значення масового і лінійного зносу відповідно
$dh/dt$ [мм/с]	швидкість зносу
$K_i(T)$ [м <sup>2</sup> /Н]	загальний коефіцієнт зносу
$K_1$ [м <sup>2</sup> /Н]	складова коефіцієнта зносу, яка не залежить від температури
$K_2$ [м <sup>2</sup> /(Н·град)]	складова коефіцієнту зносу, яка залежить від температури
$w_1, w_2, w_3$	переміщення границі $r = r_2$ внаслідок зім'яття мікронерівностей, термопружні переміщення точок поверхні півпростору та переміщення границі $r = r_2$ внаслідок її зношування відповідно
$\alpha$	нормована усадка, чи відносний параметр ущільнення
$L_0, L$ [м]	лінійні розміри матеріалу, що спікається, в початковий і змінний момент часу
$d\alpha/dt$ [с <sup>-1</sup> ]	швидкість усадки
$K_\alpha(T, P)$ [с <sup>-1</sup> ]	узагальнена константа швидкості залежно від температури і тиску спікання
$K_0$ [с <sup>-1</sup> ]	передекспоненційний множник, чи частотний фактор
$E_a$ [Дж/моль]	позірна енергія активації процесу спікання
$R = 8,31$	газова постійна
Дж/(моль·К)	
$\Delta V$ [м <sup>3</sup> /моль]	активаційний об'єм
$E_0$ [Дж/моль]	енергетичний бар'єр
$K = 1,38 \cdot 10^{23}$	постійна Больцмана (розділ 6)
[Дж/К]	



$F_p, F_{кр}$	розрахункові та критичні значення критерію Фішера відповідно
$k_1, k_2$	число степеня вільності (розділ 6)
$H$ [ГПа]	мікротвердість
АВТ	апарат високого тиску
АТП	алмазно-твердосплавні пластини
КНБК	компоновка низу бурильної колони
КТР	коефіцієнт термічного розширення
НКМ	надтвердий композиційний алмазовмісний матеріал
ПЕМ	просвічувана електронна мікроскопія
РЕМ	растрова електронна мікроскопія
ФВ	фрезер вибійний
ФК	фрезер кільцевий

#### НИЖНІ ІНДЕКСИ

$0$	початковий параметр
$T$	параметр для даної температури
$\infty$	параметр для невизначеного часу
max	максимальне значення
min	мінімальне значення
$D$	для дифузії
$G$	для процесу зародкоутворення нових фаз
$\{$	для хімічних реакцій

#### ВЕРХНІ ІНДЕКСИ

$m, n, r$	показники степеня в рівняннях
$\sigma$	компоненти температурних напружень
$\epsilon$	компоненти пружних напружень
$\dagger$	похідна

## ВСТУП

Нарощування обсягів видобутку вуглеводнів в Україні, що обумовлюють її енергетичну незалежність, нерозривно пов'язане із збільшенням обсягів буріння пошуково-розвідувальних і експлуатаційних свердловин та відкриттям нових родовищ. Сучасні геологічні умови України мають ту особливість, що родовища нафти і газу промислового значення залягають на глибинах 5,0 – 6,5 тис. м, причому більшу частину розрізу свердловини становлять тверді або середньої твердості абразивні породи. За таких умов важливе значення надається буровим долотам та іншому породоруйнівному інструменту, який формує свердловину.

Проблеми розробки і вдосконалення алмазного бурового інструменту, підвищення його ефективності пов'язані з розвитком теорій спікання і зношування надтвердих композиційних алмазовмісних матеріалів (НКАМ), раціональним визначенням хімічного складу алмазовмісного шару, технологічних режимів спікання і буріння, а також із вивченням основних факторів, які впливають на підвищення довговічності породоруйнівного інструменту.

Зусиллями фізиків, хіміків, математиків і металургів з'ясовані теоретичні основи взаємодії дисперсних порошоків і неметалів із середовищем, геометричні і термодинамічні фактори, механізми процесів, які відбуваються при спіканні таких матеріалів. Фізичні теорії спікання дозволяють виявити зв'язок між кінетичними параметрами і властивостями композитів на основі порошкових матеріалів. Теоретичному і експериментальному вивченню комплексу явищ, що відбуваються при спіканні цих матеріалів, присвячені фундаментальні роботи Я.І. Френкеля, В.В. Скорохода, В. Яндера, М. Аврамі, Ю.М. Бальшина, Б.Я. Пінеса, Я.І. Гегузина, Ф. Кларка, Р.Л. Кобла, Р.М. Барера, В. Кінжері, С. Херінга, В. Джонса, Дж. Бурке, Я. Шестака, Ф.В. Ліпеля, Г. Хаузнера, К.Л. Мюмрела, А.І. Колмогорова, В.Ф. Журавльова, Дж. Поля, Дж. Таплина, Дж. Хрстіана, В.І. Третьякова, С.Д. Герцриккіна та ін.

Для виготовлення бурових доліт за звичай використовуються алмазовмісні композити. Введення до складу шихти природних або синтетичних алмазів, фізико-механічні властивості яких істотно відрізняються від аналогічних параметрів порошкових матеріалів, вносить специфічні особливості в теорію і практику спікання

НКАМ. Такі композити виготовляють із суміші алмазів з менш дрібнішими частинками порошків металів і неметалів методом гарячого пресування. Для активації спікання і покращання деяких фізичних властивостей композита до цих сумішей іноді додають в малих кількостях по відношенню до основних складових шихти тугоплавкі сполуки перехідних металів. В умовах спікання під дією високих температур і тисків протікає цілий ряд складних процесів: пластична чи в'язка течія, дифузія і самодифузія елементів, зміна механізмів масопереносу, хімічні реакції поміж компонентами, утворення нових фаз, пасивне переміщення алмазів та їх взаємодія з матрицею. За деяких умов ці процеси можуть привести до унікальних структур і властивостей, а в деяких – до термічної деградації композита. Дослідження цих процесів має фізичну і хімічну природу. Проводяться вони на молекулярному рівні, за звичай, з контрольними зразками для того, щоб визначити лише основний напрямок в покращанні їх структур і властивостей. Такі дослідження дорогі, трудомісткі і потребують складного обладнання. До теперішнього часу в ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН України розроблено теоретичні основи і ефективні технології спікання НКАМ для бурових доліт (роботи В.М. Бакуля, М.В. Новікова, О.О. Шульженка, І.А. Петруші, І.Ф. Вовчановського, Н.В. Ципіна, Е.С. Сімкіна та ін.). Для розробки конкурентоспроможних НКАМ, які зможуть працювати в сучасних умовах, слід створити нові і удосконалити існуючі технології спікання, які дозволять керувати фізико-механічними властивостями і зносостійкістю таких матеріалів. Ці матеріали мають бути міцними, зносостійкими, жорсткими, термостійкими, хімічно інертними по відношенню до реагентів бурового розчину. Такі властивості досягаються за рахунок утворення міцних хімічних зв'язків на границі контакту алмаз – матриця і особливого стану матриці навколо алмаза.

Перспектива конструювання бурових доліт з НКАМ і розширення зон їх використання потребує ґрунтовного дослідження суті явищ, які відбуваються при спіканні і зношенні, а також у визначенні основних факторів, які істотно впливають на протікання даних процесів. У зв'язку з актуальністю проблеми протягом багатьох років проводили систематичні дослідження зношування композиційних матеріалів з метою установлення їх фундаментальних закономірностей. Розв'язання контактних

задач теорії пружності за наявності зношування стикових тіл є однією з фундаментальних і класичних проблем механіки, фізики і прикладної математики. Розвиток цієї проблеми має тривалу історію, пов'язану з прізвищами класиків природознавства. Конкретні результати, отримані при дослідженні цієї проблеми, мають істотні значення для різних питань науки і техніки, включаючи нові технологічні процеси розробки НКМ та інструменти на їх основі для буріння нафтових і газових свердловин.

У зв'язку з цим особливого значення набувають фізичні, хімічні і фізико-хімічні дослідження, які розкривають причини змінювання поверхневих шарів і характер їх руйнування в процесі зношування матеріалів. Першими узагальненими дослідженнями в цьому напрямку були монографії М.М. Хрущова (1946 р.), Д.В. Конвісарова (1947 р.), А.К. Зайцева (1947 р.), В.Д. Кузнецова (1947 р.), а також роботи Бервелла і Стронга [5], Арчарда [6], Арчарда і Хірста [7], Роу [8]. Надалі в колишньому СРСР (Е.Д. Чудаков, Б.Д. Грозін, Д.О. Драйгор), Німеччині, Великій Британії, США, Японії та інших державах планомірно проводились дослідження природи зношування. З'явилися теорії втомного [9 – 13], абразивного [14 – 23], окиснювального [24 – 30], енергетичного і термофлуктаційного зношування [31 – 36] і методи їх розв'язків. Слід згадати роботи, присвячені моделюванню зношування, а саме: В.С. Щедрова, М.П. Александрова, Ю.Я. Ізаксина, Л.І. Мамона, Ю.О. Машарина, І.В. Крагельського, С.С. Сіліна, А.В. Чічінадзе і Є.Д. Брауна. Для загальних задач тертя і зношування Є.Д. Брауном, Ю.А. Євдокимовим та іншими авторами було розроблено математичні моделі, зокрема оригінальний підхід з використанням теорії подібності і методу розмінностей. Завдяки цим моделям було розроблено основи теорії теплової динаміки тертя. В даний час дослідження кінетики зношування тіл, що дотикаються, виконані переважно для моделей абразивного і втомного зношування. Результати цих досліджень є в численних публікаціях, а також в ряді монографій [32 – 43]. Провідне місце тут посідають фундаментальні роботи [44 – 58, 64 – 88, 80 – 94, 115 – 123]. Ці дослідження розглядають такі питання: сувора постановка контактних задач теорії пружності і термопружності для шорсткого півпростору з урахуванням теплоутворення від тертя і абразивного та їх розв'язки; аналіз рішень та їх фізична інтерпре-

тація. Однак ці розв'язки не дозволяють проаналізувати взаємний вплив характеристик композита, концентрації та зернистості складових матеріалу. Їх неможливо використати для розрахування термопружного стану алмазного бурового долота переважно через специфіку НКАМ, складну форму профілю і конвективного теплообміну.

Науково-технічний прогрес гостро поставив проблему підвищення зносостійкості НКАМ на основі твердих сплавів ВК6 і АТП, які мають забезпечити високу механічну швидкість буріння, часову стійкість і надійну роботу на всьому проміжку експлуатації інструменту. Розробка конкурентоспроможних алмазних бурових доліт потребує подальшого удосконалення математичних моделей термопружного стану систем і розробки методів їх розрахунків з урахуванням реальних фізико-механічних властивостей композита, конструкції інструменту і умов буріння. НКАМ, які використовуються в бурових долотах, мають нелінійні властивості і пружні характеристики. Діаграми температур і тисків змінюються залежно від об'ємного вмісту складових, а також навантаження і ряду технологічних факторів. Проблеми міцності та зносостійкості бурових вставок залежать від фізико-механічних властивостей алмазів і складових матриці, їх мікрогеометричних характеристик, хімічного складу алмазовмісного шару і попередньої історії вихідних речовин, технологічних режимів спікання і природи процесів, які при цьому відбуваються. Знос бурового долота ще залежить від форми профілю і розміщення бурових вставок на робочій поверхні, умов взаємодії інструменту з гірською породою і охолоджуючим середовищем.

Розв'язання цих проблем неможливо вирішити суто експериментальним шляхом через велику кількість факторів, що впливають на процес, а також складність утримання інформації про стан матеріалу, що спікається, та зносостійкість і роботоздатність долота в процесі буріння. Найперспективнішим шляхом дослідження цих проблем є застосування методів математичного моделювання: постановка математичної моделі, вибір шляху розв'язання, доведення алгоритму до конкретних чисел і порівняння їх з експериментальними даними, корекція математичної моделі, і, як ре-

зультат дослідження, розробка на світовому ринку конкурентоспроможних НКМ, а також бурових доліт на їхній основі та впровадження їх у виробництво.

Технологічні і трибологічні проблеми алмазних бурових доліт перебувають на стику фундаментальних наук і містять багато невирішених проблем. Вони потребують залучення математичних моделей механіки суцільних середовищ (теплопровідності, термопружності і зношування) та методів хімічної кінетики. Сьогодні важко знайти галузь техніки, в якій би вирішення цих завдань не становили б суттєвого теоретичного, практичного і економічного інтересу. Дуже важливим є те, що ці розв'язки мають аналоги для інших композиційних матеріалів та інструментів на їх основі.

### **Актуальність теми**

Одним з найважливіших завдань, які стоять перед нафтовою промисловістю України, є забезпечення енергоносіями народного господарства. Відкриття нових родовищ нафти і газу потребує збільшення глибин буріння, а також обсягів буріння похилоскерованих і горизонтальних свердловин, що вимагає застосування високо-ефективних породоруйнівних інструментів здатних працювати при бурінні твердих, абразивних порід.

В зв'язку з вищезазначеним, створення алмазного інструменту з використанням розроблених моделей зношування доліт і спікання АТП з високою (1100 °С) термостійкістю та алмазовмісних породоруйнівних вставок, зносостійкість яких в 2 – 3 рази перевищує зносостійкість вставок, що спікаються серійно, є актуальною проблемою на сучасному етапі для теорій зношування, матеріалознавства і практики буріння нафтових свердловин.

### **Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами**

Дисертаційна робота виконувалась в Інституті надтвердих матеріалів ім. В.М. Якуля НАН України відповідно до таких планів науково-дослідних проектів і тем, в яких автор був керівником:

1) тема 1.6.7. 0954 "Розробка методу прогнозування зносостійкості та ріжучих властивостей породоруйнівних елементів доліт на основі математичного моделювання контактної взаємодії інструменту з породою" за постановою Бюро ВФТПМ НАН України № 11 від 07.02.2002 р.;

2) тема 1.6.7. 0959 "Дослідження термомеханічної взаємодії інструменту з породою і розробка системи комп'ютерного моделювання алмазного бурового інструменту для нафтогазових свердловин" за постановою Бюро ВФТПМ НАН України № 10 від 07.06.2005 р.;

3) договір 3880 "Розробка та виготовлення доліт ріжучої дії  $\varnothing 292,9$  і  $\varnothing 214,3$  мм, оснащених породоруйнівними елементами нового технічного рівня для буріння порід середньої твердості".

### **Мета і задачі дослідження**

Метою роботи є розробка наукових засад створення високоефективного алмазного бурового інструменту для буріння нафтових та газових свердловин в породах середньої твердості та верхніх інтервалів твердих порід.

Досягнення цієї мети здійснюється за рахунок вирішення таких задач:

1. Постановка та розв'язок нестационарної задачі теплопровідності для алмазного долота півсферичної форми в умовах буріння нафтових та газових свердловин. Встановлення багатofакторної залежності впливу теплофізичних властивостей і мікрогеометричних характеристик алмазовмісного шару композита та технологічних режимів буріння на температурний стан долота.

2. Розробка математичної моделі для визначення термопружного стану за рахунок нерівномірного нагрівання та взаємодії робочої поверхні долота з гірською породою. Постановка та розв'язок контактної задачі термопружності за наявності зношування алмазного долота півсферичної форми в умовах буріння.

3. Дослідження основних параметрів композита і умов буріння, які істотно впливають на кінетику зношування алмазного долота. Розкриття механізму та встановлення кінетичних залежностей спікання композита і умов буріння на процес зношування алмазного долота.

1) тема 1.6.7. 0954 "Розробка методу прогнозування зносостійкості та ріжучих властивостей породоруйнівних елементів доліт на основі математичного моделювання контактної взаємодії інструменту з породою" за постановою Бюро ВФТПМ НАН України № 11 від 07.02.2002 р.;

2) тема 1.6.7. 0959 "Дослідження термомеханічної взаємодії інструменту з породою і розробка системи комп'ютерного моделювання алмазного бурового інструменту для нафтогазових свердловин" за постановою Бюро ВФТПМ НАН України № 10 від 07.06.2005 р.;

3) договір 3880 "Розробка та виготовлення доліт ріжучої дії  $\varnothing$  292,9 і  $\varnothing$  214,3 мм, оснащених породоруйнівними елементами нового технічного рівня для буріння порід середньої твердості".

### **Мета і задачі дослідження**

Метою роботи є розробка наукових засад створення високоефективного алмазного бурового інструменту для буріння нафтових та газових свердловин в породах середньої твердості та верхніх інтервалів твердих порід.

Досягнення цієї мети здійснюється за рахунок вирішення таких задач:

1. Постановка та розв'язок нестационарної задачі теплопровідності для алмазного долота півсферичної форми в умовах буріння нафтових та газових свердловин. Встановлення багатofакторної залежності впливу теплофізичних властивостей і мікрогеометричних характеристик алмазовмісного шару композита та технологічних режимів буріння на температурний стан долота.

2. Розробка математичної моделі для визначення термопружного стану за рахунок нерівномірного нагрівання та взаємодії робочої поверхні долота з гірською породою. Постановка та розв'язок контактної задачі термопружності за наявності зношування алмазного долота півсферичної форми в умовах буріння.

3. Дослідження основних параметрів композита і умов буріння, які істотно впливають на кінетику зношування алмазного долота. Розкриття механізму та встановлення кінетичних залежностей спікання композита і умов буріння на процес зношування алмазного долота.



4. Розробка технології спікання бурових вставок нового технологічного рівня.

5. Виготовлення та впровадження у виробництво розробленого бурового інструменту.

*Об'єкти дослідження:*

– алмазні бурові долота ІНМ-214,3 Т, ІНМ-АП-165, 1С, ІНМ-АП-214, 3С, калібратор ІНМ-К-295, 3СТ;

– породоруйнівні елементи бурових доліт, розроблені на основі шихти алмаз – твердий сплав ВК6 за серійною технологією і елементи, розроблені на основі нової технології;

– алмазно-твердосплавні пластини для бурових доліт, виготовлені за серійною технологією і пластини, розроблені на основі запропонованого хімічного складу.

*Предмети дослідження:*

– розрахунок температурних полів, квазістатичних термонапружень, кінетики зношування дослідних зразків бурових вставок і алмазних доліт на їх основі, швидкості усадки та енергетичного стану при спіканні зразків бурових вставок в умовах неізотермічного експерименту;

– фазоутворення, структурний стан прошарку в матриці композита навколо алмаза і в матриці вдалині від алмаза та фізико-механічні властивості елементів бурових доліт.

*Методи дослідження:*

– використовували методи математичної фізики та інтегральних перетворень, метод Гальоркіна з розкладенням по власних функціях спектральних задач в рівнянні і граничній умові, теорію спеціальних функцій та різницеву схему Кранка – Нікольсона, принцип суперпозиції. Для дослідження енергетичного стану в процесі спікання зразків використовували кінетичне рівняння Йохансона – Мела – Аврамі – Єрофієва – Колмогорова для зародкоутворення нових фаз, кінетичне рівняння Яндера для дифузії, кінетичне рівняння для випадку, коли швидкість процесу контролює хімічна реакція, узагальнене рівняння для випадку, коли швидкість спікання конт-

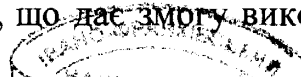
ролюють як дифузія, так і хімічна реакція. Для визначення швидкості відносної усадки при спіканні дослідних зразків використовували кубічні сплайн-функції;

– методи растрової електронної мікроскопії (РЕМ) і просвічуючої електронної мікроскопії (ПЕМ) з використанням методики прицільного отримання пластикових відбитків зі злomu. Фазовий аналіз виконували за рентгенограмами, які знімали за допомогою дифрактометра ДРОН-2. Дослідження мікротвердості проводили на мікротвердомірі ПМТ-3 за навантаження 4,91 Н (500 Г). Відбитки наносили на відстані 10 мкм від границі контакту алмаз – матриця і до 50 мкм від неї. Розміри відбитків виміряли на універсальному мікроскопі NU-2E фірми Carl Zeiss Jena за збільшення 750 в режимі фазового контрасту. Оцінку інтенсивності зношування виконували стандартними методами (відношення втрати маси матеріалу, який зносився, до шляху ковзання).

### **Наукова новизна одержаних результатів**

1. Удосконалено методики для визначення теплового потоку внаслідок тертя робочої поверхні об гірську породу, силових та енергетичних параметрів при руйнуванні гірських порід породоруйнівними елементами з врахуванням специфічних особливостей НКAM та умов буріння (питома робота руйнування для вільної і примусової подачі, момент обертання, проходка на долото), термостійкості АТП.

2. Дістало подальший розвиток рішення нестационарної задачі теплопровідності для алмазного долота напівсферичної форми в умовах буріння нафтових та газових свердловин. Модель включає систему диференціальних рівнянь теплопровідності для складеного напівшару в частинних похідних, початкову умову, граничну умову спряження на границі шарів і умови теплообміну по рухомих границях. В моделі враховується нагрівання долота за рахунок руйнування породи робочою поверхнею і його охолодження шляхом конвективного теплообміну внаслідок сумісної дії природної і вимушеної конвекції в потоці охолоджуючої рідини та зміни її агрегатного стану за високих температур на робочій поверхні. Розв'язок одержано у явному вигляді, що дає змогу виконувати параметричний аналіз температурних полів долота



залежно від широкого варіювання вихідних даних і пояснити причини нерівномірного розподілу температур як в алмазовмісному шарі композита, так і в долоті.

3. Вперше побудовано математичну модель для розрахунку термопружного стану алмазного бурового долота в процесі його роботи. Отримано аналітичні вирази для визначення квазістатичних температурних напружень (радіальні, дотичні і тангенціальні) від часу залежно від фізичних властивостей композита і основи долота, режимних і конструктивних параметрів з врахуванням впливу складних теплових процесів.

4. Вперше сформульовано і розв'язано задачу визначення зношування алмазного долота в умовах термопружного контакту в припущенні, що швидкість зношування лінійно залежить від швидкості відносного ковзання і тиску на контакті, а коефіцієнт зношування є функцією температури. При цьому температура функціонально зв'язує властивості композита, мікрогеометрію алмазовмісного шару, концентрацію і зернистість алмазів.

5. Вперше для виявлення феномену покращання структури і властивостей надтвердих композиційних матеріалів на основі тврдосплавних матриць розроблено загальну математичну модель для опису фізико-хімічних процесів, які відбуваються при їх спіканні методом гарячого пресування в інтервалі 300 – 1800 К і тиску 0,5 – 32 МПа. Характерною рисою моделі є те, що узагальнена константа швидкості процесу спікання являє собою добуток швидкості хімічної реакції поміж вихідних речовин і модельної функції фізичної залежності двох кінетичних параметрів. При цьому енергія активації процесу підкоряється закону Арреніуса, а модельна функція моделює одночасно як дифузійні, так і хімічні процеси.

### **Практичне значення одержаних результатів**

1. Запропоновано кінетичну модель для опису фізико-хімічних процесів, які відбуваються при спіканні породоруйнівних елементів бурового інструменту.
2. На основі запропонованих моделей визначено раціональний хімічний склад породоруйнівних елементів бурових доліт та технологічні режими їх спікання,

- що дало змогу втричі підвищити зносостійкість бурових елементів доліт в порівнянні із стандартними елементами.(патент України № 64274, № 63468).
3. Виготовлено нові, конкурентоспроможні на світовому ринку АТП, термостійкість яких становить до 1100 °С (стандартні 650 °С), що дає змогу використовувати їх при бурінні твердих абразивних порід (патент України № 63469).
  4. Створено вискоєфективний породоруйнівний інструмент ІНМ, який успішно використовується при бурінні нафтових і газових свердловин в абразивних породах середньої твердості та верхніх інтервалах твердих порід як в Україні, так і за її межами.

### **Особистий внесок здобувача**

Внесок автора полягає у формуванні наукового напрямку проблеми, побудові та рішенні задач нестационарної теплопровідності, термопружності і зношування алмазного долота в умовах буріння нафтових та газових свердловин та кінетики спікання НКМ на основі твердосплавних матриць методом гарячого пресування, а також в установленні фундаментальних закономірностей даних процесів і розробці нових методів управління якістю готових виробів.

Дисертаційну роботу виконано у відділі комп'ютерного матеріалознавства надтвердих композиційних матеріалів для породоруйнівних елементів Інституту надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля НАН України під керівництвом академіка НАН України М.В. Новікова. В дисертації узагальнено результати опублікованих наукових досліджень автора, виконані ним за період 1990 – 2006 рр., і наведені в тексті. Деякі теоретичні результати, які стосуються опису кінетики зношування бурового долота і спікання надтвердих матеріалів, було отримано сумісно з О.М. Жуковським і В.А. Мечником. Структурні дослідження матриці навколо алмаза і взаємодії вихідних речовин композита було проведено сумісно з Г.С. Олійник і О.Г. Кулик.

### **Апробація результатів дисертації**

Результати досліджень, викладених у дисертації, доповідалися автором на таких наукових з'їздах, конференціях, симпозіумах, нарадах: I – IX Міжнародні конферен-

ції "Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент – техника и технология его изготовления и применения" (п. Морське, Крим, Україна, 1998 – 2006 рр.); 3 конференціях "Ассоциации буровых подрядчиков России" (м. Москва, 2002 р., 2003 р., 2006 р.); Міжнародна конференція "Новейшие технологии в порошковой металлургии и керамике" (м. Київ, 2003 р.); Третя Міжнародна конференція "Материалы и покрытия в экстремальных условиях: исследования, применение, экологически чистые технологии производства и утилизации изделий" (Кацивелі – Понизовка, Крим, Україна, 2004 р.); Міжнародна науково-технічна конференція "Порошковая металлургия: достижения и проблемы" (м. Мінськ, 2005 р.).

Матеріали дисертації доповідались також на наукових семінарах в ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН України (2004 – 2006), ІПМ ім. І.Н. Францевича НАН України "Современная техническая керамика" (2005 р.) В цілому дисертаційна робота доповідалась на науковому семінарі ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН України (м. Київ, 2006 р.) та на кафедрі буріння ІФНТУНГ (м. Івано-Франківськ, 2006 р.).

### **Публікації**

Основні положення дисертації викладено в 49 наукових працях (36 з них опубліковано в фахових виданнях), зокрема 27 – наукових журналах, 13 – збірниках наукових праць, 6 – тезах та матеріалах конференцій та у 3 патентах на винахід.

### **Структура і обсяг дисертації**

Дисертація складається із вступу, п'яти розділів, висновків, бібліографічного опису джерел і додатків. Повний обсяг становить 320 сторінок, зокрема 95 рисунків і 31 таблиця. Бібліографічний опис джерел вміщує 230 найменувань.

## РОЗДІЛ 1

ВИВЧЕННЯ ОСОБЛИВОСТЕЙ ПРОБЛЕМИ БУРІННЯ АЛМАЗНИМ БУРОВИМ  
ІНСТРУМЕНТОМ ІНМ ТА ПОСТАНОВКА  
ЗАВДАНЬ ДОСЛІДЖЕННЯ

За більш як 40-річний період в ІНМ НАН України було створено понад 400 типорозмірів породоруйнівного інструменту ІНМ. В основу концепції при розробці такого інструменту було закладено такі критерії:

- геометрична форма долота має забезпечувати його самоцентрівку в процесі буріння свердловин відносно її осі;
- коефіцієнт оснащення долота  $k_j$  (відношення сумарної площі породоруйнівних, алмазовмісних вставок на відповідному радіусі долота до загальної площі долота на цьому ж радіусі) повинен мати сталу величину;
- промивна система доліт має забезпечувати якісне очищення вибою від вибуреного шламу, досконале охолодження породоруйнівних елементів у процесі тертя об породу та не допускати можливості гідроабразивного зношування корпусу долота.

Розкриваючи суть кожного із критеріїв зазначимо, що геологічний розріз свердловини має різнобарвну структуру як за твердістю і абразивністю порід, так і за кутами залягання пластів породи відносно осі свердловини. В процесі буріння долото внаслідок контакту з похило-направленим пластом породи, який до того ж може мати більшу твердість, ніж попередній пласт, відхиляється від попередньо заданих координат. Щоб запобігти цьому, профіль доліт конструювався зазвичай опукло-конічної форми за периферійною поверхнею долота та увігнуто-конічної – в центральній його частині (характерні профілі доліт ІНМ будуть представлені в розділі 2).

Як відомо, лінійна швидкість переміщення вставок по вибою збільшується прямо пропорційно радіусу віддалення. Оскільки вважалось, що визначальним при зношуванні вставок є температура їх нагріву, яка залежить від швидкості переміщення вставок по вибою, то коефіцієнт оснащення збільшували пропорційно збільшенню радіуса віддалення від центру таким чином, щоб  $k_j = \text{const}$ .

Крім того, при конструюванні доліт приймали, що за швидкості потоку промивальної рідини 18 – 25 м/с, та відсутності різких вигинів потоку, спрямованого на лопаті корпусу долота і присутності не більше 1% абразиву в промивному розчині зберігалися умови очищення, охолодження доліт здійснювалося без можливості їх гідроабразивного розмиву.

На основі виконання умов цієї концепції в ІНМ було виготовлено понад 25000 одиниць бурового інструменту, оснащеного вставками із славутича і твесалу, які успішно використовувалися як в Україні, так і в багатьох зарубіжних країнах.

Великим досягненням під час розроблення алмазного породоруйнівного інструменту було створення в 1985 р. в ІНМ бурових доліт, оснащених алмазно-твердосплавними пластинами (аналог пластин PDC закордонного виробництва). Це дозволило підняти механічну швидкість буріння алмазними долотами до рівня механічної швидкості шарошкових доліт і розширити перспективу їх використання в майбутньому.

Але потребу в підвищенні обсягів видобутку нафти і газу вимагали відкриття нових родовищ, що передбачало передусім збільшення глибини буріння свердловин, а отже, необхідність буріння твердих, абразивних порід. Це значно ускладнило роботу доліт, що в першу чергу відбилося на зменшенні проходки на долото PDC. Отже, як відзначають західні експерти, якщо середня проходка на долото PDC в 1990 р. становила 1750 м, то в 2003 р. вона не перевищувала 800 м. Така ж ситуація склалася і з використанням доліт ІНМ, оснащених АТП. Якщо в 1985 – 1990 рр. середня проходка на долото становила 900 м, то в 2003 р., при бурінні середньої твердості порід і твердих порід верхнього інтервалу вона не перевищувала 100 м.

З метою вивчення динаміки змін показників буріння породоруйнівних інструментів розглянемо результати їх відпрацювання за останні 4 роки на прикладі роботи в ДК "Укргазвидобування".

### **1.1. Аналіз роботоздатності породоруйнівного інструменту на бурових підприємствах ДК "Укргазвидобування".**

Буровий породоруйнівний інструмент входить до переліку техніко-технологічного обладнання (силовий привід, бурова колона, долото), якість і досконалість якого істотно впливають на швидкість буріння свердловин. Використання бурових доліт, які можуть забезпечити високу механічну швидкість буріння, а за великих глибин свердловин – сталу і значну проходку на долото, знижує собівартість буріння свердловин, а отже, кінцевого продукту – нафти та газу. Тому роботи по вдосконаленню бурових доліт та інших породоруйнівних інструментів, а також правильний вибір технологічних режимів використання мають важливе значення для ефективного буріння свердловин. У цих роботах інформація про становище і суть проблеми дозволяє краще побачити перспективу розвитку і ефективність кінцевих результатів. В цьому параграфі будуть проаналізовані результати і способи використання бурового інструменту на підприємствах ДК "Укргазвидобування" та зроблені висновки, необхідні для подальшого його вдосконалення з метою підвищення якості буріння нафтових і газових свердловин.

Протягом 2002 – 2005 рр. в ДК "Укргазвидобування" буріння свердловин виконувалося переважно роторним способом з використанням шарошкових доліт вітчизняного, російського та закордонного виробництва діаметром від 139,7 мм до 395,3 мм різного техніко-технологічного призначення. Використання алмазних бурових доліт було обмеженим і причини цього будуть проаналізовані нижче. В табл. 1.1 наведені статистичні дані відпрацювання різних типів доліт.

Як видно з таблиці проходка на шарошкове долото має сталу тенденцію до зростання. Це в першу чергу пояснюється підвищенням якості доліт виробництва АТ "Волгабурмаш", які найбільше використовуються в ДК "Укргазвидобування". Покрыття бігових доріжок підшипників ковзання срібними сплавами, використання більш якісних сплавів в опорних підшипниках, підвищення якості твердих сплавів, з яких виготовляються породоруйнівні зубки і т.п., підняло рівень роботоздатності доліт і зробило їх конкурентоздатними на ринках СНД.



Таблиця 1.1

Статистичні результати роботи бурових доліт  
в ДК "Укргазвидобування"

№ п/п	Показники	Календарний період, рік			
		2002	2003	2004	2005
1	Проходка на шарошкове долото, м	66	78	100	91
2	Механічна швидкість буріння шарошковими долотами, м/год	1,32	1,40	1,31	1,26
3	Загальна проходка на долото, м	60	72	81	79
4	Загальна механічна швидкість буріння долотом, м/год	–	1,28	1,23	1,19
5	Проходка в інтервалах однакової буримості на шарошкове долото, м:				
	долото закордонного виробництва	110	161	131	176
	долото виробництва ВБМ*	25	48	62	76
6	Механічна швидкість буріння в інтервалах однакової буримості шарошковими долотами, м/год:				
	долото закордонного виробництва	0,68	1,09	1,25	1,31
	долото виробництва ВБМ	0,49	0,97	1,14	1,25
7	Буріння алмазними долотами, м:	531	2611	1839	2771
	проходка на долото, м	53	72	76	173
	механічна швидкість, м/год	0,39	0,40	0,51	0,58
8	Собівартість 1 м проходки, грн	2289	2678	3345	4005

\* – ВАТ "Волгабурмаш".

По механічній швидкості буріння спостерігається незначне зниження показників, хоча вони залишаються на одному рівні. Зниження рівня технічних показників буріння в 2005 р. в порівнянні з аналогічними показниками 2004 р. пов'язано із збільшенням обсягів буріння в карбонових відкладах, зміщенням пошуково-

розвідувальних робіт з центральних районів ДДВ в прибортові зони – Шебелинське і Хрестищенське ВБР та збільшенням обсягів робіт на Донбасі та в Карпатах – Стрийське ВБР і відповідним зменшенням обсягів в "молодших" відкладах (юрські, тріасові, пермські), в яких темпи буріння (проходка і механічна швидкість буріння) значно вищі, ніж у відкладах карбону.

Друга причина зниження проходки і механічної швидкості буріння шарошковими долотами в порівнянні з 2004 р. пов'язана зі значним зменшенням обсягів використання шарошкових доліт російського та закордонного виробництва, роботоздатність яких вища за аналогічні показники шарошкових доліт вітчизняного виробництва, що буде показано нижче. Так, кількість відпрацьованих імпортних доліт в 2005 році зменшилась в порівнянні з 2004 р. в 2,5 рази, а обсяги буріння долотами російського і закордонного виробництва знизилися в порівнянні з 2004 р. з 51 до 28 %. Збільшення кількості відпрацьованих доліт закордонного виробництва в 2004 р. привели до істотного зростання проходки на шарошкові долота.

Так, проходка на шарошкове долото в 2003 р. в порівнянні з 2002 р. зросла на 18 %, а у наступному 2004 р. в порівнянні з 2003 р. ще на 20 %.

Третьою причиною зниження показників роботи доліт в 2005 р. була відсутність необхідних типів доліт, які відповідали б породам, що розбурюються. Внаслідок цього в ряді випадків для буріння твердих, абразивних порід застосовувалися долота з фрезерованим зубом, а для буріння менш міцних і абразивних порід – долота з твердосплавним озброєнням. Власне, в 2005 р. буріння велось долотами з залишків виробничого і аварійного запасу та долотами ВАТ "Волгабурмаш" старих модифікацій, які, як вже було сказано, не завжди відповідали породам, що розбурювались.

На 10 – 15 % в рік постійно зростала загальна проходка на долото, і спад, який відбувався в 2005 р., був незначним завдяки росту показників алмазних доліт. Механічна швидкість буріння дещо знижувалась і це пояснюється збільшенням глибин свердловин і, як наслідок, твердістю та абразивністю порід.

В інтервалах однакової буримості середня проходка на одне шарошкове долото стабільно збільшувалась. Деяке зменшення проходки в 2004 р. пояснюється викори-

станням типу доліт в невідповідності до порід, що буряться. Відповідний ріст спостерігається і в механічній швидкості буріння.

Щодо використання алмазних бурових доліт, то тут відбувається різкий стрибок в обсягах використання. Так, якщо в 2002 р. він становив 531 м, то в 2005 р. – 2771 м. Цей факт пояснюється такими доказами. Вартість алмазного бурового інструменту закордонного виробництва (це, в основному, долота, оснащені пластинами PDC) в 5 – 10 разів перевищує ціну як алмазних доліт ІНМ, так і шарошкових. У разі використання таких доліт собівартість буріння значно збільшується і стає неефективною в порівнянні з іншими долотами. Використання доліт ІНМ, оснащених алмазно-твердосплавними пластинами з термостійкістю 650 °С при бурінні карбону не ефективно, оскільки температура в зоні контакту АТП з породою перевищує значення 650 °С. Внаслідок цього виникали значні термопружні напруження, які призводили до інтенсивного зношування пластин АТП. Проходка на долота ІНМ, оснащені пластинами АТП, становили 60 – 80 м, що було на рівні проходок шарошкових доліт і не могло задовольняти виробників.

Механічна швидкість буріння в цілому була нижчою ніж в середньому при бурінні шарошковими долотами. Але при використанні шарошкових доліт в аналогічних з алмазними техніко-технологічних умовах їх механічна швидкість була на рівні механічної швидкості алмазних доліт, тобто 0,4 – 0,6 м/год. З аналізу ситуації, яка склалася, вимальовувалися головні вимоги до роботи алмазних бурових інструментів – забезпечення проходки в продуктивних горизонтах, складених відкладами карбону, на рівні 150 – 250 м і механічної швидкості буріння на рівні показників шарошкових доліт, тобто до 1 м/год.

Проведений комплекс науково-технологічних робіт за представленою тематикою дозволив підвищити термостійкість АТП до 1100 °С, а зносостійкість калібруючих вставок в 2 – 3 рази (буде показано в наступних розділах), що дало можливість підвищити проходку на долото до 170 – 200 м в твердих абразивних породах (див. розділ 7). Таке підвищення ефективності буріння долотами ІНМ підвищило попит на цей інструмент і відповідно обсяги буріння алмазним інструментом (обсяг використання алмазного інструменту в ДК "Укргазвидобування" майже повністю задовольняється інструментом ІНМ) до 2771 м за рік.

В табл. 1.2 і 1.3 представлені порівняльні результати відпрацювання шарошкових доліт російського (ВАТ "Волгабурмаш") та вітчизняного (ВАТ "Дрогобицький долотний завод" ДДЗ) виробництва в 2002 – 2003 рр.

Таблиця 1.2

Порівняльні показники роботи доліт фірми ВАТ "Волгабурмаш"  
і вітчизняних в 2002 р.

Типорозмір доліт	К-сть доліт, шт	Інтервал буріння, м	Загальна проходка, м	Час мех. бурін., год	Середні показники		
					прох. на доло-то, м	час мех. бур., год	мех. швидк. м/год
1	2	3	4	5	6	7	8
<b>D 393,7 мм</b>							
393,7 СГВУ R-167	76	0-2436	8508	3762,78	111,95	49,51	2,26
393,7 МВ,СГВ,СЦВ,	54	0-2281	4355	1489,42	80,65	27,58	2,92
393,7 СЗГВУ R-174	7	1432-2050	379	323,78	54,14	46,25	1,17
393,7 СЦВ,СГВ	3	615-2030	163	128,08	54,33	42,69	1,27
<b>D 295,3 мм</b>							
295,3 МСГАУ R-116	73	242-4500	9081	5050,45	124,40	69,18	1,80
295,3 СГВ,МСГВ	87	285-4227	7015	3223,59	80,63	37,05	2,18
295,3 СГНУ R-58	53	1114-4335	3350	3117,6	63,21	58,82	1,07
295,3 МСГВ, СГНУ	30	1050-4472	2240	1162,27	74,67	38,74	1,93
295,3 МСЗГНУ R-37	20	592-4315	1835	1242	91,75	62,10	1,48
295,3 МГВУ,СГВ	18	649-4377	963	798,56	53,50	44,36	1,21
295,3 СГВ R-166	48	800-4500	3679	1660,7	76,65	55,43	1,38
295,3 СГВ,МСГВ	35	811-3612	2816	1502,56	80,46	42,93	1,87
295,3 СЗГВ R-175	36	1695-3733	2112	1533,73	58,67	42,60	1,38
295,3 СГВ,СГНУ	23	1877-3733	1945	1225,02	84,57	53,26	1,59
295,3 СЗГНУ R-23	8	2311-3187	607	680,1	75,88	85,01	0,89
295,3 СГНУ,СГВ	5	2314-3162	316	206,5	63,20	41,30	1,53
295,3 МГНУ R-85	39	250-4214	4755	2371,6	121,92	60,81	2,00
295,3 МГВ,СГВ,МСГВ	39	233-4295	3702	1377,87	94,92	35,33	2,69
<b>D 215,9 мм</b>							
215,9 МСГАУ R-56	82	1229-5156	4296	4715,75	52,39	57,51	0,91
215,9 СГН,СЗГАУ	54	1615-4322	2096	1894,37	38,81	35,08	1,11
215,9 СГН R-163	113	1257-4979	3396	4148,6	30,05	36,71	0,82
215,9 СЗГАУ,СГВ	88	1871-4618	2066	2767,97	23,00	31,45	0,75
215,9 СГВУ R-190	16	1150-4050	559	902,73	34,94	56,42	0,62

1	2	3	4	5	6	7	8
215,9 СЗГАУ R-229	3	2631-4757	183	302,92	61,00	100,97	0,60
215,9 СГН,СЗГВ	7	2627-3963	138	186,81	19,70	26,69	0,74
215,9 МГАУ R-54	22	1156-4532	2151	1075,9	97,77	48,90	2,00
215,9 СГВ,СГВУ	32	1235-3961	2037	1053,2	63,66	32,91	1,93

Таблиця 1.3

Порівняльні показники роботи доліт фірми ВАТ "Волгобурмаш"  
і вітчизняних в 2003 р.

Типорозмір доліт	К-сть доліт, шт	Інтервал буріння, м	Загальна проходка, м	Час мех. бурін., год	Середні показники		
					прох.на долото, м	час мех. бур., год	мех. швидк. м/год
1	2	3	4	5	6	7	8
<b>D 393,7 мм</b>							
393,7 СГВУ R-167	10	1189-1975	664	537,42	66,40	53,74	1,24
393,7 МВ,СГВ,СЦВ	7	1212-2020	327	250,93	46,71	35,85	1,30
393,7 МГВУ R-174	23	0-1932	3241	888,90	140,91	38,65	3,65
393,7 М-,СЦВ,ТЦГВ	30	0-1930	2946	1126,27	98,20	37,54	2,62
<b>D 295,3 мм</b>							
295,3 МСГАУ R-116	81	910-4826	4793	5909,03	59,17	72,95	0,81
295,3 СГВ,МСГВ	47	1130-3337	2134	1696,90	45,40	36,10	1,26
295,3 СГНУ R-58	32	1948-3970	1531	2025,33	47,84	63,29	0,76
295,3 МСГВ,СГНУ	10	2064-2990	407	325,61	40,70	32,56	1,25
295,3 МСЗГНУ R-37	27	785-4553	2215	1805,48	82,04	66,87	1,23
295,3 МГВУ,СГВ	15	885-2860	989	644,35	65,93	42,96	1,53
295,3 СГВ R-166	56	623-4780	3733	2902,05	66,66	51,82	1,29
295,3 СГВ,МСГВ	28	685-3000	1951	984,69	69,68	35,17	1,98
295,3 СЗГВ R-175	3	2698-2793	22	187,00	7,33	62,33	0,12
295,3 СГВ,СГНУ	1	2804-2820	16	77,17	16,00	77,17	0,21
295,3 СЗГНУ R-23	6	1695-3623	190	316,17	31,67	52,70	0,60
295,3 СГНУ,СГВ	1	2488-2600	112	40,67	112,00	40,67	2,75
295,3 МГНУ R-85	27	582-3895	2109	1236,83	78,11	45,81	1,71
295,3 МГВ,СГВ,МСГВ	13	7891-3485	1278	567,08	98,31	43,62	2,25
295,3 МГВ R-187	16	220-2211	3124	930,90	195,25	58,18	3,36
295,3 СГВ,СГНУ	13	310-1748	1546	517,76	118,92	39,83	2,99
<b>D 215,9 мм</b>							
215,9 МСГАУ R-56	107	2100-5037	6645	8566,39	62,10	80,06	0,78
215,9 СГН,СЗГАУ	61	2100-3711	1868	2249,74	30,62	36,88	0,83

1	2	3	4	5	6	7	8
215,9 СГН R-163	24	1870-4780	1753	915,22	73,04	38,13	1,92
215,9 СЗГАУ, СГВ	21	2147-2850	809	798,24	23,00	38,01	1,01
215,9 СЗГАУ R-53	34	2232-3760	1185	2273,27	34,85	66,86	0,52
215,9 СГН, СЗГВ	20	2885-3733	500	899,16	19,70	44,96	0,56
215,9 ТЗГАУ R-40	7	2440-3250	276	491,99	39,43	70,28	0,56
215,9 СГН, СЗГАУ	2	3150-3189	39	35,00	19,50	17,50	1,11

Аналіз цих результатів має подвійну мету: по-перше, виявити перспективу використання доліт ДДЗ в умовах регіону України, по-друге, встановити причини незадовільних результатів використання тих чи інших доліт.

Основними показниками, які характеризують роботоздатність доліт, є проходка на долото, час механічного буріння та механічна швидкість буріння. Якщо по третьому пункту оцінки якості (механічній швидкості буріння) долота вітчизняного виробництва не тільки на рівні, а й в більшості випадків перевищують показники доліт російського виробництва, то по перших двох пунктах (проходка і час механічного буріння) спостерігається значне зниження показників в долотах ДДЗ. Причому такі результати мають всі три, найбільш вживані в умовах ДК "Укргазвидобування", розмірні ряди – 393,7; 295,3 і 215,9 мм. Слід відзначити, що в 2003 р. в порівнянні з 2002 р., основні показники роботи вітчизняних доліт дещо покращали, але при цьому покращали вони і в російських долотах, і різниця в показниках по проходці і часі механічного буріння не тільки не зменшилась, а змінилась на користь доліт російського виробництва.

Причиною відставання в показниках продуктивного буріння доліт вітчизняного виробництва є низька якість матеріалів твердосплавного озброєння та фрезерованих зубків. Крім того, гіршими за якістю виявилися підшипники кочення і ковзання та опорні підшипники. Якщо до цього додати і те, що ціни на долота обох виробників приблизно однакові, то все вище викладене є причиною того, що обсяги використання доліт вітчизняного виробництва в 2004 р. і в подальшому різко зменшились і статистика їх відпрацювання за цей період не проводилась.

За період, що вивчається, в ДК "Укргазвидобування", крім шарошкових доліт вітчизняного та російського виробництва, широко використовувалися шарошкові

долота відомих закордонних фірм “Reed Tool”, “Hughes”, “Smith Tool”, “KING-DREAM”. З метою встановлення закономірності ефективності використання доліт цих фірм був проведений порівняльний аналіз їх роботи. Порівнюючи три основних показника (табл. 1.4, 1.5, 1.6), було встановлено, що долота закордонних фірм значно, в 2 – 8 разів, перевищують показники як за проходкою і стійкістю, так і за механічною швидкістю буріння. Причому така значна різниця в показниках буріння спостерігається для всіх типорозмірів доліт протягом всього періоду, що вивчається. Спроби використовувати алмазні долота вітчизняного виробництва, що оснащуються пластинами АТП з термостійкістю 650 °С, замість шарошкових доліт закордонного виробництва позитивного ефекту не дали. Пластини АТП швидко зношувались, і ціна 1м проходки була не на користь вітчизняних алмазних доліт. Тому розробка нових алмазних бурових доліт, оснащених термостійкими пластинами АТП, здатних працювати в абразивних, твердих породах та заміна ефективного, але дорогого бурового інструменту закордонного виробництва, має велике значення для економіки України.

Спосіб відбору керна алмазними бурильними головками завжди користувався підтримкою геологічних служб бурових підприємств. Причиною цього було те, що при такому способі значно зменшувалась грудкуватість керна, збільшувався відсоток його винесення на земну поверхню, а також в процесі буріння обробка поверхні керна матеріалу алмазною бурильною головкою досягала високої якості. Все це разом взяте дозволяло геологічним службам більшу частину досліджень керна проводити без його додаткової обробки.

Таблиця 1.4

Порівняльні результати роботи доліт виробництва закордонних фірм, російського та вітчизняного виробництва за 2003 р.

Виробник	Типорозмір доліт	Кількість відправ. доліт	Загальна проходка, м	Час механ. бур., м	Час СПО, год	Загальний час бур., год	Середня прох. на долото, м	Середня кількість стійкості, год	Середня мех. швидк., м/год	Сер. рейс. швидк., м/год	Сер. комерц. швидк., м/ст. міс.
<b>1</b>	<b>2</b>	<b>3</b>	<b>4</b>	<b>5</b>	<b>6</b>	<b>7</b>	<b>8</b>	<b>9</b>	<b>10</b>	<b>11</b>	<b>12</b>
Reed Tool	15 1/2 MS 13GC	10	3616	1105,2	110,25	1512	361,6	111	3,27	2,98	1721,9
рос. і вітч.		32	3425	1627,2	242,37	2304	107,0	51	2,10	1,83	1070,3
"Hughes"	11 5/8 MX-C3	29	4662	5489,4	449,60	7064	160,8	189	0,85	0,78	475,2
рос. і вітч.		126	2711	5684,9	1275,80	8304	21,5	45	0,48	0,39	235,1
"Hughes"	11 5/8 MX-C1	22	14116	4975,9	343,20	6912	641,6	226	2,84	2,65	1470,4
рос. і вітч.		132	12321	6100,7	140,00	9456	93,3	46	2,02	1,64	938,1
Smith Tool	11 5/8 MF-15	1	70	179,75	37,2	288	70,0	180	0,39	0,32	175,0
рос. і вітч.		13	216	857,96	144,4	1248	16,6	66	0,25	0,22	124,6
Smith Tool	11 5/8 F-3	2	59	343,84	44,25	456	29,5	172	0,17	0,15	93,2
рос. і вітч.		5	33	293,59	59,7	408	6,6	59	0,11	0,09	58,2
Smith Tool	11 5/8 FDGH	4	183	589,75	52,25	672	45,8	147	0,31	0,29	196,1
рос. і вітч.		2	46	182,5	28,5	288	23,0	91	0,25	0,22	115,0
Reed Tool	8 1/2 EHP-43A	5	396	851,23	59,33	1056	79,2	170	0,47	0,43	270,0
АТ "ВБМ"		7	158	529,32	86,37	720	22,6	76	0,30	0,26	158,0
Reed Tool	8 1/2 EHP-44H	13	530	1281,4	167,42	1704	40,8	99	0,41	0,37	223,9
АТ "ВБМ"		3	69	211,5	36,0	312	23,0	71	0,33	0,28	159,2
Smith Tool	8 1/2 F47H	2	238	394,92	47,5	504	119,0	197	0,60	0,54	340,0
АТ "ВБМ"		7	216	406,073	83,4	552	30,9	58	0,53	0,44	281,7
Reed Tool	8 1/2 HP-51A	10	642	923,26	212,62	1372	64,2	92	0,70	0,57	336,9
АТ "ВБМ"		12	406	668,01	159,28	1032	33,8	56	0,61	0,49	283,3
Reed Tool	8 1/2 HP-53A	38	3263	5017,6	567,82	6728	85,9	132	0,65	0,58	349,2
АТ "ВБМ"		71	2082	4251,8	855,68	6552	29,3	60	0,49	0,41	228,8
Reed Tool	6 1/2 SL 12 TKPR	4	486	831,33	149,6	1080	121,5	208	0,58	0,50	324,0
АТ "ВБМ"		26	586	1561,1	376,99	2664	22,5	60	0,38	0,30	158,4



Таблиця 1.5

Порівняльні результати роботи доліт виробництва закордонних фірм,  
російського та вітчизняного виробництва за 2004 р.

Виробник	Типорозмір доліт	Кіль- кість відправ. доліт	Загальна проходка, м	Час механ. бур., м	Час СПО, год	Загаль- ний час бур., год	Середня прох. на долото, м	Сере- дня стій- кість, год	Сере- дня мех. швид., м/год	Сер. рейс. швидк., м/год	Сер. ко- мерц. швидк., м/ст. міс.
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Reed Tool	15 1/2 MS 13GC	3	1193	362,48	37,80	480	397,7	121	3,29	2,98	1789,5
рос. і вітч.		11	1275	506,24	33,05	792	115,9	46	2,52	2,36	1159,1
"Hughes"	11 5/8 MX-C3	39	12464	5918,70	697,15	8184	319,6	152	2,11	1,88	1096,5
рос. і вітч.		136	10560	6620,90	1426,10	9672	77,6	49	1,59	1,31	786,1
"Hughes"	11 5/8 MX-C1	8	8236	1241,20	97,90	1728	1029,5	155	6,64	6,15	3431,7
рос. і вітч.		49	8905	2060,70	453,01	2928	181,7	42	4,32	3,54	2189,8
Smith Tool	11 5/8 F-3	2	345	418,00	60,75	576	172,5	209	0,83	0,72	431,3
рос. і вітч.		7	160	281,73	90,50	576	22,9	40	0,57	0,43	200,0
Smith Tool	11 5/8 MF-15	0	89	101,57	13,50	144	124,0	189	0,88	0,77	445,0
рос. і вітч.		4	59	340,65	37,50	600	14,8	85	0,17	0,16	70,8
Smith Tool	8 1/2 05 MFG	8	1557	1137,80	152,82	1536	194,6	142	1,37	1,21	729,8
АТ "ББМ"		10	647	578,65	86,19	816	64,7	58	1,12	0,97	570,9
Smith Tool	8 1/2 F 47 H	3	408	598,09	121,17	888	136,0	199	0,68	0,57	330,8
АТ "ББМ"		6	211	351,48	102,42	552	35,2	59	0,60	0,46	275,2
Reed Tool	8 1/2 EHP-44H	25	1513	3640,20	494,99	4896	60,5	146	0,42	0,37	222,5
рос. і вітч.		8	312	569,92	126,65	792	39,0	71	0,55	0,45	283,6
Reed Tool	8 1/2 HP-51A	23	4365	2970,90	390,14	3984	189,8	129	1,47	1,30	788,9
АТ "ББМ"		23	815	1109,70	306,88	1896	35,4	48	0,73	0,58	309,5
Reed Tool	8 1/2 EHP-53A	37	2440	3423,70	754,72	5184	65,9	93	0,71	0,58	338,9
АТ "ББМ"		55	2195	3870,30	777,45	5496	39,9	70	0,57	0,47	287,6
Reed Tool	8 1/2 HP-63	2	97	232,50	41,50	360	48,5	116	0,42	0,35	194,0
АТ "ББМ"		5	145	366,84	63,07	504	29,0	73	0,40	0,34	207,1
Reed Tool	6 1/2 SL 61 KRP	25	2377	4161,98	771,65	6024	95,1	166	0,57	0,48	284,1
АТ "ББМ"		47	1433	3620,90	701,46	4920	30,5	77	0,40	0,33	209,7

Таблиця 1.6

Порівняльні результати роботи доліт виробництва закордонних фірм,  
російського та вітчизняного виробництва за 2005 р.

Виробник	Типорозмір до- літ	Кіль- кість відправ. доліт	Загаль- на про- ходка, м	Час механ. бур., м	Час СПО, год	Загаль- ний час бур., год	Середня прох. на долото, м	Сере- дня стій- кість, год	Сере- дня мех. швид., м/год	Сер. рейс. швидк., м/год	Сер. ко- мерц. швидк., м/ст. міс.
<b>1</b>	<b>2</b>	<b>3</b>	<b>4</b>	<b>5</b>	<b>6</b>	<b>7</b>	<b>8</b>	<b>9</b>	<b>10</b>	<b>11</b>	<b>12</b>
<b>Reed Tool</b>	<b>15 1/2 MS 13GC</b>	<b>14</b>	<b>5200</b>	<b>2029,4</b>	<b>180,87</b>	<b>2784</b>	<b>371,4</b>	<b>145</b>	<b>2,56</b>	<b>2,35</b>	<b>1344,8</b>
АТ "ВБМ"		42	4161	1631,0	180,87	2400	99,0	39	2,55	2,30	1248,3
<b>"Hughes"</b>	<b>15 1/2 MX-1 HC</b>	<b>12</b>	<b>7405</b>	<b>2073,8</b>	<b>154,92</b>	<b>2764</b>	<b>617,1</b>	<b>173</b>	<b>3,57</b>	<b>3,32</b>	<b>1928,9</b>
АТ "ВБМ"		75	7571	3134,2	581,45	4320	100,9	42	2,42	2,04	1261,8
<b>"Hughes"</b>	<b>11 5/8 MX-C3</b>	<b>11</b>	<b>3946</b>	<b>2250,7</b>	<b>167,95</b>	<b>2904</b>	<b>358,7</b>	<b>205</b>	<b>1,75</b>	<b>1,63</b>	<b>978,3</b>
АТ "ВБМ"		53	3993	2473,8	585,63	3840	75,3	47	1,61	1,31	748,7
<b>"Hughes"</b>	<b>11 5/8 MX-C1</b>	<b>1</b>	<b>830</b>	<b>257,7</b>	<b>28,25</b>	<b>432</b>	<b>830,0</b>	<b>258</b>	<b>3,22</b>	<b>2,90</b>	<b>1383,3</b>
АТ "ВБМ"		5	478	300,2	53,89	432	95,6	60	1,59	1,35	796,7
<b>Smith Tool</b>	<b>11 5/8 F-20</b>	<b>1</b>	<b>85</b>	<b>215,2</b>	<b>36,50</b>	<b>264</b>	<b>85,0</b>	<b>215</b>	<b>0,39</b>	<b>0,34</b>	<b>231,8</b>
АТ "ВБМ"		2	77	147,2	32,67	264	38,5	74	0,52	0,43	210,0
<b>"Hughes"</b>	<b>11 5/8 MX-09</b>	<b>4</b>	<b>881</b>	<b>761,8</b>	<b>49,30</b>	<b>912</b>	<b>220,3</b>	<b>190</b>	<b>1,16</b>	<b>1,09</b>	<b>695,5</b>
АТ "ВБМ"		6	463	361,1	70,87	528	77,2	60	1,28	1,07	631,4
<b>Smith Tool</b>	<b>11 5/8 FDGH</b>	<b>5</b>	<b>1100</b>	<b>873,6</b>	<b>149,41</b>	<b>1200</b>	<b>220,0</b>	<b>175</b>	<b>1,26</b>	<b>1,08</b>	<b>660,0</b>
АТ "ВБМ"		17	1016	962,3	249,65	1464	59,8	57	1,06	0,84	499,7
<b>Reed Tool</b>	<b>8 1/2 EHP-61A</b>	<b>2</b>	<b>271</b>	<b>389,8</b>	<b>62,92</b>	<b>552</b>	<b>135,5</b>	<b>195</b>	<b>0,70</b>	<b>0,60</b>	<b>353,5</b>
АТ "ВБМ"		2	130	109,2	51,75	216	65,0	55	1,19	0,81	433,3
<b>Smith Tool</b>	<b>8 1/2 F 47 H</b>	<b>1</b>	<b>60</b>	<b>94,5</b>	<b>25,05</b>	<b>144</b>	<b>165,0</b>	<b>167</b>	<b>0,63</b>	<b>0,50</b>	<b>300,0</b>
АТ "ВБМ"		2	43	87,1	20,50	96	21,5	44	0,49	0,40	322,5
<b>KINCOREAM</b>	<b>8 1/2 HA 437</b>	<b>2</b>	<b>169</b>	<b>269,3</b>	<b>38,84</b>	<b>360</b>	<b>84,5</b>	<b>135</b>	<b>0,63</b>	<b>0,55</b>	<b>338,0</b>
АТ "ВБМ"		3	85	243,7	41,90	28,3	28,3	81	0,35	0,30	216,5
<b>KINCOREAM</b>	<b>8 1/2 HA 547G</b>	<b>5</b>	<b>549</b>	<b>671,3</b>	<b>77,17</b>	<b>864</b>	<b>109,8</b>	<b>134</b>	<b>0,82</b>	<b>0,73</b>	<b>457,5</b>
АТ "ВБМ"		6	449	524,6	84,34	768	74,8	87	0,86	0,74	420,9
<b>KINCOREAM</b>	<b>6 1/2 HA 137 G</b>	<b>4</b>	<b>479</b>	<b>448,1</b>	<b>162,32</b>	<b>816</b>	<b>119,7</b>	<b>112</b>	<b>1,07</b>	<b>0,78</b>	<b>422,6</b>
АТ "ВБМ"		10	406	1162,5	193,65	1560	40,6	116	0,35	0,30	187,4

З іншого боку, показники механічної швидкості буріння алмазними бурильними головками, особливо в м'яких та середньої твердості породах, були низькими (табл. 1.7, 1.8, 1.9) і не задовольняли буровиків та служби, які відповідали за збільшення обсягів буріння. В зв'язку з цим основний обсяг буріння з відбором керна проводився шарошковими бурильними головками. Створення алмазних бурильних головок ріжучої дії (бур головок, оснащених пластинами АТП) та підвищеної роботоздатності, здатними працювати в твердих абразивних породах продуктивних горизонтів (де, в основному, проводиться буріння з відбором керна), дасть можливість покращити показники буріння з відбором керна, що буде показано в розділі 5, і, як наслідок, збільшити обсяги використання алмазних бурильних головок.

Таким чином, підсумовуючи результати статистичної обробки використання бурового породоруйнівного інструменту в ДК "Укргазвидобування" за 2002 – 2005 рр. можна зробити такі висновки. Шарошковий інструмент вітчизняного виробництва показує незадовільні результати використання, в зв'язку з чим з кожним роком зменшується кількість його закупівлі. Шарошкові долота російського виробництва кращі, ніж долота вітчизняного виробництва, але значно поступаються закордонним, бо ці долота мають найкращі показники по проходці і, що дуже важливо, комерційна швидкість буріння в них найбільша, але, з врахуванням ціни доліт, вартість 1м буріння в більшості випадків перевищує показники доліт російського виробництва.

Алмазні бурові долота закордонного виробництва через високу вартість використовуються лише в окремих випадках, а вітчизняного – мають обмежений ресурс використання через низькі показники буріння. Тому для підвищення ефективності буріння і з метою використання дешевих бурових інструментів вітчизняного виробництва слід створити алмазні бурові інструменти ріжучої дії з роботоздатністю, яка забезпечить його ефективне використання.

Таблиця 1.7

## Порівняльні показники роботи бурголовок в ДК "Укргазвидобування" за 2003 р.

Підприємство	Мета буріння	Спосіб буріння	Шифр бур головки, тип снаряда	Інтервал, м		Су-мар. прох., м	К-сть рейсів	Розхід бур. гол., шт.	Сум. час мех. бур., год	Прохід на 1 бур. гол.	Мех. швид., м/год	Винос керна	
				від	до							М	%
<b>1</b>	<b>2</b>	<b>3</b>	<b>4</b>	<b>5</b>	<b>6</b>	<b>7</b>	<b>8</b>	<b>9</b>	<b>10</b>	<b>11</b>	<b>12</b>	<b>13</b>	<b>14</b>
<b>Хрестищенське ВБР</b>	розв.	ротор	К 212,7/80 С3, СКАН	1715	4995	423,1	66	62	1176,4	6,8	0,36	296	69,96
	розв.	ротор	К 212,7/80 ТК3, СКАН	2218,6	4978	478	81	73	1619,2	6,5	0,30	281,6	58,91
	розв.	ротор	К 187,3/80 ТК3, СКАН	5035	5306	21	5	5	112	4,2	0,19	16,3	77,62
	розв.	ротор	К 158,7/67 ТК3, СКАН	3330	4597	175	30	13	457,74	13,5	0,38	129,1	73,77
<b>Шебелинське ВБР</b>	розв.	ротор	<b>ІНМ 214,3/80 С4 СКАН</b>	<b>4428</b>	<b>4429</b>	<b>1</b>	<b>1</b>		<b>24,83</b>	<b>1,0</b>	<b>0,04</b>	<b>0,1</b>	<b>10</b>
	розв.	ротор	К 212,7/80 С3, СКАН	520	5500	772	86	68	1019,82	11,3	0,76	321,3	41,62
	розв.	ротор	К 212,7/80 ТК3, СКАН	945	5252	536	68	61	1212,66	8,8	0,44	198,5	37,03
	розв.	ротор	К 187,3/80 С3, СКАН	2194	3000	59	7	7	79,33	8,4	0,74	10,7	18,14
	розв.	ротор	К 187,3/80 ТК3, СКАН	1835	2959	173	20	19	350,67	9,1	0,49	59,6	34,45
	розв.	ротор	К 158,7/67 ТК3, СКАН	2330	2478	42	6	6	81,17	7,0	0,52	22,4	53,33
	експл.	ротор	К 212,7/80 ТК3, СКАН	3760	4595	56	6	6	98	9,3	0,57	24,7	44,11
	експл.	ротор	К 212,7/80 С3, СКАН	5441	5442	1	2	2	83,42	0,5	0,01	0,3	30
<b>Полтавське ВБР</b>	розв.	ротор	К 212,7/80 С3, СКАН	2720	4441	343	45	45	713,65	7,6	0,48	162,98	47,52
	розв.	ротор	К 212,7/80 ТК3, СКАН	3030	4693	246	38	38	463,75	6,5	0,53	100,62	40,9
	розв.	ротор	<b>ІНМ 214,3/80 С3</b>	<b>3648</b>	<b>3653</b>	<b>5</b>	<b>1</b>		<b>44</b>	<b>5,0</b>	<b>0,11</b>	<b>1,6</b>	<b>32</b>
	розв.	ротор	<b>ІНМ 214,3/80 С</b>	<b>3653</b>	<b>4587</b>	<b>4</b>	<b>2</b>		<b>59,7</b>	<b>4,0</b>	<b>0,07</b>	<b>1,35</b>	<b>33,75</b>
	розв.	ротор	К 158,7/67 ТК3, СКАН	3315	3325	10	1	1	4	10,0	2,50	0,5	5
	розв.	ротор	<b>ІНМ 158,7/67 С</b>	<b>4620</b>	<b>4705</b>	<b>43</b>	<b>4</b>	<b>2</b>	<b>122,5</b>	<b>21,5</b>	<b>0,35</b>	<b>19</b>	<b>44,19</b>
	розв.	ротор	К 158,7/67 ТК3, СКАН	280	4597	258	41	22	573,49	11,7	0,45	170	65,89
	розв.	ротор	К 187,3/80 ТК3, СКАН	850	5258	780	85	65	1227,59	12,0	0,64	431,9	55,37
	розв.	ротор	К 187,3/80 С3, СКАН	1200	3950	117	16	15	160,08	7,8	0,73	46,7	39,91
	розв.	ротор	К 212,7/80 С3, СКАН	320	5228	2078,1	270	222	3595,2	9,4	0,58	1148,28	55,26
<b>Укрбургаз</b>	розв.	ротор	К 212,7/80 ТК3, СКАН	500	5439	1390	205	189	3488,78	7,4	0,40	665,72	47,89
	розв.	ротор	<b>ІНМ 214,3/80 С4 СКАН</b>	<b>4428</b>	<b>4429</b>	<b>1</b>	<b>1</b>		<b>24,83</b>	<b>1,0</b>	<b>0,04</b>	<b>0,1</b>	<b>10</b>
	розв.	ротор	<b>ІНМ 214,3/80 С3</b>	<b>3648</b>	<b>3653</b>	<b>5</b>	<b>1</b>		<b>44</b>	<b>5,0</b>	<b>0,11</b>	<b>1,6</b>	<b>32</b>
	розв.	ротор	<b>ІНМ 214,3/80 С</b>	<b>3653</b>	<b>4587</b>	<b>4</b>	<b>2</b>		<b>59,7</b>	<b>4,0</b>	<b>0,07</b>	<b>1,35</b>	<b>33,75</b>
	розв.	ротор	ІНМ 158,7/67 С	4620	4705	43	4	2	122,5	21,5	0,35	19	44,19
	розв.	ротор	К 187,3/80 ТК3, СКАН	850	5258	780	85	65	1227,59	12,0	0,64	431,9	55,37

Таблиця 1.8

## Порівняльні показники роботи бурголовок в ДК "Укргазвидобування" за 2004 р.

Підприємство	Мета буріння	Спосіб буріння	Шифр бурголовки тип снаряда	Інтервал, м		Сумар. прох., м	К-сть рейсів	Розхід бур. гол., шт.	Сум. час мех. бур., год	Проходка на 1 бур-гол.	Мех. шви д., м/ГО Д	Винос керну	
				Від	до							м	%
<b>1</b>	<b>2</b>	<b>3</b>	<b>4</b>	<b>5</b>	<b>6</b>	<b>7</b>	<b>8</b>	<b>9</b>	<b>10</b>	<b>11</b>	<b>12</b>	<b>13</b>	<b>14</b>
<b>Хрестищенське ВБР</b>	<b>експл.</b>	<b>ротор</b>	<b>ІНМ 214,3/80 МС,</b>	<b>2305</b>	<b>2318</b>	<b>13</b>	<b>2</b>	<b>1</b>	<b>37</b>	<b>13,0</b>	<b>0,35</b>	<b>12</b>	<b>92,3</b>
	розв.	ротор	К 212,7/80 С3, СКАН	2291	2305	14	1	1	35	14,0	0,40	3,9	27,9
	розв.	ротор	К 212,7/80 С3, СКАН	2291	5529	227	37	35	644	6,5	0,35	145,2	63,96
	розв.	ротор	К 212,7/80 ТК3, СКАН	2710	5948	499	75	72	1247,5	6,9	0,40	280,05	56,12
	розв.	ротор	К 187,3/80 ТК3, СКАН	2830	5450	142	18	18	323	7,9	0,44	86,45	60,88
	розв.	ротор	К 158,7/67 ТК3, СКАН	3380	5580	412	85	50	890,5	8,2	0,46	302,9	73,52
	розв.	ротор	К 139,7/52 ТК3, Надра	5470	5500	19	3	3	30	6,3	0,63	12,5	65,79
	розв.	ротор	ІНМ 163,5/67 С	4875	5644	66	14	2	289	33	0,23	43,4	65,76
	розв.	ротор	ІНМ 214,3/80 МС	3255	5568	155	18	4	739	38,8	0,21	144,6	93,29
	розв.	ротор	ІНМ 214,3/80 С, Надра	4899	4907	8	1	1	195,25	8,0	0,04	1,5	18,75
<b>Шебелінське ВБР</b>	<b>експл.</b>	<b>ротор</b>	<b>ІНМ 214,3/80 С, Надра</b>	<b>1208</b>	<b>4907</b>	<b>78</b>	<b>14</b>	<b>8</b>	<b>598,74</b>	<b>9,8</b>	<b>0,13</b>	<b>37,7</b>	<b>48,33</b>
	розв.	ротор	К 212,7/80 С3, Надра	630	4566	498	67	60	920	8,3	0,54	209,75	42,12
	розв.	ротор	К 212,7/80 С3, СКАН	2420	2440	20	2	1	19,17	20,0	1,04	14,5	72,5
	розв.	ротор	К 212,7/80 ТК3, Надра	475	5885	1083	139	129	2482,5	8,4	0,44	439,65	40,6
	розв.	ротор	К 212,7/80 ТК3, СКАН	3422	3942	55	8	8	142,25	6,9	0,39	18,5	33,64
	розв.	ротор	К 187,3/80 С3, Надра	945	4999	185	21	17	276,42	10,9	0,67	103,5	55,95
	розв.	ротор	К 187,3/80 ТК3, Надра	800	4930	611	79	67	1196,66	4,6	0,51	230,1	37,66
	розв.	ротор	К 212,7/80 С3, СКАН	4165	4746	95	18	18	250,77	5,3	0,38	55,06	57,96
	розв.	ротор	К 212,7/80 ТК3, СКАН	2390	4760	221	40	40	523,32	5,5	0,42	123,41	55,84
	розв.	ротор	К 158,7/67 ТК3, СКАН	46,45	5300	152	19	19	222,75	8,0	0,68	75,1	49,41
<b>Полтавське ВБР</b>	розв.	ротор	К 139,7/52 ТК3, Надра	4835	4873	12	4	4	38,25	3,0	0,31	11,7	97,5
	<b>розв.</b>	<b>ротор</b>	<b>ІНМ 214,3/80 С3</b>	<b>2575</b>	<b>4827</b>	<b>244</b>	<b>28</b>	<b>8</b>	<b>1097,18</b>	<b>30,5</b>	<b>0,22</b>	<b>140,9</b>	<b>57,75</b>
	розв.	ротор	К 212,7/80 ТК3, СКАН	290	4020	279	40	29	464,67	9,6	0,60	170	60,93
	розв.	ротор	К 212,7/80 С3, СКАН	500	3813	512	65	38	586,58	13,5	0,87	292	57,03
	розв.	ротор	ІНМ 214,3/80 Т	1550	2103	21	5	3	47,08	7,0	0,45	10	47,62
	розв.	ротор	ІНМ 214,3/80 С	2760	3674	43	6	3	105,92	14,3	0,41	25	58,14

Порівняльні показники роботи бурголовок в ДК "Укргазвидобування" за 2005 р.

Підприємство	Мета буріння	Спосіб буріння	Шифр бурголовки тип снаряда	Інтервал, м		Сумар. прох., м	К-сть рейсів	Розхід бур. гол., шт.	Сум. час мех. бур., год	Продукція на 1 бургол.	Мех. швид., м/год	Винос керна	
				від	до							м	%
<b>1</b> <b>Хрестищенське ВБР</b>	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
	експл.	ротор	К 212,7/80 С3, СКАН	3636	3663	16	2	2	20,5	8,0	0,78	8,6	53,75
	експл.	ротор	К 212,7/80 ТКЗ, СКАН	2720	4821	141	21	19	481,66	7,5	0,29	100,8	71,489
	експл.	ротор	ІНМ 138,1/52 С, Надра	4805	4821	16	2	0	49,5	8	0,32	7	43,75
	розв.	ротор	К 212,7/80 ТКЗ, СКАН	2296	4295	406	62	59	1076,2	6,6	0,38	271	66,749
	розв.	ротор	К 158,7/67 ТКЗ, СКАН	3427	3850	146	27	12	431,25	12,1	0,34	105,7	72,397
	розв.	ротор	К 139,7/52 ТКЗ, Надра	3440	4357	139	19	12	279,83	11,6	0,50	82,8	59,568
	розв.	ротор	ІНМ 138,1/52 С, Надра	3678	3846	69	9	2	276,5	34,5	0,25	55	79,71
	розв.	ротор	ІНМ 163,5/67 С, СКАН	3562	5444	93	15	2	324,08	46,5	0,29	57,8	62,151
	розв.	ротор	ІНМ 214,3/80 С, СКАН	2784	5600	219	32	4	857,2	54,8	0,26	176,4	80,548
<b>Шебелинське ВБР</b>	розв.	ротор	К 212,7/80 С3, СКАН	550	4712	558	79	62	922,67	9,0	0,60	312,1	55,932
	розв.	ротор	К 187,3/80 ТКЗ, СКАН	763	3916	179	27	26	401,76	6,9	0,45	114,3	63,855
	розв.	ротор	К 158,7/67 ТКЗ, СКАН	4121	4194	15	4	4	52,41	3,8	0,29	6,2	41,333
	розв.	ротор	ІНМ 163,5/67 С, СКАН	5733	5790	38	8	2	346,74	19,0	0,11	20,1	52,895
	розв.	ротор	ІНМ 188,9/80 С, СКАН	740	3871	407	54	10	1790,51	40,7	0,23	285,3	70,098
	розв.	ротор	ІНМ 188,9/80 С, СКАН	3784	3790	6	1	0	22,75	6,0	0,26	3	50
	розв.	ротор	ІНМ 214,3/80 С, СКАН	1195	5283	45	8	3	276,75	15,0	0,17	31,1	69,111
	експл.	ротор	К 212,7/80 С3	3636	4598	42	5	5	61,5	8,4	0,68	23,3	55,476
	експл.	ротор	К 212,7/80 ТКЗ, СКАН	2720	4821	141	21	19	481,66	7,4	0,29	100,8	71,489
	експл.	ротор	К 139,7/52 ТКЗ	1898	4845	38	8	7	89,5	5,4	0,42	9,8	25,789
<b>Укрбургаз</b>	експл.	ротор	ІНМ 163,5/67 С, СКАН	3347	3618	104	17	0	226,75	104	0,46	75,9	72,981
	експл.	ротор	ІНМ 138,1/52 С, Надра	4805	4821	16	2	0	49,5	16	0,32	7	43,75
	розв.	ротор	К 139,7/52 ТКЗ	1730	4800	285	48	34	626,82	8,4	0,45	166,3	58,351
	розв.	ротор	К 158,7/67 ТКЗ	3427	5718	250	48	28	653,33	8,9	0,38	165,7	66,28
	розв.	ротор	ІНМ 163,5/67 С	2760	5774	224	38	7	1240,9	32,0	0,18	140,55	62,746
	розв.	ротор	ІНМ 157,1/67 С	4594	4604	10	1	1	23,75	10,0	0,42	9	90
	розв.	ротор	ІНМ 138,1/52 С	3678	3846	96	12	3	411,5	32	0,23	67,1	69,896

## 1.2. Умови експлуатації породоруйнівного інструменту та рекомендації щодо їх удосконалення

В попередньому параграфі було встановлено факти, що долота, розроблені згідно з існуючою концепцією мають низькі техніко-економічні показники. Візуальний огляд відпрацьованих доліт (рис. 1.1) показав, що основна їх кількість виходить з ладу через нерівномірне зношування породоруйнівних елементів з утворенням кільцевих канавок в тій чи іншій частині інструменту. В кращому разі долота зношувались без утворення кільцевих канавок, але з яскраво вираженим нерівномірним зносом (рис. 1.1).

Аналізуючи причини передчасного зношування доліт з утворенням зон у вигляді кільцевих канавок слід згадати, що з метою створення умов самоцентрування

доліт відносно осі свердловини, забезпечення максимально можливого коефіцієнта оснащення доліт і якісного очищення вибою від вибуреного шламу та охолодження вставок, профіль долота виконується складної геометричної форми у вигляді радіусних і плоских поверхонь, які мають по декілька спряжень.

Розрахунки розподілення теплових полів і контактних тисків (рис. 1.2) по поверхні долота в процесі буріння показали, що вони, на противагу існуючій концепції, мають не пропорційну радіусу долота закономірність розповсюдження і надзвичайно залежать від форми профілю долота. До сказаного слід додати, що найбільші термопружні напруження виникають в місцях з найменшим радіусом спряження, до того ж в цих місцях неможливо підвищити зносостійкість за рахунок кількісного насичення вставок, оскільки це не дозволяє площа поверхні долота.

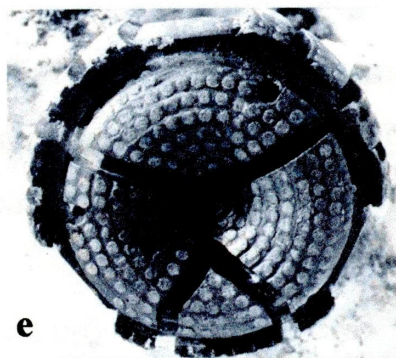
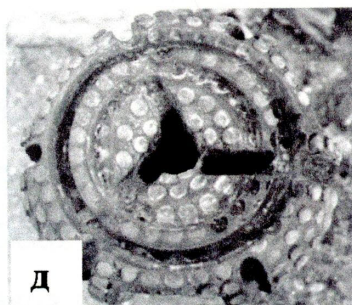
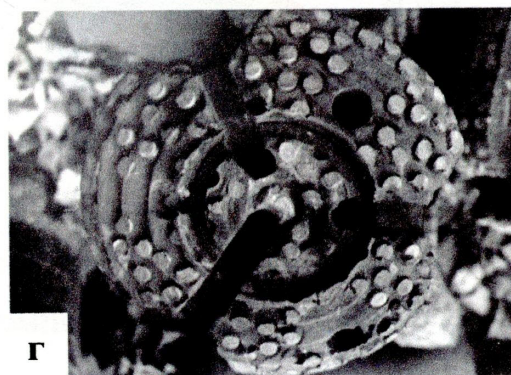
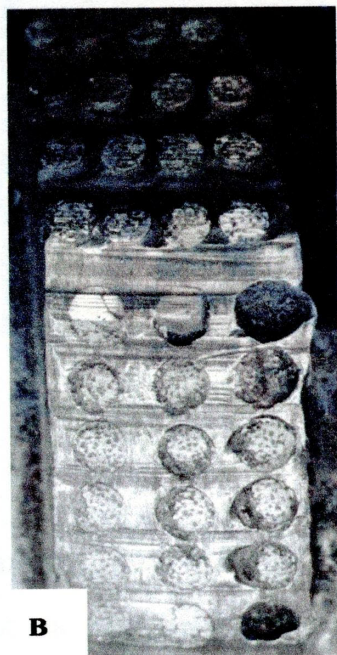


Рис. 1.1. Види зносу бурового інструменту.



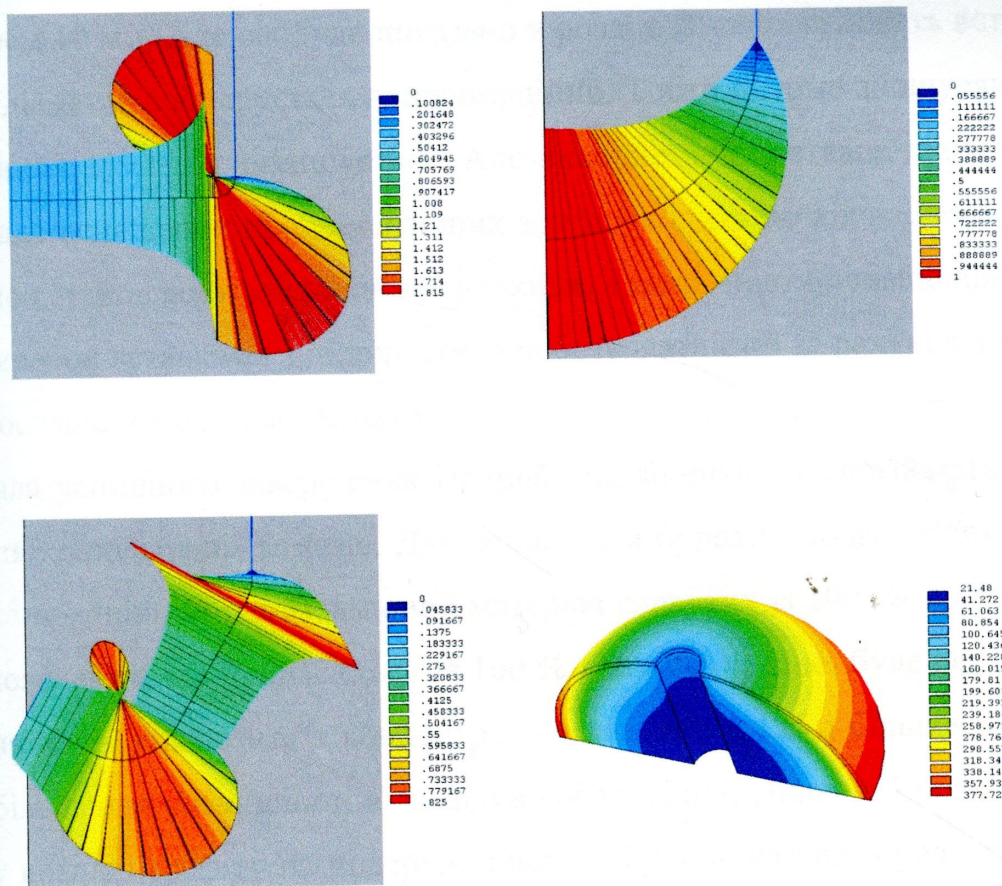


Рис. 1.2. Розподіл контактної тиску та температури по поверхні долота.

Таким чином, невідповідність коефіцієнта оснащення термічним і механічним напруженням на деяких ділянках долота призводить до передчасного зношування долота у вигляді кільцевих канавок. Тому в подальшому для виключення таких випадків при конструюванні доліт слід розробити метод розрахунку термопружних напружень і враховувати їх при визначенні коефіцієнта оснащення даних ділянок.

В Інституті зроблено спроби підвищити зносостійкість проблемних ділянок за двома способами:

- оснащення ділянок породоруйнівними вставками більшого діаметра;
- встановлення на ділянках породоруйнівних вставок з більшою концентрацією алмазів.

Спроба підвищити ефективність використання бурового інструменту за рахунок оснащення ділянок утворення кільцевих канавок вставками більшого діаметра не

мала логічного завершення. Бурові долота ІНМ оснащуються в основному, вставками діаметром 10 мм. Але, як буде показано в розділі 2, зносостійкість вставок зі збільшенням діаметра збільшується непропорційно. Тобто питоме зношування вставок зі збільшенням діаметра зменшується. Але використання вставок діаметром 12; 14 мм і т. п. для оснащення проблематичних зон приводить до кількісного зменшення вставок, що встановлюються на цих поверхнях. Таким чином оснащення ділянок кільцевих виробок вставками з підвищеною роботоздатністю за рахунок зниження коефіцієнта оснащення не мало успіху.

Не мала успішного завершення і спроба підвищити зносостійкість за рахунок підвищення концентрації алмазів. Для оснащення бурових доліт зазвичай використовував композиційний алмазовмісний матеріал славутич із 100 %-ю концентрацією алмазів (пояснення, що приймається за 100 %-у концентрацію, буде подано в розділі 2). Використання композита з концентрацією алмазів в 125 і більше відсотків зводить до збільшення розчинності вуглецю в кобальті при спіканні і подальшому його осіданні у вигляді графіту на поверхні алмазів (буде показано в розділі 4). Це призводить до зменшення взаємозв'язку алмазів з матрицею і прискорення процесу випадання алмазів. Таким чином, збільшення концентрації алмазів в композиті дозволяє дещо збільшити зносостійкість композита, але при врахуванні фактора ціна – якість потрібного ефекту не дає.

Як видно з рис. 1.1, на поверхні зношених алмазовмісних вставок існують лунки, з яких повипадали алмази. Багатьма експериментальними і візуальними дослідженнями було встановлено, що причиною цього було те, що в процесі буріння на одиничний алмаз діють значні, часто знакозмінні навантаження. Якщо до цього додати те, що температура від тертя алмаза об породу (а вона може досягати в зоні контакту 1500 – 1800 °С) розповсюджуючись в зону контакту алмаза та матриці, викликає пластичні деформації кобальту навкруг алмаза. Сукупність зазначених двох факторів і те, що алмаз ніяким чином не взаємодіє з кобальтом, а лише механічно затиснутий ним в матриці, відпрацювавши 30 – 35 % свого ресурсу, випадає з неї. Це істотно впливає на зносостійкість породоруйнівних вставок. Особливо актуально виявляється цей недолік при роботі породоруйнівного інструменту оснащеного пла-

стинами АТП і калібраторів. У першому випадку це пояснюється тим, що долота АТП лопатевого типу мають обмежену площу контакту калібруючої частини лопатей зі стінками свердловини, а отже обмежену можливість в кількісному збільшенні вставок розміщених на калібруючій поверхні. Використання для оснащення робочої частини таких доліт термостійких, а отже і дорогих пластин АТП нівелюється низькими показниками зносостійкості вставок калібруючої частини. Тому актуальною проблемою, яку потрібно вирішити, є підвищення алмазоутримання і, як наслідок, підвищення зносостійкості вставок в цілому.

Калібратор – це буровий інструмент, який за своїм функціональним призначенням постійно контактує зі стінками свердловини. Великі контактні навантаження та лінійні швидкості призводять до швидкого зношування калібраторів за діаметром, а отже – до неможливості виконувати своїх функцій. Покращання алмазоутримання в породоруйнівних елементах, якими оснащуються калібратори, має велике технічне та економічне значення.

Долота, оснащені пластинами АТП, це єдиний тип алмазного інструменту, який успішно конкурує з шарошковими долотами по такому важливому показнику, як механічна швидкість буріння, а по проходці на долото – перевищує показники цих доліт. Але об'єктивна необхідність будівництва глибоких свердловин, тобто розбування твердих абразивних порід, створює умови, коли температура в зоні контакту пластин АТП іноді перевищує значення в 1000 °С. Використання в таких умовах серійних пластин АТП з термостійкістю 650 °С є нераціональним, оскільки проходка на долото з такими пластинами зменшується до рівня показників шарошкових доліт, а ціна алмазних доліт є вищою. Тому важливим завданням за сучасних умов є створення пластин АТП нового покоління, термостійкість яких перевищуватиме 1000 °С.

Поставлені завдання по створенню нових видів алмазовмісних вставок і пластин АТП та алмазних доліт на їх основі можуть бути успішно вирішені за умови досконалого оволодіння знаннями щодо процесу зношування. Для цього проведемо аналіз основних теорій зношування.

### 1.3. Аналіз основних теорій і концепцій зношування композиційних алмазовмісних матеріалів

Розв'язання контактних задач теорії пружності за наявності зношування стикових тіл є однією з фундаментальних і класичних проблем механіки, фізики і прикладної математики. Розвиток цієї проблеми має тривалу історію, він пов'язаний з прізвищами класиків природознавства. Конкретні результати, отримані при дослідженні цієї проблеми, мають істотні значення для різних питань науки і техніки, включаючи нові технологічні процеси розробки НКМ та інструментів на їх основі для буріння, різання, свердління, шліфування і полірування.

Спершу розвивались дослідження щодо вивчення зовнішнього тертя і довго обмежувалися законом, згідно з яким сила тертя  $F$  прямо пропорційна навантаженню

$$F = fN, \quad (1.1)$$

де  $f$  – коефіцієнт пропорційності, або коефіцієнт тертя.

Цей закон був відкритий Леонардо да Вінчі в 1508 р. у припущенні, що коефіцієнт тертя не залежить від навантаження і дорівнює 0,25.

В 1699 р. французький фізик Амонтон [1] підтвердив цей закон і встановив, що коефіцієнт тертя не залежить від розміру поверхні, не змінюється при граничному змащуванні для різних матеріалів і дорівнює 0,3.

В 1778 р. Шарль-Огюст Кулон [2] запропонував двочленну залежність для сили тертя, згідно з якою

$$F = A + BN; \quad f = A/N + B, \quad (1.2)$$

де  $A$  – характеристика зчеплення двох тіл.

Ця залежність вміщує в собі складові сили тертя, одна з яких не залежить від зовнішнього навантаження. Однак до початку ХХ ст. в інженерній практиці використовувався закон Леонардо да Вінчі – Амонтона (який часто неправильно називають законом Кулона). У подальшому в міру нагромадження знань про зовнішнє тертя

закон Леонардо да Вінчі – Амонтона втратив застосування, оскільки з'ясувалося, що коефіцієнт тертя залежить не лише від природи матеріалів, але й від шорсткості, розміру контакту, стану поверхневих плівок, температури, швидкості, механохімічних перетворень, які проходять при терті, поверхнево-активних речовин і т. п.

У зв'язку з цим особливого значення набувають фізичні і фізико-хімічні дослідження, які розкривають причини змінювання поверхневих шарів і характер їх руйнування в процесі зношування матеріалів. Не можна обмежуватися тими характеристиками, якими приблизно оцінюють об'ємні властивості твердих тіл. Все це показує, що розрахунок зносу є дуже складною задачею, для реалізації якої потрібно мати спеціальні апарати, методи і методики.

Перша спроба пов'язати знос з механічними властивостями матеріалів належить Тонну [3] (1937 р.), який запропонував емпіричну залежність для абразивного зношування. Пізніше Хольм [4] (1940 р.), виходячи з атомарного механізму зношування, розрахував обсяг речовини, яка зносилася на одиничному шляху ковзання

$$W = Z \frac{N}{HB}, \quad (1.3)$$

де  $Z$  – імовірність видалення атома з поверхні при його зустрічі з атомами контртіла.

Першими узагальненими дослідженнями в цьому напрямку були монографії М.М. Хрущова (1946 р.), Д.В. Конвісарова (1947 р.), А.К. Зайцева (1947 р.), В.Д. Кузнецова (1947 р.).

Бервелл і Стронг [5] (1952 р.), Арчард [6] (1953 р.), Арчард і Хірст [7] (1956 р.), розвиваючи адгезійну теорію зношування, запропонували залежність, яка за своєю структурою подібна до формули (1.3). Вони вважали, що при зношуванні проходить відокремлення мікрооб'ємів матеріалу. Припускаючи, що продукти зношування мають форму півсфери радіусом, що дорівнює радіусу ділянки контакту, Арчард [6] отримав таку залежність обсягу речовини, зношеної на одиничному шляху ковзання:

$$W = \left(\frac{k}{3}\right) \left(\frac{N}{HB}\right), \quad (1.4)$$

де  $k$  – імовірність відокремлення частинки зносу з ділянки контакту. Величина  $k$  змінюється в межах  $10^{-2} - 10^{-7}$ . У разі тертя без змазки до цього рівняння вводять додатковий множник  $\alpha < 1$ , який має значення відношення площі контакту до загальної площі. Роу [8] врахував збільшення розмірів одиничної ділянки контакту за наявності тангенціальних напружень і процеси десорбції змазки.

Протягом тривалого часу вважали, що зношування обумовлене зніманням мікростружки з поверхні тертя твердими зовнішніми частинками (абразивний знос). Через це переважно для підвищення зносостійкості намагалися збільшити твердість поверхні тертя. Ця точка зору була основною приблизно до 1950 – 1955 рр., і відіграла позитивну роль, оскільки підвищення твердості в певних межах (в поєднанні з рядом інших властивостей і факторів) сприяє зносостійкості матеріалу, однак у разі занадто великої твердості не забезпечується самозагострювання інструменту, зменшується його тріщиностійкість тощо. Підвищення зносостійкості пов'язане не так із зростанням твердості, як із збільшенням роботи відтиснення матеріалу, що виражається добутком твердості і відносного подовження при розриванні. Потім за основу було взято концепцію про захисну роль оксидної плівки, яка виникає на поверхні тертя і захищає спідній матеріал від зношування. Однак виявилось, що і ця точка зору не є універсальною.

Надалі в колишньому СРСР (Е.Д. Чудаков, Б.Д. Грозін, Д.О. Драйгор), Німеччині, Великій Британії, США, Японії та інших державах планомірно проводились дослідження природи зношування. З'явилися теорії втомного [9 – 13], абразивного [14 – 23], окиснювального [24 – 30], енергетичного і термофлуктаційного зношування [31 – 36] і методи їх розрахунків.

В основі теорії втомного зношування (поступове руйнування поверхні твердого тіла під впливом сили тертя) лежать уявлення про процес поступового нагромадження дефектів в поверхневому шарі в результаті повторних деформацій цього шару, які зумовлюють втомне руйнування деформованої зони. Стійкість шару проти повторного деформування, а також інтенсивність діючих напружень і деформацій можуть змінюватись під впливом фізико-хімічних і електрохімічних процесів, які

відбуваються в поверхневих шарах в зоні тертя, розділених проміжним прошарком. Важливу роль при цьому відіграють явища адсорбції і хемосорбції, електрохімічна корозія, які змінюють властивості поверхневих шарів у процесі тертя. На зношування матеріалів істотно впливають фізико-хімічні процеси.

Руйнування поверхневого шару та утворення продуктів зношування більшою мірою відбуваються внаслідок багаторазової дії навантаження і тиску. Втомною і енергетичною природою зношування можна пояснити процес зношування лише наближено, оскільки швидкість процесу для однієї і тієї самої пари матеріалів залежно від зовнішніх умов може змінюватись на 12 порядків. Наявність шорсткості і хвилястості призводить до дискретного дотику і локальних тисків. Контактний тиск різко знижується під час виходу мікроступів із зачеплення. В зв'язку з цим, що навантаження виникає в мікрооб'ємах і пульсує з частотою приблизно  $10^5 - 10^7$  Гц, приводить до втомного руйнування матеріалу і утворення тепла внаслідок тертя, яке сприяє дифузійним процесам, хімічним реакціям і формуванню третього тіла в матеріалах. Успішно проводились роботи з розрахунку зношування конструкційних матеріалів при дії потоку твердих частинок залежно від фізико-механічних та інших властивостей зношуваних матеріалів, кінетичних і геометричних параметрів потоку частинок. Започаткували ці дослідження Є.Ф. Непомящий (1966 р.), С.Б. Ратнер, Є.Є. Стилдер і О.О. Шейвехман (1970 р.). В останні роки дослідженням цих видів зносу приділяють велике значення в багатьох країнах.

В результаті багаторічної роботи було побудовано досить чітку картину процесу зношування, яка охопила фізичні, хімічні і механічні явища. На основі цієї картини було розглянуто три послідовні і взаємозв'язані етапи процесу зношування: взаємодія поверхонь, зміна поверхневих шарів внаслідок їх взаємодії і руйнування. Ця тріада стала основою багатьох наступних динамічних моделей для розв'язків окремих часткових задач. Від цих та інших задач зношування матеріалів залежить довговічність і надійна робота під час їх експлуатації, якість тощо. Будь-яка із цих задач потребує використання математичних методів, які прискорять розробку матеріалів нового покоління.

Слід згадати роботи з моделювання зношування В.С. Щедрова, М.П. Александрова, Ю.Я. Ізаксина, Л.І. Мамона, Ю.О. Мишарина, І.В. Крагельського, С.С. Сіліна, А.В. Чічінадзе і Е.Д. Брауна. Для загальних задач тертя і зношування Е.Д. Брауном, Ю.А. Євдокимовим та іншими авторами було розроблено математичні моделі, зокрема оригінальний підхід з використанням теорії подібності і методу розмінностей. Завдяки цим моделям було розроблено основи теорії теплової динаміки тертя. Найважливіші положення цієї теорії такі:

1. Слід враховувати однакові розмірності параметрів для трьох елементів: двох тіл, які зношуються, і навколишнього середовища.

2. Неможливо виключити з рівняння критерії, утворені за допомогою параметрів з однаковою розмірністю, наприклад, шлях тертя і розмір контакту, оскільки вплив цих параметрів на вихідні характеристики принципово різний.

3. Для отримання розв'язку неможливо використати допоміжні критерії, які одержані за допомогою диференціальних рівнянь, що описують супутні процеси, якщо це призводить до несумісності системи рівнянь. Слід відзначити, що роботи в області теплової динаміки і моделювання зношування є пріоритетними. Вони привертають увагу трибологів різних країн. Ці задачі використовуються для створення нових зносостійких матеріалів (фрикційних, композиційних, алмазовмісних, керамічних), а також їх застосування в теорії абразивного зношування. В зоні тертя виникають високі температури і тиск, а також різні інгредієнти (змазка, зовнішнє середовище тощо), що істотно змінює фізико-механічні властивості поверхневих шарів і впливає на процес зношування матеріалів.

Дослідження цих процесів в теорії зношування і трибології є найважливішою проблемою, оскільки навіть незначна зміна фізико-механічних властивостей поверхневого шару істотно впливає на значення молекулярної складової сили тертя і кінетику зношування. Таким чином, розв'язок задач зношування дотичних тіл є актуальною проблемою науки і техніки, чим і пояснюється високий інтерес до них фахівців різних наукових напрямків.

Для того, щоб побудувати математичну модель кінетики зношування тіл, що дотикаються, слід використати інтегродиференціальні рівняння, які описують зношу-



вання поверхонь разом з рівняннями, що відображають умови контакту, а також рівняння, які зв'язують пружні переміщення поверхонь з діючими на них температур і тисків. Розв'язування контактних задач за наявності зношування поверхні є теоретичною основою утворення композиційних і алмазовмісних матеріалів, які працюють в екстремальних умовах.

Відзначимо дві характерні особливості для цих задач. По-перше, якщо область контакту тіл змінюється в процесі зношування, то задача стає нелінійною навіть при лінійних законах зношування тіл і лінійних інших рівнянь, які додаються до задачі. По-друге, при чисельному розв'язку рівнянь, які виражають закони зношування зазвичай слід апроксимувати неявними різницевиими рівняннями (використати неявні різницеві схеми по часу), а якщо ні, то при інтегруванні на великих проміжках часу проявляється чисельна нестійкість і результати будуть отримані з великою похибкою.

Відзначимо, що в даний час дослідження кінетики зношування дотичних тіл виконані переважно для моделей абразивного і втомного зношування. Результати цих досліджень є в численних публікаціях періодичних видань, а також в ряді монографій [32 – 43]. Провідне місце тут посідають фундаментальні роботи [44 – 58]. Ці дослідження розглядають такі питання: сувора постановка контактних задач теорії пружності і термопружності для шорсткого півпростору з урахуванням теплоутворення від тертя і абразивного зносу, коли коефіцієнти тертя і зношування є лінійною функцією від температури; загальні питання і їх розв'язки; аналіз рішень і їх фізична інтерпретація. Проблеми, зазначені вище, визначають подальшу структуру даного розділу, присвячена аналізу основних результатів, отриманих за цими науковими напрямками.

Обмежимося інформацією історичного і постановочного характеру і перейдемо до аналізу основних результатів.

### **1.3.1. Класичні підходи до зношування композиційних матеріалів**

*Знос від втоми.* Знос від втоми виникає внаслідок деформування мікрооб'ємів матеріалу, яке повторюється, утворює тріщини і відокремлює частинки матеріалу. Контактні напруження, які циклічно змінюються, сприяють поверхневому руйнуванню у вигляді ямок викришування (пітінг), тріщин і відколювання. Внаслідок цього утворюються раковинки діаметром від сотих частинок міліметра до декількох міліметрів, які надалі збільшуються в процесі роботи вузла тертя і зумовлюють руйнування поверхні. Кількісна оцінка контактної втоми виражається кількістю циклів навантаження (або в годинах роботи) до виникнення руйнування від втоми. Знос від втоми призводить до підвищення вібраційно-акустичної активності механізмів і шуму, зростання навантаження і контактних тисків, зменшення розмірів контакту поверхонь, які труться, і заклинювання. Зношування від втоми залежить від пружно-деформованого стану поверхневих шарів матеріалу, фізико-механічних властивостей, кінематики контакту, змазки і зовнішнього середовища.

В основі теорії зношування від втоми (поступового руйнування поверхні твердого тіла під дією сил тертя) є уявлення про процес нагромадження дефектів в поверхневому шарі внаслідок їх повторювання, які призводять до руйнування цих шарів. Швидкість зношування від втоми залежить від механічних властивостей матеріалу, шорсткості, залишкового напруження, концентрації напружень, ступеня приробки, температури контакту, хімічної активності зовнішнього середовища [59 – 62]. В цих роботах також відзначено, що зростання коефіцієнта тертя сприяє викроюванню. Зі збільшенням товщини змазки зменшується кількість мікронерівностей, які контактують, тривалість і розміри деформування. Теорію розрахунків контактних напружень і деформацій також розробляли Г.Г. Герц, Н.М. Біляєва, А.І. Петрусевич, Д.Н. Решетов, В.Н. Кудрявцев, А. Пальгрем та ін.

Модель зношування від втоми була розвинута І.В. Крагельським. Ним же розроблена теорія зношування від втоми [10 – 13]. Механізм руйнування матеріалу від тертя на основі цієї теорії достатньою мірою дозволяє описати закономірність зношування. Внаслідок навантаження деякий поверхневий шар матеріалу зазнає поверхневих тисків, які через деякий час призводять до руйнування від втоми. Для визначення інтенсивності зношування І.В. Крагельський запропонував таке рівняння:

$$J_h = i_n \frac{A_r}{A_a}, \quad (1.5)$$

де  $J_h$  – інтенсивність зношування;  $i_n$  – питомий знос;  $A_r$  і  $A_a$  – реальна і номінальна площа контакту відповідно.

Для розрахунку інтенсивності зношування  $J_h$  слід встановити залежність питомого зносу  $i_n$  від факторів, які характеризують перебіг даного процесу (фізико-механічні властивості матеріалів, навантаження, швидкість, температура, тиск і мікрогеометричні параметри поверхні тертя).

Для конкретизації механізму зношування в основу моделі для визначення  $i_n$  закладено традиційну модель шорстких поверхонь. Моделюючи реальне шорстке тіло набором сфер радіусом  $r_1$ , розподілених за висотою таким чином, що опорні криві реальної поверхні і поверхні, яка моделюється, збігалися, І.В. Крагельський одержав для розрахунку  $i_n$  таку формулу:

$$i_n = \frac{d'}{3N} \sqrt{h_1 r_1^{-1}}, \quad (1.6)$$

де  $d'$  – коефіцієнт, який залежить від характеру деформування;  $h_1 r_1^{-1}$  – відношення глибини заглиблення до радіуса мікронерівності;  $N$  – кількість циклів навантаження.

Таким чином розрахунок інтенсивності зношування  $J_h$  зводиться до визначення величин  $h_1 r_1^{-1}$ ,  $A_r$  і  $N$  залежно від зовнішніх умов навантаження, фізико-механічних властивостей матеріалів, шорсткості поверхонь тертя.

Для пружного контакту за допомогою рішення задачі Герца з урахуванням розподілу вершин мікронерівностей за висотою для визначення  $J_h$  [11] І.В. Крагельський отримав рівняння:

$$J_h = C_y \left( \frac{p_a \theta_1}{k'_v} \right)^{1+\beta r^1} \Delta^{\frac{t'(1-\beta)}{2}} \left( \frac{K'_y}{\sigma_0 \theta_1} \right)^{t'} \eta_{c,a}^{-\beta r^1}, \quad (1.7)$$

$$\Delta = \frac{R_{\max}}{r_1 b^{1/\nu}}; \quad c_y = \frac{\nu^{1/2} \Gamma(\nu) \Gamma(\nu + t'/2)}{4(1 + \nu) \Gamma(\nu + t'/2)}; \quad \eta_{c,a} = \frac{A_c}{A_a};$$

$$K'_\nu = \frac{K_\nu}{2\sqrt{\pi}}; \quad \beta = \frac{1}{2\nu + 1}; \quad K'_f = \frac{4K_n f}{3\pi},$$

де  $p_a$  – контактний тиск (задається експериментально);  $\theta_1$ ,  $t'$ ,  $\sigma_0$  – механічні характеристики матеріалу, який зношується;  $\Delta$ ,  $\beta$  – мікрогеометричні характеристики поверхні матеріалу;  $K_\nu$ ,  $K_f$  – коефіцієнти, які залежать від  $\nu$  і прийнятої гіпотези міцності відповідно;  $A_c$  – контурна (зовнішня) площа контакту;  $\Gamma$  – гамма-функція;  $b$ ,  $\nu$  – характеристики опорної поверхні;  $R_{\max}$  – найбільша висота мікронерівностей;  $f$  – коефіцієнт тертя.

Перевірка експериментальних значень величин  $J_h$ , отриманих в стендових умовах, зношування дослідних зразків з розрахунковими значеннями співвідношення (1.7) свідчать про адекватність і точність моделі І.В. Крагельського.

*Абразивний знос.* Абразивний знос належить до механічного руйнування матеріалів, яке виникає внаслідок ріжучої чи мікроріжучої дії твердих тіл або частинок. В процесі абразивного зношування відбувається руйнування різного ступеня: крихке, квазікрихке і в'язке. Поверхнєве руйнування може відбуватися внаслідок пластичного деформування. Характерними рисами абразивного зношування є висока твердість матеріалу, шорсткість більш твердої поверхні матеріалу, наклепані частинки продуктів зношування, складові матеріалу чи композита, оксидні плівки тощо. На абразивний знос впливає хімічна природа абразиву і матеріалу, який зношується, а також адгезійна взаємодія (наприклад, під час обробки матеріалу абразивним інструментом), форма і розміри твердих частинок. Після зношування матеріалу на його робочій поверхні залишаються сліди (подряпини, канавки) внаслідок мікрорізання, знімання стружки і пластичного деформування. Абразивне зношування також відбувається внаслідок дії твердих частинок в рідині, газі чи повітрі на матеріал. Тертя і удар в зоні контакту зумовлюють ударно-абразивне, ударно-гідроабразивне, ударно-втомлене і ударно-теплове руйнування. Механізм зношування матеріалу відрізняється і залежить від таких факторів, як форма частинок, умови їх закріплення,

відношення механічних властивостей матеріалу і абразиву, діючих навантажень і температур, теплофізичних і хімічних властивостей пари тертя. З цієї ж причини самий механізм зношування може змінюватися від пружного передеформування до більш небезпечного – мікрорізання.

Питанням абразивного тертя і зношування присвячені роботи Тонна [3], Хрущова і Бабічева [14, 15], Тененбаума [20 – 22], Крагельського і Ямпольського [16, 17], Кашеева [18, 19], Крагельського, Добичіна і Комбалова [68] та інших дослідників.

У своїй роботі Тонн [3] вперше одержав кількісну залежність, яка зв'язує знос із властивостями матеріалів і зовнішніми умовами тертя металів об абразивну шкурку. Ним було отримано лінійну залежність між відносною зносостійкістю  $\Delta$  і твердістю матеріалу  $H$  у вигляді:

$$\Delta_u = V_o/V_e = d_1H + d_2, \quad (1.8)$$

де  $V_o$  і  $V_e$  – об'ємний знос зразка і еталона відповідно;  $d_1$  і  $d_2$  – постійні величини.

Роботи Хрущова і Бабічева [14, 15] присвячені дослідженню абразивного зношування матеріалів жорстким абразивом. При цьому вони спостерігали стружкоутворення внаслідок мікрорізання. Однак більшість зерен тільки дряпає матеріал без відокремлення стружки, що забезпечує подальше відокремлення продуктів зношування. Внаслідок обробки експериментальних даних процесу абразивного зношування технічно чистих металів і відпалених сталей ними було виявлено залежність поміж відносною зносостійкістю  $\Delta_0$  з твердістю  $H_0$  у вигляді:

$$\Delta_0 = V_o/V_e = d_1H_0 \quad (1.9)$$

Виявляється, що ця залежність неприйнятна для абразивного зношування відпалених сталей. Для цих сталей було отримано таку залежність між відносною зносостійкістю  $\Delta$  і твердістю  $H$ :

$$\Delta_u = \Delta_0 + d_1(H - H_0) \quad (1.10)$$

Крагельським і Ямпольським [16, 17] було розглянуто кінетику процесу абразивного зношування пари тертя кочення незакріплених абразивних частинок. В результаті урахування факторів, які характеризують абразивну дію частинок, механічні властивості металів, кінематичні і геометричні параметри спряження вони отримали співвідношення для визначення лінійного зносу  $h$  і швидкості зношування  $dh/dt$  пари тертя кочення.

Глибокi дослідження впливу абразиву на матеріал виконані Кашеєвим [18, 19]. Він констатував, що механізм зношування матеріалу абразивними зернами має різний характер і залежить від умов навантаження. Ним проведено дослідження зношування матеріалу залежно від абразивних частинок, що вільно падають. На основі проведених експериментів він встановив, що знос відпалених технічно чистих металів лінійно залежить від модуля пружності  $E$ . Ним також показано, що не всі структурні зміни можуть підвищувати зносостійкість матеріалів.

Зношуванню матеріалів під впливом абразиву присвячені також роботи Тененбаума [21, 22]. Він досліджував залежність зносостійкості сталей від їх мікроструктури, різних абразивних частинок, а також вплив хімічного складу сталей і чавунів на перебіг даного процесу. В результаті обробки експериментальних даних ним отримано аналітичні співвідношення для визначення абсолютної зносостійкості матеріалів, що досліджуються.

Ратнер в роботі [69] для визначення зносостійкості полімерів в умовах абразивного зношування одержав таке співвідношення:

$$\varepsilon = \frac{f}{H\sigma_b\delta_0}, \quad (1.11)$$

де  $f$  – коефіцієнт тертя;  $H$  – твердість;  $\sigma_b$  – міцність на розрив і  $\delta_0$  – відносне видовження при розриві.

Абразивне зношування відбувається в гірничих, будівельних, дорожніх та транспортних, металургійних, сільськогосподарських та інших машинах. Дроблення і транспортування руди, буріння і різання гірських порід, механічна обробка деталей

інструментами та абразивом зумовлює абразивне зношування робочих поверхонь матеріалів різної інтенсивності. Абразивному зношуванню також підлягають лопаті газових та водяних турбін, робочі колеса машин, шестерні механізмів, направляючі верстатів, труби і насоси, різні деталі, агрегати, устаткування, інструменти з кераміки, сплавів, композиційних матеріалів тощо.

*Зношування від окиснення.* У ряді випадків багато дослідників процес зносу розглядали як звичайне окиснення і руйнування плівок в сполученні з руйнуванням основного матеріалу.

Арчард і Хірст в роботі [23] встановили відповідність між продуктами зношування і окиснення в результаті корозії і показали, що окиснення поверхонь тертя впливає на зношування матеріалів.

Квінн в роботах [24, 25] показав, що існує кореляція між оксидами, які утворилися внаслідок зношування матеріалів в експериментальних умовах, і оксидами, які утворюються внаслідок дії температури спалаху. Однак Тенвік і Ерсл в роботі [26] показали, що температура спалаху діє короткочасно; через це вони вважали, що відповідає за процес окиснення деяка середня поверхнева температура.

Одну із перших спроб зв'язати зношування матеріалу в результаті фретінг-корозії з процесом утворення окисних плівок зробив Улінг в роботі [27]. Ця модель зносу в майбутньому була розвинута багатьма дослідниками.

Квін в роботі [25] розглянув дві моделі зношування від окиснення внаслідок тертя:

- плівка оксиду утворюється в той час, коли шорсткість матеріалу не контактує з шорсткістю контртіла;
- на кожній ділянці контакту утворюється однакова кількість оксиду. Після того, як плівка досягає критичної величини, відбувається її зріз, який локалізується на границі метал – оксид.

За Кубашевським і Гопкінсом швидкість окиснення  $W$  є експоненціальною функцією температури:

$$W \sim \exp\left(-\frac{\alpha}{\theta_m}\right), \quad (1.12)$$

де  $\alpha$  – константа;  $\theta_m$  – температура .

Тоді швидкість зношування для першого випадку має вигляд:

$$W_1 \sim \left( -\frac{\alpha'}{\theta_m} \right), \quad (1.13)$$

для другого швидкість зносу має бути пропорційною часу контактування, тобто  $1/v$ :

$$W_2 \sim \frac{1}{v} \exp\left(-\frac{\alpha''}{\theta_m}\right), \quad (1.14)$$

де  $v$  – відносна швидкість ковзання.

Враховуючи, що для малих швидкостей  $\theta_m \sim v^{1/2}$  і залежності (1.13) і (1.14), отримаємо для визначення зносу від окиснення таку систему рівнянь:

$$\begin{cases} W_1 \sim \exp\left(-\frac{\alpha'}{v}\right) \\ W_1 \sim \exp\left(-\frac{\alpha'}{v^{1/2}}\right) \end{cases}; \quad (1.15)$$

$$\begin{cases} W_2 \sim \frac{1}{v} \exp\left(-\frac{\alpha''}{v}\right) \\ W_1 \sim \frac{1}{v} \exp\left(-\frac{\alpha''}{v^{1/2}}\right) \end{cases}. \quad (1.16)$$

Ці співвідношення дозволяють розрахувати швидкість зношування залежно від швидкості ковзання, при цьому вплив останньої розглянуто з двох сторін. З однієї сторони швидкість визначає температуру на контакті, а з другої – товщину оксидної плівки.

*Розрахунок зношування за допомогою методики IBM.* В роботах [28 – 30] запропоновано метод розрахунку зношування матеріалів від втоми. В них допускалося, що руйнування матеріалу в процесі зношування виникає за рахунок дотичних напружень на контакті. Залежно від величини зносу має місце нульовий або вимірний знос. Нульовий знос на поверхні матеріалу має місце тоді, коли лінійний знос не перевищує висоти її шорсткості, а вимірний – коли знос поверхні перевищує висоту її шорсткості.



На основі експериментальних даних автори дійшли до висновку, що умова нульового зносу може бути записана таким чином:

$$\tau_{\max} = j_p \tau_T, \quad (1.17)$$

де  $\tau_{\max}$  – діюче на контактї максимальне дотичне напруження;  $\tau_T$  – границя плинності на зріз;  $j_p$  – коефіцієнт, який залежить від матеріалу і ресурсу роботи спряження.

Ресурс (довговічність) роботи характеризується кількістю циклів. За один цикл приймається довжина шляху тертя, яка дорівнює площі контакту деталей в напрямку ковзання. Ними сформульована гранична умова нульового зносу у вигляді:

$$\tau_{\max}^9 N = \text{const}, \quad (1.18)$$

де  $N$  – кількість циклів.

Виходячи із цього співвідношення, можна визначити  $\tau_{\max}$  залежно від потрібної довговічності деталі:

$$\tau_{\max} = \left( \frac{2000}{N} \right)^{1/9} \gamma_R \tau_T, \quad (1.19)$$

де  $j_R = j_p$  при  $N = 2000$ .

Розрахунок нульового зносу проводиться таким чином:

- визначається значення  $\tau_{\max}$  залежно від умов роботи спряження;
- тривалість роботи спряження виражається кількістю циклів  $N$  залежно від характеру роботи спряження;
- визначається границя текучості  $\tau_T$ ;
- визначається величина коефіцієнта нульового зносу за допомогою таблиці або експерименту.

В роботі [29] наведено основні формули для визначення нульового зносу типів спряжень залежно від величини зовнішнього навантаження. При розгляданні вимірюваного зносу авторами допускалося, що величина зносу залежить від двох факторів: енергії руйнування, яка витрачається за один цикл, і кількості циклів. Якщо виходи-

ти із припущення, що енергія руйнування постійна, а змінюється тільки кількість циклів, то цей знос описується таким диференціальним рівнянням:

$$dV = K'dN, \quad (1.20)$$

де  $K'$  – коефіцієнт, який характеризує це спряження;  $V$  – обсяг матеріалу, який зносився на одиничному шляху тертя  $S$ .

Цей тип зносу характерний для сухого тертя і високих навантажень. В цьому разі, якщо енергія руйнування не є постійною, а змінюється від циклу до циклу, за цей час знос можна описати таким диференціальним рівнянням:

$$d \left[ \frac{V}{(\tau_{\max} l')^{9/2}} \right] = K'dN, \quad (1.21)$$

де  $l'$  – розмір площадки контакту в напрямку ковзання.

Для вимірного зносу авторами була висунута гіпотеза, що робота руйнування змінюється пропорційно  $\tau_{\max} l'$ . Якщо врахувати те, що внаслідок тертя змінюється площа контакту, то  $\tau_{\max} l'$  також буде змінюватися. В такому разі функція  $V$  є функцією двох змінних і, як належить, вимірний знос описується рівнянням:

$$dV = K'(\tau_{\max} l')^{9/2} dN + \frac{9}{2} \frac{V}{\tau_{\max} l'} d(\tau_{\max} l'). \quad (1.22)$$

Автори цієї роботи вважали, що цей знос має природу втомленості і проявляється для малих навантажень при використанні змазки.

Для визначення вимірного зносу потрібно визначити величину зносу, що залежить від шляху. Від характеру тертя залежить вибір рівнянь (1.20), або (1.22) для розрахунку зношування матеріалів. Для розрахунку зношування матеріалу на основі рівняння (1.22) параметри  $\tau_{\max}$ ,  $l'$ ,  $V$ , приводять до однієї величини: ширини або глибини утвореної подряпини. Тоді рівняння (1.22) набуває вигляду:

$$V^m = C_1 S + C_2, \quad (1.23)$$

де  $S$  – шлях тертя;  $m'$  – показник степеня;  $C_1$  і  $C_2$  – коефіцієнти, які визначаються за допомогою експерименту для значень  $S$ .

Вимірний знос також може визначатися, якщо відомий нульовий знос і характер процесу тертя при зношуванні однаковий. Тоді:

$$V^{m'} = \frac{S}{S_0} V_0^{m'}, \quad (1.24)$$

де  $S_0$  – шлях, який відповідає максимальному значенню нульового зносу.

$$S_0 = \frac{2000}{n'} \left( \frac{j_R \tau_T}{\tau_{\max}} \right)^9, \quad (1.25)$$

де  $n' = l_1/l'$  – кількість циклів на одиничному шляху тертя;  $l'$  – довжина шляху тертя за один цикл.

Проектний розрахунок спряження з урахуванням зносу виконують методом підбирання конструктивних параметрів таким чином, щоб виконувалася нерівність

$$S_0 \geq \left( \frac{h_{\max}}{h_0} \right)^{1/m'} S, \quad (1.26)$$

де  $h_{\max}$  – допустима величина вимірного зносу.

Крім того, також одержано залежність між допустимою величиною вимірного зносу і максимальним навантаженням.

*Розрахунок зношування спряжень за допомогою методу А.С. Пронікова.* Проніковим в роботах [70, 71] розроблено метод розрахунку зношування спряжень деталей. Розглядаючи процес зношування, він відрізняє знос поверхні і знос спряження. Знос може проходити як рівномірно по всій поверхні тертя, так і нерівномірно. Характеристикою зносу поверхонь в загальному випадку є змінювання лінійного розміру деталі в напрямку, перпендикулярному поверхні тертя.

Якщо має місце знос спряження, тоді буде зношення обох поверхонь деталей, в результаті якого їх взаємне положення буде змінюватись. Для визначення величини зношування спряження використовують його геометричні параметри, які визначають зміну положення деталей внаслідок зношування.

Розглядаючи умови зношування, автор пропонує розділити всі типи спряження на два види, виходячи з того, яким є характер їх взаємного зближення при зношуванні. Коли в спряженні забезпечується зближення тільки в одному напрямку, тоді воно належить до типу I. Якщо ж взаємне положення деталей залежить від форми зношеної поверхні, то ці спряження належить до типу II. Спряження I і II типу ще розділяються на чотири групи залежно від умов тертя. Проніковим одержано співвідношення для визначення зношування для усіх типів і груп спряжень. Цей метод дозволяє також визначити конфігурацію зношеної поверхні.

*Енергетична і термофлуктуаційна теорії зношування.* В роботі [31] Флайше-ром розроблено енергетичну теорію зношування. Надалі цю теорію було розвинуто в роботах [32 – 36]. Згідно з цією теорією руйнування визначального обсягу матеріалу пройде в тому разі, коли енергія тертя перевищить деяке критичне значення. Основне рівняння зношування має вигляд:

$$J_h = \tau / e_T^*, \quad (1.27)$$

де  $\tau$  – питома сила тертя;  $e_T^* = W_T/V$  – уявна щільність енергії тертя;  $W_T = fFS$  – робота тертя;  $S$  – шлях тертя;  $V$  – обсяг матеріалу, який зносився.

Враховуючи те, що відокремлення частинок матеріалу в процесі зношування пройде через  $N$  впливань, а також те, що не вся робота сил тертя акумулюється у внутрішню енергію матеріалу (коефіцієнт  $\xi_T$ ), і те, що згідно енергетичною гіпотезою міцності дійсна щільність енергії руйнування внаслідок тертя  $e_T$  перевищує її середні значення  $\bar{e}_T$  в  $\chi_T$  разів, то рівняння (1.27) набуває вигляду:

$$J_h = \frac{\tau \chi_T [\xi_T (N-1) + 1]}{e_T N}. \quad (1.28)$$

Співвідношення (1.28) не дає можливості чітко визначити величину зносу, оскільки вхідні значення енергії руйнування внаслідок тертя  $e_T$  в мікронах на контакті, степінь акумуляції енергії  $\xi_T$ , критичне значення імпульсу можуть оцінюватися лише приблизно з використанням довідкових даних [29].

Ратнері Лур'є [36] на основі термофлуктаційної теорії міцності, згідно з якою руйнування твердих тіл є термофлуктаційним процесом, припустили, що інтенсивність зношування обернено пропорційна довговічності. Для опису зношування полімерних матеріалів одержано співвідношення у вигляді:

$$J \sim \exp \left[ -\frac{U_0 - j_c \sigma}{K_T T} \right], \quad (1.29)$$

де  $U_0$  – енергія активації руйнування;  $j_c$  – структурно-чутлива константа;  $\sigma$  – напруження руйнівне;  $K_T$  – газова стала;  $T$  – абсолютна температура.

Експериментальну перевірку співвідношення (1.29) було проведено при випробуванні еластичних матеріалів на металевій сітці. Вивчалась залежність зношування від температури. При обробці експериментальних даних було показано, що це рівняння якісно описує зношування полімерів.

*Знос від ерозії.* Він відбувається внаслідок дії на робочу поверхню матеріалу потоків абразивних частинок, рідини чи газу. Після відокремлення з поверхні локальних мікрооб'ємів від впливу на них виникають нерівності. Зношування від ерозії спостерігається в деталях гідромашин, соплах реактивних двигунів, лопатках газових турбін, трубопроводах, інструментах з композиційних матеріалів, які експлуатуються у важких умовах під впливом агресивних середовищ (наприклад, бурові долота бурять міцні гірські породи в умовах великих навантажень і температур). Інтенсивність зношування від ерозії залежить від міцності матеріалу, швидкості потоку, кута атаки, механічних властивостей і концентрації частинок, агресивності середовища тощо.

В роботі [72] Лебедевим було запропоновано співвідношення для визначення інтенсивності зношування від ерозії:

$$V = \frac{f(1-k)}{2gP_T E^m} v_0^2 \sin^2 \alpha_0 (\operatorname{ctg} \alpha_0 - fk), \quad (1.30)$$

де  $V$  – об'єм зношеного матеріалу на 1 кг абразиву;  $f$  – коефіцієнт тертя;  $k$  – коефіцієнт відновлювання (за Ньютоном);  $v_0$  – швидкість частинок;  $\alpha_0$  – кут атаки;  $g$  – прискорення вільного падіння;  $P_T$  – середнє значення тиску потоку частинок;  $E$  – коефіцієнт стовщення стружки;  $m$  – константа.

Надалі Фінай в роботі [73] отримав співвідношення для визначення зношування, подібне співвідношенню (1.30)

$$V = \frac{v_0^2}{8g\sigma_T} (\sin 2\alpha_0 - 3 \sin^2 \alpha_0), \quad \alpha_0 \leq 18,5; \quad (1.31)$$

$$V = \frac{v_0^2}{24g\sigma_T} \cos^2 \alpha_0, \quad \alpha_0 > 18,5,$$

де  $\sigma_T$  – границя плинності при ударі.

Співвідношення (1.30) і (1.31) показують, що зношування від ерозії пропорційнальне квадрату швидкості, а при  $\alpha_0 = 0^\circ$  і  $\alpha_0 = 90^\circ$   $V = 0$ . Однак детальніші дослідження показали, що зношування не є прямо пропорційною функцією квадрата швидкості частинок, а  $n \approx 2 - 6,5$ .

Бітнер в роботі [74], враховуючи здатність матеріалів поглинати зовнішню енергію, яка надається, і нагромаджувати її у вигляді внутрішньої енергії, констатував існування максимальної густини внутрішньої енергії за якою виникає руйнування матеріалу.

Нільсон і Гілхріст в роботі [75] запропонували співвідношення для визначення інтенсивності зношування від ерозії (окремий випадок формули Біттера [74]):

$$J = \frac{1}{2\Psi} (v_0^2 \cos^2 \alpha_0 - v_p^2) + \frac{1}{2E} (v_0 \sin \alpha_0 - v_{ef})^2, \quad \alpha_0 \leq \alpha_p; \quad (1.32)$$

$$J = \frac{1}{2\Psi} v_0^2 \cos^2 \alpha_0 + \frac{1}{2E} (v_0 \sin \alpha_0 - v_{ef})^2, \quad \alpha_0 > \alpha_p,$$

де  $J$  – інтенсивність зношування від ерозії, яка дорівнює відношенню зношеної маси до маси абразиву;  $E$  і  $\Psi$  – максимальні значення енергій, які необхідні для руйнування одиниці маси зношуванням від деформації і мікрорізання відповідно;  $v_{ef}$  – значення вертикальної складової компоненти швидкості за якої матеріал, що зношується деформується пружно;  $v_p$  – горизонтальна складова компоненти швидкості абразивної частинки після її удару об поверхню;  $\alpha_p$  – мінімальний кут, за якого  $v_0 = 0$ .

Детальні дослідження зношування від ерозії залежно від кута атаки, механічних характеристик для пружного і пластичного контакту належать Крагельському [68]. Отримані ним співвідношення вказують на те, що в міру зростання кута атаки  $\alpha_0$  контактні напруження і деформації збільшуються і навіть можуть досягти руйнівних значень. При цьому відбувається перехід від втоми до мікрорізання. Критичне значення, за якого досягається такий перехід, визначається за наступними співвідношеннями:

для пружного контакту

$$\sin \alpha_{kp} = \left( \frac{3\sigma_0}{4kf} \right)^{5/2} \frac{\pi^2 \theta^2}{v_0 \sqrt{5\rho_T}}, \quad (1.33)$$

для пластичного контакту

$$\sin \alpha_{kp} = \frac{e_0^2}{4v_0} \frac{1 - k'f}{1 + k'f} \sqrt{\frac{3c\sigma_T}{\rho_T}}. \quad (1.34)$$

При  $\alpha_0 < \alpha_{kp}$  потрібно використовувати формули (1.33) і (1.34). В противному разі діючі напруження (деформації) досягають руйнівних значень, тобто  $n = 1$ .

### 1.3.2. Дослідження зношування тіл за наявності на поверхні неоднакового тиску

Розглянуті вище теорії зношування і методи їх дослідження внаслідок тертя матеріалів свідчать, за винятком методу Пронікова [70, 71], що тиск на поверхні одна-

ковий і тоді швидкість зношування для твердих тіл постійна на всій зоні контакту. Однак в багатьох випадках тиск, який виникає на поверхні тертя, неоднаковий (змінний), що є причиною різних інгредієнтів, тобто тверде тіло підлягає інтенсивній технологічній обробці. Це зумовлює на поверхневих шарах в тілах утворення градієнта механічних властивостей. Ці обставини також є причиною неоднакової швидкості зношування. У таких випадках задачі зношування стають двомірними і визначення кількісних характеристик даного процесу за наведеними вище співвідношеннями малоефективне. Розв'язок двомірних задач зношування має істотне значення в теорії і практиці.

В роботах [36 – 54] було здійснено спроби врахувати зміну тиску на поверхні тіл, що контактують. Для вирішення таких задач в конкретних парах тертя потрібно використовувати рівняння швидкості зношування залежно від тиску і швидкості ковзання. Для цього потрібно сформулювати умови контакту спряження і умови рівноваги, початкові умови і залежність коефіцієнта зношування від часу та інших параметрів. Розв'язування цих задач являє собою важку математичну проблему і має прикладне значення для утворення зносостійких і конкурентоспроможних композиційних матеріалів.

Крагельським в роботі [12] на основі теорії зношування матеріалу від втоми показано, що в різних типах спряження швидкість зношування  $dh/dt$  пропорційна тиску  $p$  на поверхні контакту

$$\frac{dh}{dt} = K_i p^{m_i}, (1 \leq m_i \leq 3) \quad (1.35)$$

де  $K_i$  – коефіцієнт зношування, який характеризує фізико-механічні властивості матеріалів спряження і умови тертя;  $p$  – контактний тиск і  $m_i$  – показник степеня.

Хрущовим і Бабічем в роботах [14, 15] встановлено, що в умовах абразивного зношування між швидкістю зношування  $dh/dt$  і тиском  $p$  існує лінійна залежність

$$\frac{dh}{dt} = K_i p. \quad (1.36)$$



В роботах [44 – 51] було прийнято, що швидкість зношування пропорційна роботі сил тертя

$$\frac{dh}{dt} = K_i P v, \quad (1.37)$$

де  $v$  – швидкість відносного ковзання, а показники степенів  $m_i = n_i = 1$ .

Однак теоретичні висновки щодо пропорційності швидкості зношування роботі сил тертя для абразивного зносу не завжди підтверджуються експериментально. Особливо це спостерігається в умовах варіювання контактного тиску. В зв'язку з цим застосування цього рівняння для розв'язування задач зношування рухомих спряжень обмежується.

В роботі [52] розв'язано задачу для визначення пружного стану підшипника ковзання з урахуванням зношування. Зв'язуючи зміну розмірів тіл, що дотикаються внаслідок зношування з радіальним переміщенням їх контурів і виражаючи ці переміщення через нормальні напруження на контакті автором з використанням результатів роботи [72] отримано розв'язок задачі. Цей розв'язок дозволяє враховувати зміну контакту тисків в процесі зношування. Рівняння швидкості зношування в припущенні, що показник степеня  $n_i = 0$ , має вигляд:

$$\frac{dh}{dt} = K_i v P^{m_i}. \quad (1.38)$$

Цю задачу було розв'язано чисельним методом. В ній виконано аналіз зношування матеріалу втулки.

В роботі [54] отримано розв'язок задачі зношування покриття рухомих індентором. При цьому рівняння швидкості зношування було прийняте в співвідношенні, яке подібне до (1.38). Отримані співвідношення дозволяють визначити кількість обертів або час, за який знос досягає заданої величини. Там же запропоновано методу для визначення коефіцієнта зношування  $K_i$  і показника степеня  $m_i$  за даними

експерименту, а також виконано аналіз зношування твердосплавного покриття, нанесеного на сталевий вал в парі із сталевією втулкою.

В роботах [55 – 77] при розв’язуванні контактних задач з урахуванням зношування було використано моделі, які містили систему рівнянь швидкості зношування від тиску та інших параметрів цього процесу. В них було отримано розв’язки для опису стаціонарних стадій зношування. Для опису зношування спряжень в процесі прироблювання в роботі [78] було запропоновано співвідношення спадково-старіючого типу і запропоновано метод для розв’язку контактної задачі в якій зона дотику монотонно збільшується.

В роботі [79] зношування враховується за рахунок модифікації граничної умови контактної задачі, в зоні проковзування співвідношенням:

$$v(x, t + \Delta t) = v(x, t) - i_h(x, t) \Delta U(x, t), x \in S_s, \quad (1.39)$$

де  $\Delta U(x, t)$  – проковзування, а  $i_h(x, t)$  – інтенсивність лінійного зношування, яке від контактного тиску підпорядковується рівнянню:

$$i_h(x, t) = K_1 p^{m_i}(x, t), m_i \geq 1 \quad (1.40)$$

або в дискретному вигляді

$$i_h(x, t^r) = K_1 p^{m_i}(x_j, t^r); \quad (1.41)$$

$$r = 1, \dots, n_i; j = 1, \dots, m,$$

а величина тертя на ділянці поверхні  $j$  визначається різницею тангенціальних переміщень в моменти часу  $t^r$  і  $t^{r-1}$  співвідношення:

$$\Delta U_j = U_j^r - U_j^{r-1}. \quad (1.42)$$

Об’ємний знос для заданої кількості циклів розраховується за формулою:

$$J_v = \sum_1^q \sum_r^n \sum_j^m K_1 p^{m_i} (x_j t^r) (U_j^r - U_j^{r-1}) \Delta x, \quad (1.43)$$

де  $K_1 = 4 \cdot 10^{-1}$  – коефіцієнт пропорційності;  $m_i = 1$ ;  $x$  – об'ємна координата;  $t^r$  – тривалість циклу навантаження;  $\Delta x$  – довжина елемента дискретизації;  $m$  – кількість елементів;  $p$  – навантаження;  $q$  – загальне кількість циклів;  $U_j^r$  і  $U_j^{r-1}$  – тангенціальна і нормальна складові контактного переміщення відповідно.

Чисельні розрахунки за допомогою запропонованої методики ідентифікації коефіцієнта тертя дозволили виявити деякі особливості фрикційної взаємодії під час проковзування.

В роботах [80, 81] сформульовано контактну задачу пружності за наявності зношування циліндричних тіл, в яких радіуси приблизно однакові (обертання в нерухомому підшипнику). Для степеневого закону зношування рівняння швидкості зносу від тиску мають вигляд:

$$\frac{d\tau_1(\tilde{t})}{d\tilde{t}} = \frac{\omega R}{2\pi} K_1 \int_{-\varphi_0}^{\varphi_0} [p(\varphi, \tilde{t})]^{m_i} d\varphi, \quad (1.44)$$

$$\frac{\partial \tau_2(\varphi, \tilde{t})}{\partial \tilde{t}} = \omega R K_2 p^{m_2}. \quad (1.45)$$

Для умови контакту

$$\Delta + i_1 + i_2 = \delta \cos \varphi - \varphi_1 \leq \varphi \leq \varphi_2 \quad (1.46)$$

і умови рівноваги вала

$$\int_{-\varphi_0}^{\varphi_0} p(\varphi) \cos \varphi d\varphi = \frac{W}{R}; \quad (1.47)$$

$$\int_{-\varphi_0}^{\varphi_0} p(\varphi) \sin \varphi d\varphi = 0, \quad (1.48)$$

де  $i_1$  та  $i_2$  – лінійний знос вала і підшипника відповідно;  $\delta$  – зближення тіл;  $p$  – контактний тиск;  $t$  – час;  $\varphi_0 = \varphi_1 = \varphi_2$  – кут контакту;  $R$  – радіус вала в початковий мо-

мент часу;  $\Delta = R_2 - R_1$  – радіальний зазор;  $\varphi_1$  і  $\varphi_2$  – координати границі контакту;  $\omega$  – кутова швидкість;  $W$  – навантаження вала на підшипник.

Автором цих робіт отримано розв'язки задач (1.44) – (1.48), які можна використати для розрахунку підшипника ковзання на зношування або довговічність.

В роботах [82, 83] розв'язані задачі зношування жорстким валом тонкого кільцевого шару, закріпленого в нерухомому жорсткому корпусі. Автором цих робіт за допомогою методів інтегральних перетворень одержано рівняння для визначення тиску на вкладиші, які дозволяють аналізувати зношування поверхневого шару залежить від зміни вихідних параметрів, а також запропоновано методику для розрахунку кінетики цього процесу за деяких спрощень. Проведено також аналіз рішень і подана їх фізичну інтерпретацію. З однієї сторони показано, що приробка вузлів дозволяє зменшити контактний тиск, а з другої – що розв'язок цих задач без врахування зношування може призвести до невірної висновку, якщо такий вузол піддається обробці.

Усовим в роботі [84] сформульовано контактну задачу за наявності зносу циліндричного і сферичного підшипників ковзання з тонким покриттям без врахування сил тертя на контакті і зношування сфери. Отримано чисельний розв'язок задачі для навантаження, за якого кут контакту зростає. Показано, що в міру зростання зношування розв'язок контактної задачі для вкладиша наближується до розв'язку зношування жорсткого тіла, а для малих початкових кутів контакту – неістотно відрізняється.

В роботі [85] Александров подає математичну постановку задачі зношування з врахуванням шорсткості поверхонь дотичних тіл і тертя. Для окремого випадку побудоване асимптотичне рішення для змінної зони контакту при малому часі.

В роботі [86] розглядаються тривимірні задачі зношування тіл для обмеженої і нескінченної ділянок контакту в припущенні, що одне із тіл, які взаємодіють між собою, має змінний по поверхні коефіцієнт зношування, а ділянка контакту при переміщенні штампу не змінюється. При постановці задачі враховувалось, що швидкість зношування пов'язана з контактним тиском і швидкістю ковзання степеневим законом та спеціальними умовами контакту спряження. Авторами цієї роботи одержано

розв'язки задачі у явному вигляді, які дозволяють аналізувати зношування матеріалів від різних факторів.

Задачу зношування сферичного підшипника ковзання з тонким пористо-пружним вкладишем розглянуто в роботі [87]. В ній одержано нелінійне інтегральне рівняння, а також наближені формули для кожного часового проміжку та основних характеристик контактної взаємодії. В цій задачі було взято степеневий закон зношування залежно від тиску без врахування впливу дотичних напружень при визначенні радіальних переміщень сферичної оболонки. Також в цій роботі проведено детальний аналіз довговічності залежно від основних характеристик підшипника і умов роботи.

В роботі [88] розглядається задача про контактування півпростору з пружним полосовим штампом. В ній одержано співвідношення для розрахунку напружень в процесі зношування цього спряження у вигляді подвійних рядів за поліномами Лагранжа. Розрахунки показали, що епюра контактних напружень є симетричною відносно осі, яка запізнюється від осі штампку і за великих значень часу зношування наближається до рівномірної.

Наведені вище задачі належать до більш загальних задач зношування матеріалів в трибології [89]. Фізико-механічні властивості матеріалів істотно впливають на процеси тертя і зношування. В процесі розрахунків роботи інструментів для буріння та різання внаслідок дискретності контакту (тобто взаємодія їх поверхонь з матеріалом проходить окремими елементами (зернами)), ускладнюється розв'язок задач зношування. Зближення таких робочих поверхонь впливає на пружно-деформований стан матеріалу композита і характер формування виступів (глибина заглиблення окремих зерен в матеріал, який обробляється інструментом, розміри цих зерен тощо). Механіка контакту таких спряжень має ряд специфічних особливостей. Це пов'язане з тим, що ці виступи необхідні для роботи такого інструменту, вони дуже різноманітні і відрізняються за своєю формою, розмірами, кількістю. В зв'язку з цим при побудові граничних умов і розв'язку таких задач потрібно враховувати особливості матеріалів, використовувати статистичні закони розподілення параметрів на робочій поверхні, які визначають реальну поверхню контакту спря-

ження і їх фізичні властивості. Теорії контакту реальних поверхонь присвячені роботи Н.Б. Дьомкіна, І.В. Крагельського, А.І. Свірідінюка, І.Г. Горячевої, Ф. Боудена, Д. Тейбора і багато інших [ 9 – 11, 86, 90 – 92].

В роботі [93] розв'язується задача зношування жорсткого контртіла і тонкої смужки Вінклеровського типу, що зв'язана з пружною півплощиною. В ній отримано аналітичні співвідношення для відповідного розв'язку і умов їх спряження із змінною границею контакту без врахування зношування смужки. Александров у роботі [94] запропонував строгу постановку контактної задачі зношування пружного шару, який жорстко з'єднаний з основою, і одержав її точний розв'язок. Задача розв'язана для абразивного зносу і враховує силу тертя, умови контакту, переміщення поверхні внаслідок пружної деформації і пружні константи поверхневого шару (модуль зсуву і коефіцієнт Пуассона). Отримані співвідношення дозволяють описати фізичну картину зношування і аналізувати параметри, які впливають на кінетику цього процесу.

Тут потрібно відзначити, що всі наведені вище розв'язки не враховують впливу контактних температур і термонапружень на зношування матеріалів і інструментів, зроблених на їх основі. Це обмежує можливості використання цих рішень для розрахунку кінетики зношування бурового інструменту з НКАМ і визначення фізико-механічних властивостей при їх виготовленні. Для розв'язку цих задач потрібно враховувати вплив шорсткості матеріалів на кінетику зношування. Параметри рівноважної шорсткості в умовах стаціонарного зношування залежать від матеріалу пари тертя та інших параметрів.

За даними роботи [95] на рис. 1.3 наведено графічну залежність усталеної висоти шорсткості  $H_{cp}$  від часу приробляння  $t_{пр}$ , а на рис. 1.4 – закономірності змінювання інтенсивності зношування  $J$  від  $H_{cp}$ , де крива 1 побудована для сталі 45 при  $H_{cp} = 5,4$  мкм, крива 2 – для сталі 45 при  $H_{cp} = 0,5$  мкм. Із рис. 1.4 бачимо, що зменшення величини шорсткості поверхні істотно зменшує зношування сталі.

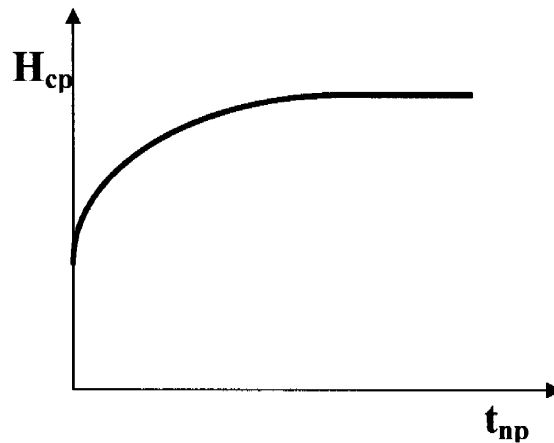


Рис. 1.3. Графічна залежність усталеної висоти шорсткості від часу прироблення.

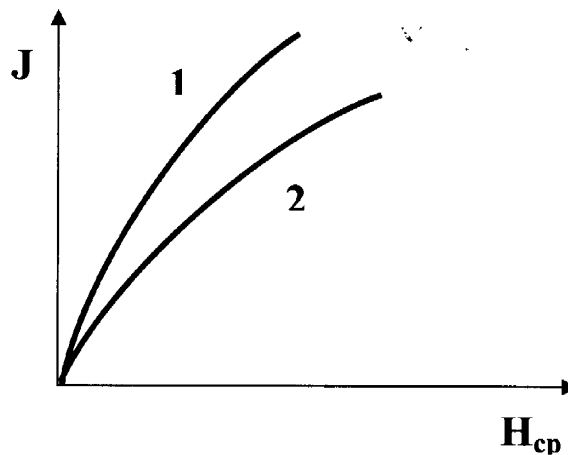


Рис.1.4. Закономірності інтенсивності зношування від усталеної висоти шорсткості.

### 1.3.3. Дослідження зношування матеріалів з урахуванням теплоутворення від тертя

При дослідженні впливу температури на зношування матеріалів встановлено, що вирішальне значення має не об'ємна, а контактна температура і також градієнт температури. Особливо важливі два аспекти цієї проблеми. По-перше, процес зношування пов'язаний з теплоутворенням, а ефективна експлуатація інструментів, зокрема і алмазовмісних, залежить від евакуації тепла з зони тертя. По-друге, значення температурних спалахів на реальних плямах дотику, які вперше були вимірені Боуденом і Рідлером (1936 р.), близькі до температури плавлення більш легкоплавкого металу в композиційному матеріалі. Дійсно, вони визначають характер реакцій, які проходять на поверхні контакту, приводять до зміни фізико-механічних властивос-

тей матеріалів і мають вирішальний вплив на швидкість зношування. Значення коефіцієнта тертя та інтенсивності зношування істотно залежать від температур, які виникають на плямах контакту.

Перший аспект температурної задачі був сформульований Є.А. Чудаковим до застосування автомобільних гальмів, а далі був розвинутий М.П. Александровим (1966 р.). Другий аспект знайшов застосування в розрахунках критичних температур, які зумовлюють дисоціації мастильних плівок (Х. Блок, 1937 р.). Температурна задача була розвинута В.С. Щедровим. Основи теплової динаміки тертя і зношування були розроблені А.В. Чічінадзе. В майбутньому вони стали основою сучасних методів розрахунків і моделювання температурних полів і зношування однорідних (суцільних) матеріалів (А.Г. Гінзбург, В.М. Горюнов, А.М. Маханько, Н.В. Поляков, С.С. Кококін, М.В. Малютін та ін.). До теплофізики різання слід віднести роботи А.Н. Резнікова а також роботи [98 – 109].

Визначення впливу температури і швидкості ковзання на інтенсивність зношування матеріалів присвячені роботи [95, 96]. Коль і Зібель [95], досліджуючи залежності інтенсивності зношування від швидкості ковзання, дійшли висновку, що за деяких значень швидкості ковзання інтенсивність зношування зменшується, але фізичного пояснення цьому явищу вони не дали. Крагельським і Швецовою в роботі [96] було проведено експериментальне вивчення з метою вияснення цього явища.

Випробування були проведені в умовах різних навантажень і швидкості ковзання для цілого ряду металів. Вони показали, що одержані залежності швидкості зношування від швидкості ковзання, в основному, збігаються з даними роботи [95]. На основі обробки експериментальних результатів вони прийшли до висновку, що наявність критичної швидкості ковзання зумовлене утворенням оксидних плівок і високим градієнтом механічних властивостей за висотою контртіла. Графічне зображення  $J$  від  $V$  наведено на рис. 1.5, де крива 1 побудована на основі даних роботи [96], а крива 2 – за даними [95].



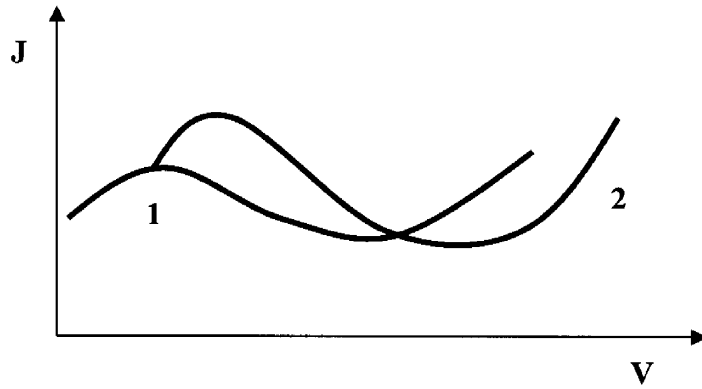


Рис. 1.5. Графічні зображення інтенсивності зношування від швидкості відносного ковзання.

Залежності інтенсивності зношування від градієнта температури і контактної температури наведено на рис. 1.6 і 1.7 відповідно.

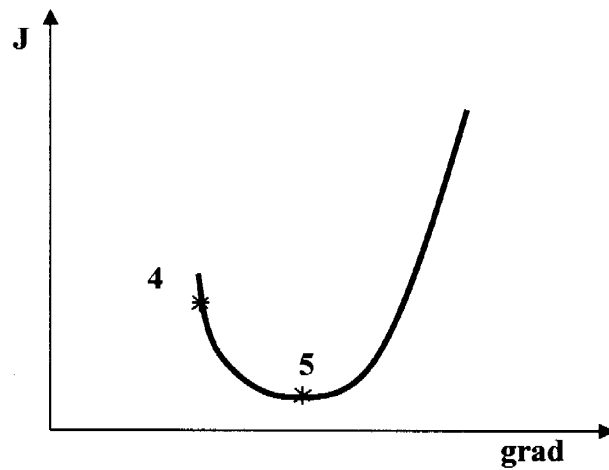


Рис. 1.6. Залежність інтенсивності зношування від градієнта температури.

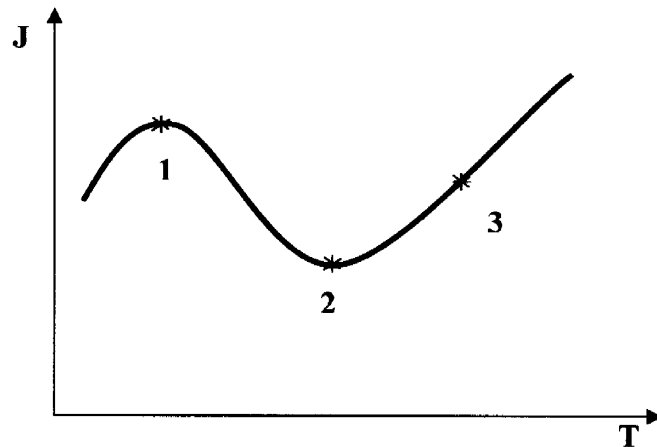


Рис. 1.7. Залежність інтенсивності зношування від контактної температури.

Збільшення  $\text{grad } T$  зумовлює зменшення зношування до певного моменту (рис. 1.6, точка 5). У разі надмірного нагрівання виникає розм'якшування поверхневого шару, що зумовлює утворення інтенсивних пластичних деформацій і зростання зносу. При збільшенні температури починається руйнування адсорбційної плівки, що повністю закінчується в точці 1 (рис. 1.7) і починається утворення хемосорбційної плівки (відрізок 1 – 2, рис. 1.7).

Надалі проходить дисоціація цієї плівки (відрізок 2 – 3, рис. 1.7), що призводить до катастрофічного зношування.

Постановку плоскої контактної задачі з урахуванням теплоутворення від тертя вперше було реалізовано в роботі [110]. Розв'язок одержано для стаціонарного розподілу температури фрикційного нагрівання пружних циліндрів з паралельними твірними. В роботі [111] запропоновано чисельно-аналітичний метод розв'язання сингулярних інтегральних рівнянь в контактній задачі втискування штампа в пружну півплощину з урахуванням теплоутворення від тертя. При цьому було використане співвідношення для визначення нормальних переміщень і температури граничних точок півпростору, який нагрівається рухомим джерелом тепла постійної потужності. Відповідні функції Гріна подано у вигляді інтегралів Фур'є, що ускладнює чисельну реалізацію методу на ЕОМ. Аналітичні співвідношення для цих інтегралів одержано в роботі [112] і за їх допомогою розв'язані плоскі квазістатичні контактні задачі термопружності для плоского [113] і крихкого [114] теплоізованого штампа, який ковзається по поверхні півплощини. Далі в роботі [115] отримано розв'язок плоскої контактної задачі термопружності для фрикційного змінювання пружної деталі круглим диском. Спільний вплив шорсткості, зношування і теплоутворення від тертя на розподіл контактного тиску і температури у шарі великої товщини розглядається в роботі [116]. Задачу про зношування пружного покриття, яке закріплене на жорстку основу від впливу рухомого штампа з урахуванням теплоутворення – в роботі [117]. При цьому на основі рішення незв'язаної квазістаціонарної задачі термопружності для шару враховується залежність коефіцієнтів тертя і зношування від температури, а також неоднорідність розподілу твердості за висотою. В роботі [118] розв'язано аналогічну задачу для неідеального теплового контакту двох шарів, що

стискаються і ковзаються з рівномірною швидкістю. Осесиметрична контактна задача термопружності для жорсткого півпростору з урахуванням теплоутворення від тертя і абразивного зношування кільцевого штампа, що обертається, розглядається в роботі [119]. Для розв'язку цієї задачі було використано співвідношення для визначення, внаслідок руйнування мікровиступів, термопружних переміщень півпростору і переміщення границі півпростору внаслідок зношування, а також жорстких переміщень штампа під дією нормальної сили і залежності коефіцієнта зношування від температури. Методами скінчених інтегральних перетворень одержано систему рівнянь для визначення пружно-деформованого стану і зношування залежно від вихідних параметрів. В роботі [120] досліджено характеристики термопружного контакту за наявності зношування і фрикційного нагрівання без врахування зближення контактних тіл. Розв'язок отримано в рамках одномірної моделі і проведено чисельну реалізацію для сталевого шару за різних значень коефіцієнта зношування.

Модель зношування за циклічного деформування шорсткої поверхні запропонована в роботі [121]. Ця модель основана на явищі нагромадження пластичних деформацій від втоми і в'язкого руйнування, її можливості обмежені для використання в умовах абразивного зношування і різання.

Математичній постановці контактних задач з урахуванням зміни форми поверхні на макрорівні, внаслідок відокремлення продуктів зношування, і їх розв'язку для тіл із змінним коефіцієнтом зносу присвячено роботу [122]. Наведено приклади дослідження зношування від втоми залежно від геометричних характеристик контактних тіл, механічних і теплофізичних параметрів і умов навантаження для спряжень при шліфуванні однорідних і неоднорідних поверхонь. В роботі [123] отримано формулу для опису нелінійного тертя, яка переходить в закон Кулона для відносно малого контактного тиску і в закон адгезійного тертя відносно великого контактного тиску. З використанням цієї формули автором наведено приклади опису абразивного зношування в умовах нелінійного контакту. При цьому враховується змінювання товщини покриття і термонапружень для спрощеної схеми контакту тіла з покриттям і одномірним рівнянням теплопровідності.

Постановку незв'язаної задачі зношування з урахуванням теплоутворення в умовах різання гірських порід алмазним відрізним кругом було реалізовано в роботах [124 – 126]. В ній враховувалося нагрівання круга в зоні контакту і охолодження рідиною за рахунок конвективного теплообміну внаслідок вимушеної конвенції. Розв'язок одержано в аналітичному вигляді. При цьому для алмазного круга враховується залежність коефіцієнта зношування від контактної температури та мікрогеометричних характеристик алмазовмісного шару. Далі в роботах [127, 128] авторами розв'язано зв'язану задачу теплопровідності за наявності зношування алмазного круга з урахуванням змінності теплофізичних характеристик алмазовмісного шару в напрямку радіальної координати. Одержані співвідношення дозволяють визначити зношування алмазного круга в довільний проміжок роботи і проаналізувати різноманітні фактори, які впливають на кінетику цього процесу. В цих роботах показано, що теплофізичні параметри алмазів і матриці композита, радіус круга, умови навантаження, відносна концентрація алмазів в матриці композита і відносне значення коефіцієнта теплообміну істотно впливають на температурне поле, термопружний стан і зношування такого інструменту.

Наприкінці цього параграфу зробимо такий висновок. Для вирішення вищенаведених задач використовуються моделі зношування, які визначають алгебраїчну залежність швидкості зношування від тиску на контакті спряження, швидкості відносного ковзання, механічних, мікрогеометричних характеристик поверхні, що зношується, температури тощо, а також умови контакту і рівноваги тіл. Для багатьох видів зношування (включаючи і абразивний) композиційних матеріалів рівняння швидкості зношування від тиску і швидкості ковзання мають вигляд:

$$\frac{\partial h_i}{\partial t} = K_i P^{m_i} (x, y, t) V^{n_i} (x, y, t) \quad (1.49)$$

або

$$h_i(x, y, t) = \int_0^t K_i P^{m_i} (x, y, \tau) V^{n_i} (x, y, \tau) d\tau . \quad (1.50)$$

Умови контакту спряження за довільний момент часу

$$W(x, y, t) + h_i(x, y, t) = \eta(t) + f(x, y); \quad (1.51)$$

умови рівноваги

$$P(t) = \iint_{\Omega} P(x, y, t) dx dy, \quad (1.52)$$

і залежності коефіцієнта зносу від температури ( $T$ ).

До рівнянь (1.49) – (1.52) введено умовні позначення:  $h_i(x, y, t)$  – лінійний знос і пружні переміщення в довільний момент часу відповідно;  $x$  і  $y$  – координати точок поверхонь;  $K_i$  – коефіцієнт зношування, який характеризує матеріал пари;  $m_i$  і  $n_i$  – параметри закону зношування;  $p(x, y, t)$  і  $v(x, y, t)$  – контактний тиск і швидкість відносного ковзання;  $(x, y)$ ;  $\eta(t)$  – зближення тіл;  $f(x, y)$  – функція, яка описує форму поверхні.

Співвідношення (1.49) – (1.52) є основними для розв'язування контактних задач зношування. Безумовно ці співвідношення при побудові конкретних задач зношування алмазних бурових доліт слід доповнити початковими і граничними умовами, а також умовами спряження на границі розділу алмазного шару і твердосплавної матриці, що є предметом досліджень у подальших розділах. Для цього треба чітко сформулювати проблему, мету і задачі дослідження.

#### 1.4. Особливості проблеми і постановка завдань дослідження

Із аналізу отриманих результатів випливає, що в процесі буріння гірських порід алмазним долотом бурові вставки із НКAM зношуються і необоротно змінюють свою форму. Це зумовлює зміну зони контакту, градієнта температури, контактного тиску і прискорює формозміни поверхневих шарів. Визначення складу матриці і алмазів, концентрації і зернистості алмазів, дослідження міцності, зносостійкості та довговічності НКAM є дуже складними проблемами, від вирішення яких залежать розробка та ефективне використання бурових інструментів. Експериментальні до-

слідження цих проблем є дорогими, трудомісткими і потребують використання складного обладнання. Окрім цього, вони не враховують взаємного впливу процесів, які відбуваються під час спікання і зношування НКАМ. Такі дослідження проводять для контрольних зразків НКАМ для того, щоб визначити лише напрямок в покращанні їх структури і фізико-механічних властивостей. Для цього слід розробити нові підходи на основі аналітичних методів дослідження зношування готових інструментів з метою визначення факторів, що істотно впливають на кінетику даного процесу і встановлення кількісних параметрів, які прямо відповідають за якість інструменту з надтвердих матеріалів і ефективність буріння.

Істотна відміна фізико-механічних властивостей алмазів від аналогічних параметрів складових композита, специфічні особливості конструкції долота, сукупність градієнтів температур і тисків на робочій поверхні інструменту дуже ускладнюють постановку задачі зношування долота і кінетики спікання НКАМ, вибір та обґрунтування математичних методів і побудову алгоритму розв'язку. Вони вимагають залучення математичних моделей механіки суцільних середовищ, теплопровідності, термопружності і зношування. До особливостей такого моделювання слід віднести такі фактори:

1. Складна геометрична форма долота і умови його контакту з вибоєм свердловини, з якої інтенсивно виділяється тепло, вимагає створення спеціальних граничних умов для взаємопов'язаних задач теплопровідності, термопружності, зношування і кінетики спікання.

2. Задачу теплопровідності не можна розглядати ізольовано від вибою свердловини, тому що тепловий потік розподіляється як в породу, так і в долото. В результаті необхідно розв'язати нелінійну контактну задачу взаємопов'язаної термопружності, коли температурні напруження є джерелом такого теплового потоку. Для того, щоб отримати аналітичні розв'язки цих задач, треба приблизити форму долота до класичної (наприклад, сферична, півсферична тощо).

3. Бурове долото має неоднорідну структуру, теплофізичні і механічні властивості алмазовмісного шару, які істотно відрізняються від аналогічних властивостей твердосплавної матриці.

4. Бурове долото в процесі роботи дуже нагрівається за рахунок теплоутворення в рухомому контакті і охолоджується потужним потоком бурового розчину.

5. Для розв'язання задачі зношування алмазного долота слід використати співвідношення, які описують залежність швидкості зношування від тиску і швидкості ковзання (рівняння типу (1.49) чи (1.50)), умови контакту спряження за довільний момент часу (рівняння типу (1.51)), умови рівноваги (рівняння типу (1.52)) і залежності коефіцієнта зносу від температури ( $T$ ).

6. Математичну модель для опису кінетики спікання НКМ не можна розглядати без врахування фізико-хімічних процесів, які відбуваються, тому що дифузія, хімічні реакції між складовими композита і зародкоутворення нових фаз істотно впливають на формування структури, властивості та якості спеченого матеріалу.

*Постановка задач дослідження.* На сучасному етапі конструювання бурових доліт не існує розв'язку контактної задачі термопружності за наявності зносу алмазного долота з повним відображенням специфічних особливостей надтвердих матеріалів і мікрогеометрії контактної пари в умовах буріння свердловини, а дослідження феномену покращання структури і властивостей НКМ є дуже складною проблемою, найважливіші аспекти (дифузійні і хімічні процеси) якої глибоко сховані від видимої поверхні. Реальна проблема, яка стоїть за усіма цими феноменальними явищами і ефектами настільки складна, що на перший погляд здається незбагненою і недоступною для експериментального дослідження. Ця мета досягається рішенням таких завдань:

1. Постановка та розв'язок нестационарної задачі теплопровідності для алмазного долота півсферичної форми в умовах буріння нафтових та газових свердловин з урахуванням теплоутворення за рахунок інтенсивного тертя робочої поверхні інструменту об вибій і охолодження рідиною внаслідок конвективного теплообміну.

2. Визначення квазістационарних термопружних напружень за рахунок нерівномірного нагрівання та взаємодії робочої поверхні з породою.

3. Вирішення контактної задачі термопружності за наявності зношування алмазного долота півсферичної форми з урахуванням залежності коефіцієнта зношування від температури в умовах буріння.

4. Розробка загальної моделі для опису фізико-хімічних процесів, які відбуваються при спіканні алмазовмісних композитів на основі твёрдосплавних матриць в умовах неізотермічного експерименту.
5. Комплексне дослідження фізико-механічних властивостей дослідних зразків бурових вставок з метою розробки практичних рекомендацій за технологією їх виготовлення методом гарячого пресування.
6. Розробка технології спікання бурових вставок нового технологічного рівня.
7. Розробка та промислове впровадження бурового інструменту ІНМ в породах середньої твердості та в верхніх інтервалах твердих порід.



## РОЗДІЛ 2

КОНСТРУКТИВНІ ОСОБЛИВОСТІ АЛМАЗНИХ БУРОВИХ ІНСТРУМЕНТІВ  
ТА ДОСЛІДЖЕННЯ СИЛОВИХ І ЕНЕРГЕТИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ

Використання алмазів в складі композитів, істотна відмінність їх фізико-механічних властивостей від аналогічних властивостей порошкових матеріалів вносять визначену специфіку в теорію спікання і зношування НКАМ. Більшість унікальних властивостей алмаза, таких, як найвища серед відомих речовин твердість, теплопровідність, зносостійкість, низький коефіцієнт термічного розширення, високі хімічні і термічні стійкості, можуть реалізувати в НКАМ тільки при правильному визначенні хімічного складу вихідних речовин і  $p - T - t$  умов спікання. Окрім того, такі матеріали повинні мати високе алмазоутримання за рахунок наявності досить міцних хімічних зв'язків на границях контакту алмаз – матриця і особливим станом матриці навкруг алмазів, а також мати можливість до самозагострювання і змочування. З іншої сторони, при вирішенні контактних задач термопружності за наявності зношування контактних тіл в кінетичні рівняння і розрахункові співвідношення входять різні характеристики пари тертя: мікрогеометрія поверхонь контакту, кінематичні і силові параметри, фізико-механічні властивості матеріалів, умови взаємодії і охолоджувального середовища. В процесі буріння гірських порід алмазними долотами, інтенсивної дії силових і температурних полів, проходить відхилення цих характеристик від їх середніх значень. Ці обставини привносять істотні неточності при розрахунках кінетики зношування і, як наслідок, до похибок при визначенні властивостей композиційних матеріалів. В цьому разі справедливніше в розрахункових співвідношеннях використовувати деякі величини, які інтегрально враховують їх сукупність і визначаються безпосередньо з експерименту. Тоді ці величини дозволять точніше відображати процеси, які відбуваються при бурінні і зношуванні. Для цього слід детально ознайомитися з конструктивними особливостями такого інструменту.

В цьому розділі подано класифікацію і конструктивні особливості алмазних бурових інструментів Інституту надтвердих матеріалів НАН України та викладено методику експериментального дослідження силових і енергетичних параметрів, а також зношування бурових вставок з НКММ залежно від хімічного складу, мікрогеометричних характеристик алмазів і геометрії алмазного шару, а також умов випробування.

## 2.1. Основна класифікація

Буровий інструмент виробництва ІНМ НАН України розподіляється на бурові долота, які призначаються для формування стовбура свердловини суцільного вибою (рис.2.1, а, б, в; 2.2, а, в, г), бурильні головки – для формування стовбура

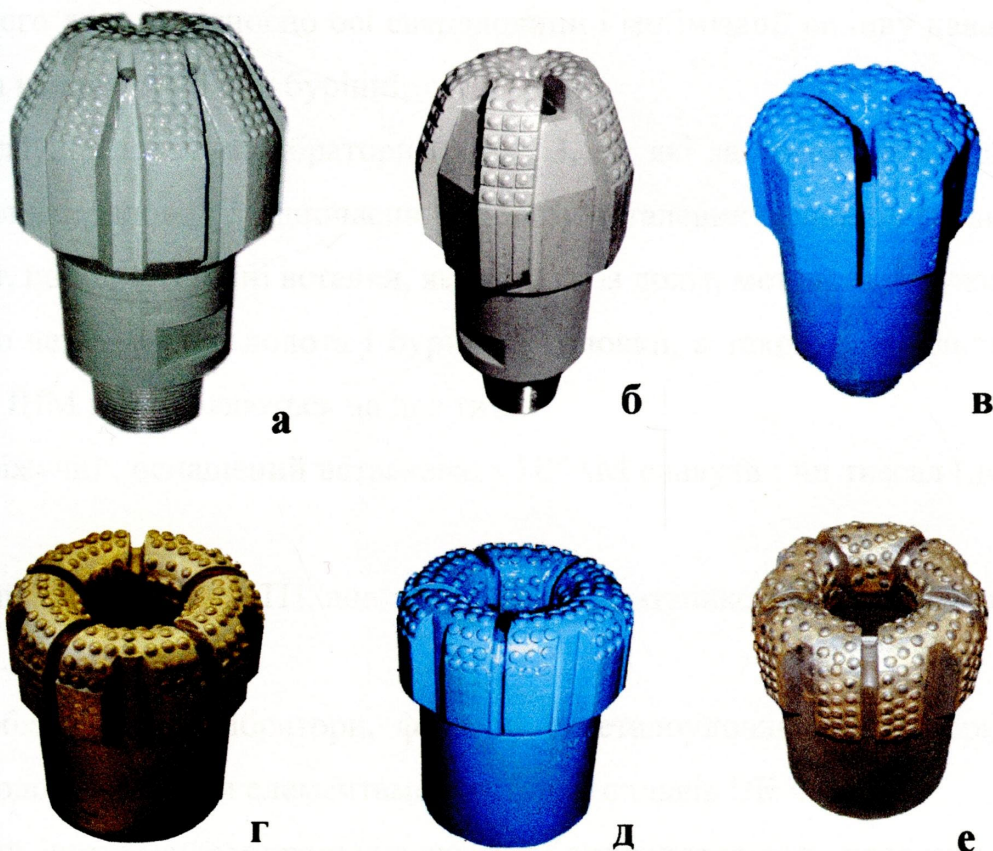


Рис. 2.1. Буровий інструмент мікроріжучого типу: а – ІНМ-292,2; б – ІНМ-214, МС; в – ІНМ-214,3 Т; г – ІНМ-214,3/80 МС; д – ІНМ-215,9/100 С; е – ІНМ-214,3/80 С.

свердловини з одночасним вибурюванням з гірської породи циліндричного керна (рис. 2.1, г, д, е; 2.2, б, д), а також бурового інструменту спеціального технологічно-

го призначення. Останній вид інструменту має широкий спектр застосування і розподіляється на:

- зарізні долота (рис. 2.3, а), які призначаються для зарізання бокових стовбурів при похило-скерованому, горизонтальному бурінні або в аварійних ситуаціях;
- фрезера кільцеві (рис. 2.3, б), які призначаються для зовнішнього розбурювання колони труб чи інших предметів з наступним витягуванням їх із свердловини за допомогою спеціальних технологічних способів;
- фрезера вибійні (рис. 2.3, в), які застосовуються для розбурювання металевих залишків на вибої свердловини, колони труб (у разі неможливості їх витягувань із свердловини), пакерів, цементних пробок, тощо;
- калібратори наддолотні (рис. 2.3, д) і колонні (рис. 2.3, г), призначені для калібровки стінок свердловини з метою забезпечення заданого діаметра, а також стабілізації бурового долота відносно осі свердловини і мінімізації впливу навантажень на скривлення колони труб при бурінні;
- металоуловлювачі-калібратори (рис. 2.3, е), які застосовуються для калібрування стінок свердловин з одночасним збором металевих залишків (кульки шарошkových доліт, породоруйнівні вставки, які випали із доліт, металева стружка тощо).

В свою чергу бурові долота і бурильні головки, а також спеціальний буровий інструмент ІНМ розподіляються на два типи:

- мікроріжучий, оснащений вставками з НКАМ слаутич чи твесал (див. рис. 2.1, 2.3);
- ріжучий, оснащений АТП, аналог пластин стратапакс зарубіжного виробництва (див. рис. 2.2).

За необхідністю калібратори, фрезери і металоуловлювачі-калібратори оснащують породоруйнівними елементами з твердих сплавів ВК чи ТК.

Буровий інструмент мікроріжучого типу використовують переважно в турбінному (високооборотному 300 – 600 об/хв) режимі буріння. Допускається використання такого інструменту і в роторному (40 – 142 об/хв) режимі буріння. Перевагою бурових доліт і головок із НКАМ є те, що вони можуть бути використані для

буріння порід різної твердості, які забезпечують таку ж проходку як і алмазні долота, що містять в собі крупні кристали природних алмазів і на порядок перевищують цей параметр шарошкових доліт. Слід відзначити, що інструменти мікроріжучого типу за механічною швидкістю буріння поступаються шарошковому.

Буровий породоруйнівний інструмент ріжучого типу (див. рис. 2.2) почали виготовляти в ІНМ НАН України з 1985 р., коли було розроблено технологію спікання АПІ. Інструмент цього типу успішно використовують як в турбінному, так і в роторному режимі буріння.

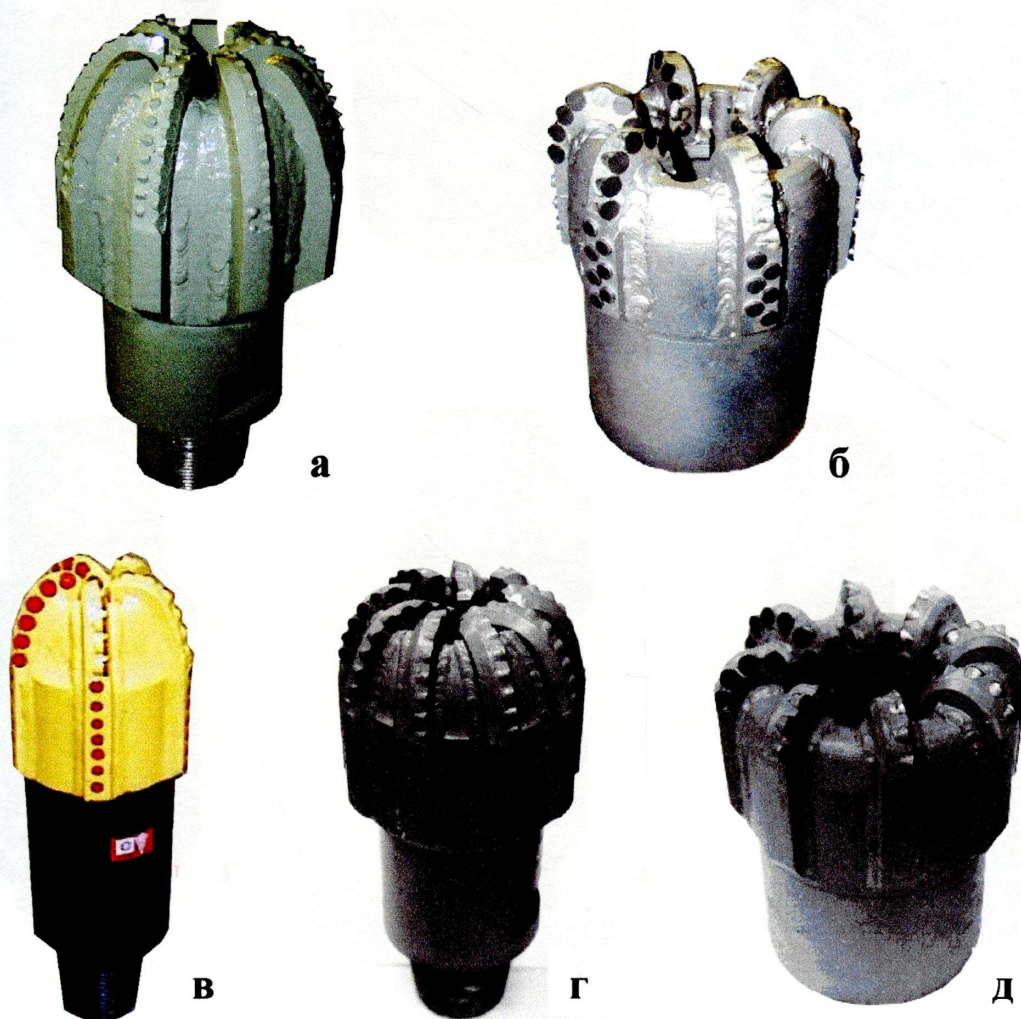


Рис. 2.2. Буровий інструмент ріжучого типу: а – ІНМ-АП-292,2 МС; б – ІНМ-АП-214,3 МС; в – ІНМ-АП-144,4 М; г – ІНМ-АП-214,3 МС; д – ІНМ-АП-214,3/100 М.

Ефективність використання такого інструменту забезпечується за рахунок високої механічної швидкості буріння, близької до швидкості буріння шарошковими

долотами, і в 3 – 8 разів перевищує цей параметр доліт, оснащених крупними кристалами алмазів і долотами мікроріжучого типу. Фактор, який обмежує широке застосування інструменту такого типу, є низька термостійкість АТП (650 °С), тобто низька зносостійкість за високих контактних температур.



Рис. 2.3. Буровий інструмент спеціального технологічного призначення: а – врізне долото ІНМ-А-292,2 МС; б – фрезер кільцевий ІНМ-ФК-112/100; в – фрезер вибійний ІНМ-ФЗ-270; г – калібратор колонний ІНМ-К295,3 СТ; д – калібратор наддолотний ІНМ-К215,9 СТ; е – метало уловлювач-калібратор ІНМ-МУК 214,3.

*В даний час в ІНМ НАН України розроблено АТП, термостійкість яких становить 800 – 1100 °С, що значно підвищує можливість застосування таких доліт [129].*

В шифрі інструменту (ІНМ-214,3 С; ІНМ-188,9/80 Т; ІНМ-АП-292,9 МС; ІНМ-К-295,3 СТ; ІНМ-А-214,3 МС) зазначається:

ІНМ – підприємство, яке виготовляє інструмент, Інститут надтвердих матеріалів НАН України;

214,3; 188,9; 292,9 – зовнішні діаметри інструменту, мм;

80 – діаметр керноутворюючої частини бурильних головок, мм;

АП – долота ріжучого типу, які оснащені АТП;

Т, С, СТ – тип (по твердості) бурильних порід.

Літери після абрєвіатури підприємства позначають:

А – зарізне долото;

ФК – фрезер кільцевий;

ФЗ – фрезер вибійний;

ФКК – фрезер кільцевий колонний;

К – калібратор;

Р – розширювач;

МУК – металоуловлювач-калібратор.

## 2.2. Конструктивні особливості

Бурова свердловина являє собою складну гідротехнічну споруду, якість будівництва якої залежить від багатьох факторів. Це застосування технологічного обладнання та способів будівництва, рівень підготовки бригади тощо. Особливість конструювання породоруйнівного інструменту для буріння глибоких нафтових та газових свердловин полягає в тому, що геологічний розріз свердловин неоднорідний і змінюється зазвичай від м'яких неабразивних глин у верхньому проміжку застосування до надто твердих абразивних порід магматичного походження – базальти, джеспіліти, граніти в нижніх інтервалах. Крім того, пласти цих порід залягають під різними кутами до поверхні і, як наслідок, до осі свердловини, що дуже ускладнює забезпечення її вертикальності. Буріння порових порід ускладнюється тим, що тиск і кількість бурового розчину мають обмежуватися, оскільки надмірне гідравлічне на-

вантаження може призвести до гідророзриву пласта і поглинання бурового розчину. В зв'язку з цим бурові інструменти та їх гідравлічні схеми мають бути виготовлені таким чином, щоб не тільки ефективно виконувати свої функції, тобто очистку вибою від шламу, який утворився, і охолодження інструменту від перенагрівання, але й запобігати ефекту поршнювання в процесі спуско-підіймальних операцій. Врахування цих та інших факторів при розробці бурових доліт є дуже важливим аспектом.

Залежно від твердості гірські породи поділяють на п'ять груп:

М – м'які породи твердістю (за Штампом) 98 – 245 МПа;

МС – м'які породи з пропластками пород середньої твердості 245 – 490 МПа;

С – породи середньої твердості 490 – 980 МПа;

СТ – породи середньої твердості з пропластками твердих порід 980-1470 МПа;

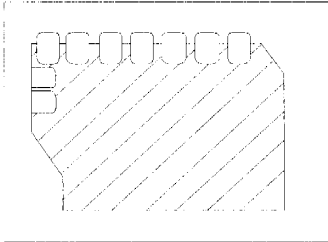
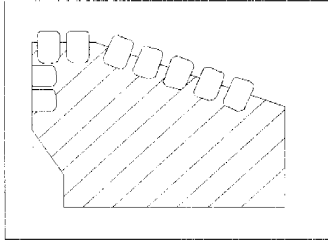
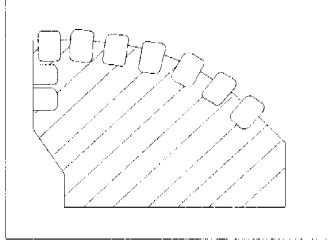
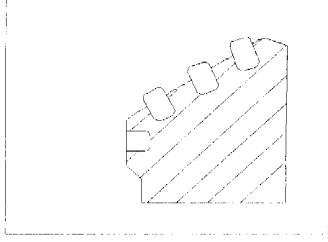
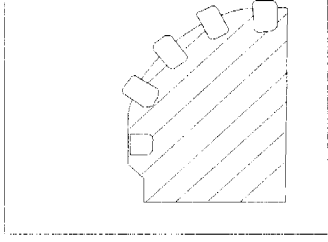
Т – тверді породи, понад 1470 МПа.

Відповідно до призначення буровий інструмент ІНМ на основі НКММ славутич або твесал має розрахунковий коефіцієнт оснащення (перекриття), який визначається відношенням суми площин породоруйнівних елементів, розміщених на робочій поверхні інструменту, до загальної площі поверхні інструменту і, виходячи з принципів достатності має значення: М – 0,15-0,20; МС – 0,20-0,25; С – 0,25-0,30; СТ – 0,30-0,35; Т – 0,35-0,45 [130].

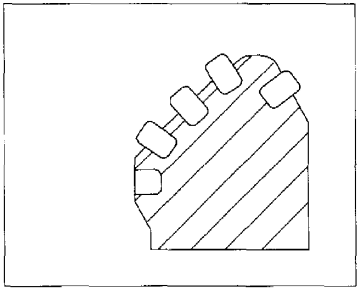
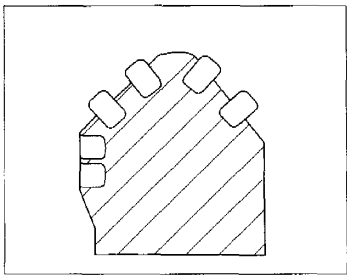
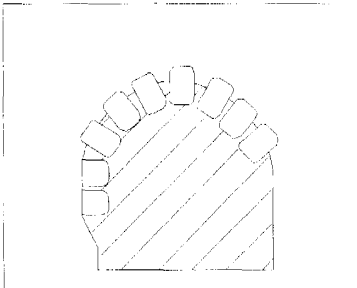
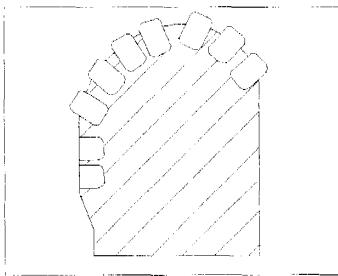
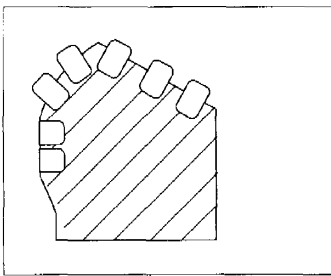
Важливу роль для ефективної роботи інструменту має правильний вибір його профілю. Плоска форма профілю або близька до неї забезпечує максимальну швидкість буріння. В цьому разі важко забезпечити насичення породоруйнівними елементами в перехідній зоні між торцевою і калібруючою частинами. Внаслідок цього в цій зоні відбувається швидке зношування інструменту. Списоподібний профіль інструменту забезпечує рівномірний знос по всьому профілю [131] за недостатньої механічної швидкості буріння. В ІНМ НАН України розроблено профілі бурового інструменту [132] для порід різної твердості (таблиця 2.1), а також схеми розподілу промивальної рідини за контуром інструменту для всіх типів доліт і бурових головок (табл. 2.2).

Оснащення бурового інструменту здійснюється породоруйнівними елементами з НКММ твесал або славутич.

## Рациональні поздовжні профілі бурового породоруйнівного інструменту

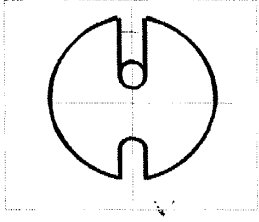
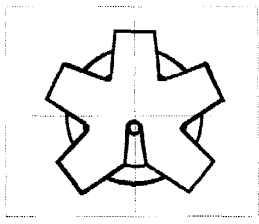
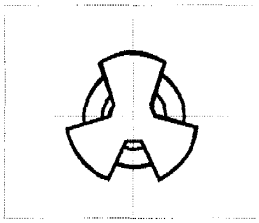
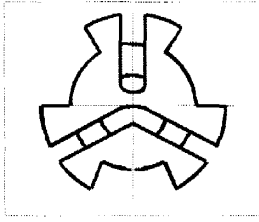
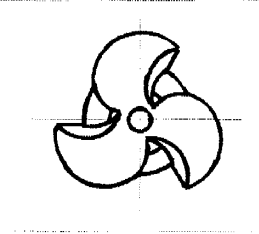
№ п/п	Профіль долота		Рекомендований тип долота
	2	3	
1		Плоский	М, врізне, торцевий фрезер
2		Увігнутий конічний	М, врізне, торцевий фрезер
3		Увігнутий криволінійний	М, МС – врізне, торцевий фрезер
4		Опуклий конічний	М, МС
5		Опуклий криволінійний	М, МС

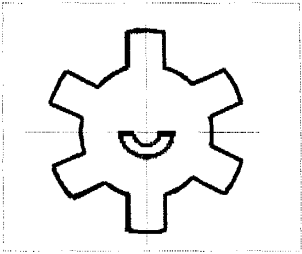
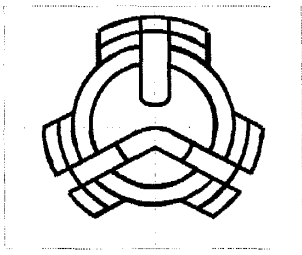
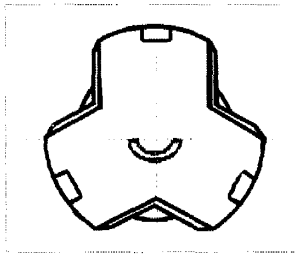
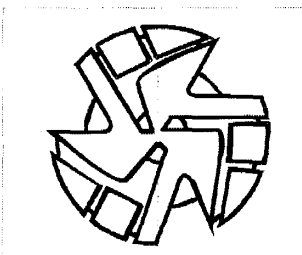


1	2	3	4
6		Біконічний асиметричний	М, МС
7		Біконічний симетричний	С
8		Криволінійний симетричний	СТ
9		Криволінійний асиметричний	Т
10		Криволінійно-конічний	Т

Таблиця 2.2

Схема подачі промивальної рідини в зону контакту доліт з породою

№ п/п	Розподіл промивальної рідини від підвідного каналу	Графічна схема	Рекомендований тип долота
1	2	3	4
1	По радіальних пазах		Врізне, торцевий фрезер
2	По дифузотно-радіальних-промивних пазах, розміщених поміж лопатями		М, МС
3	По дифузотно-радіальних промивних пазах, розміщених поміж секторами		МС, С
4	По радіально-промивних пазах, розміщених на лопатях чи секторах		С, СТ, Т
5	По криволінійних пазах, спіральних і гвинтових каналах		МС, С

1	2	3	4
6	За рахунок виступання породоруйнівних елементів за відсутності пазів і канавок		СТ, Т,
7	По поперечних проміжних каналах і пазах		МС, С
8	за наявності зносостійких екранів		М, МС, С, СТ, Т
9	За лабіринтною системою пазів і канавок		М, МС, С

Елементи виготовляються відповідно до ТУ 88 України 90-583 – 84 "Вставки з надтвердого композиційного матеріалу для бурового інструменту" у вигляді циліндрів діаметром 6 – 16 мм і висотою 6 – 17 мм. Залежно від умов застосування торцева поверхня елементів виготовляється із плоскою, клиноподібною і сферичною формою (рис. 2.4), їх виступ відносно поверхні корпусу інструменту має значення від 3 до 5 мм і визначається переважно твердістю і абразивністю порід.

Для доліт типу М використовуються породоруйнівні елементи клиноподібної форми, які виступають над поверхнею корпусу долота на 5 мм; МС – клиноподібної

і сферичної форми, при цьому радіус торцевої частини вставки тут має 5 – 10 мм; С – сферичної форми з радіусом 10 – 14 мм; СТ і Т – сферичної форми з радіусом до 100 мм. Робочі поверхні інструменту оснащуються елементами плоскої форми.

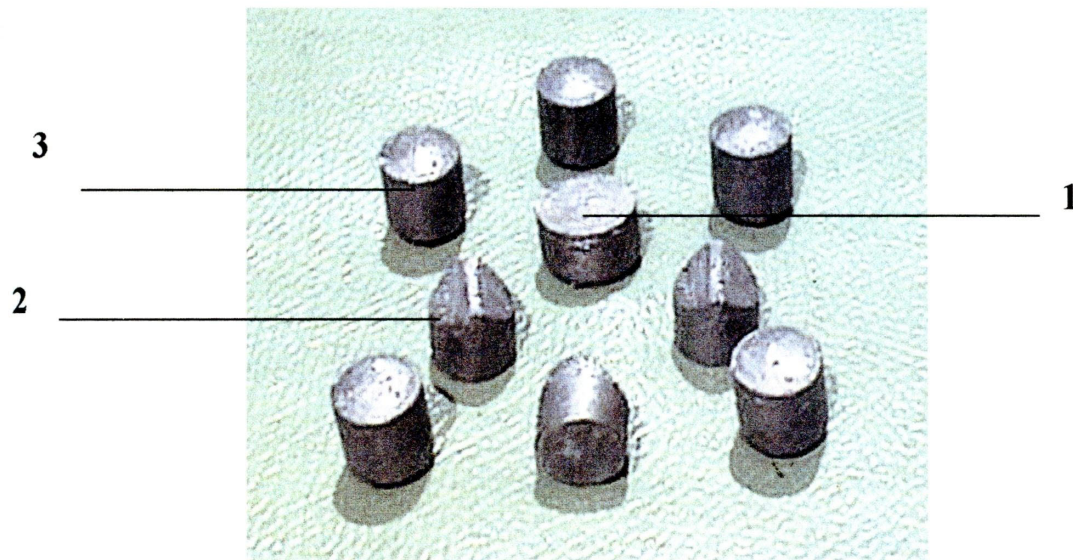


Рис. 2.4. Породоруйнівні вставки з слаутича або твесалу: 1, 2, 3 – плоска, клиноподібна і сферична форма торцевої поверхні відповідно.

Для оснащення породоруйнівного інструменту ріжучого типу використовуються алмазно-твердосплавні різці (рис. 2.5, позиція 1). Різці складаються із твердосплавної підкладки 2 і АТП 3, які з'єднані між собою за допомогою пайки. Пластини АТП виготовляються згідно з ТУ 88-90-1244 – 91 "Пластини алмазно-твердосплавні для бурового інструменту".

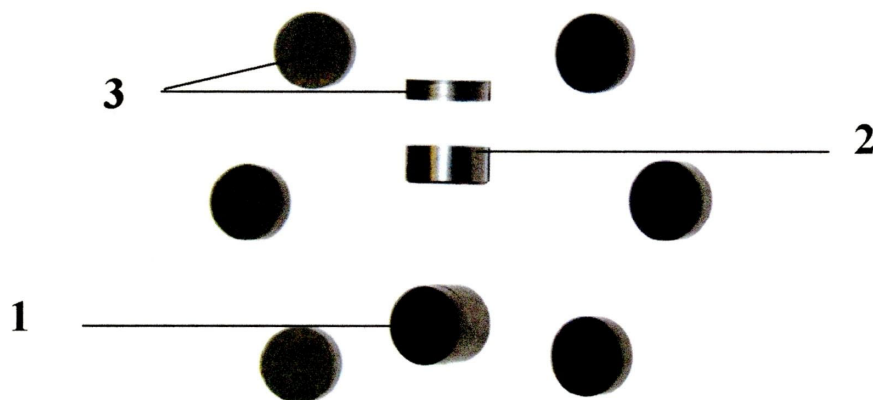


Рис. 2.5. Алмазно-твердосплавні пластини для бурового інструменту: 1, 2, 3 – АТР, твердосплавна підкладка і АТП відповідно.

Правильний вибір факторів, які зазначено вище, дозволяє ефективно використовувати породоруйнівний інструмент для буріння нафтових та газових свердловин.

### 2.2.1. Долота мікроріжучого типу

Ці долота призначаються для буріння свердловин в породах всіх типів – від м'яких до твердих. В зв'язку з розробкою технології спікання АТП і створення доліт ріжучого типу АП потреба в долотах мікроріжучого типу М зменшилась. Через це опис конструкцій доліт цього типу не наводимо.

Долота типу МС (рис. 2.6) складаються із суцільно-фрезерованого корпусу 1, з'єднаного за допомогою різьби з перевідником 2. Ріжуча частина долота має незначну контактну площу і оснащується циліндричними вставками діаметром 10 мм з клиноподібною формою торця 3.

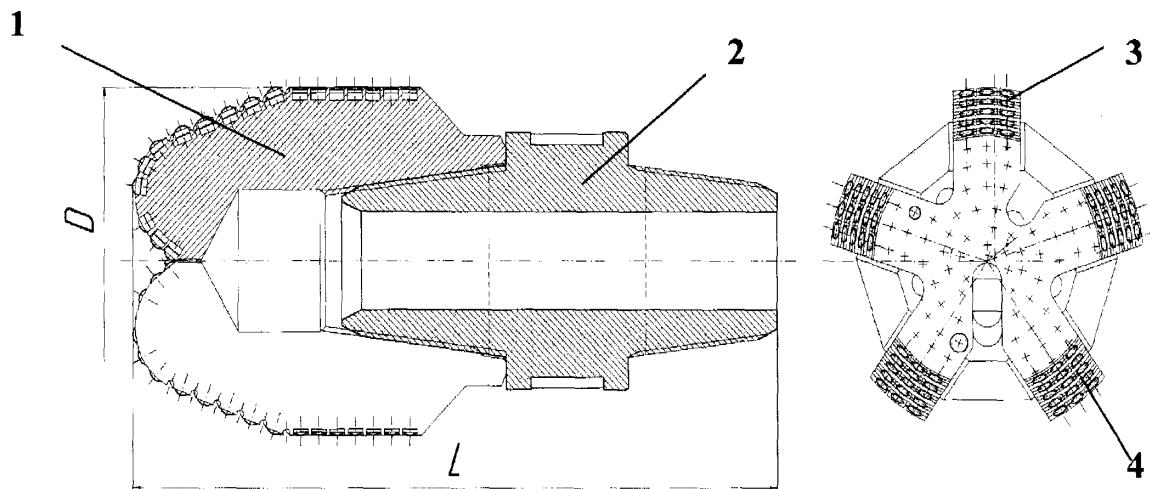


Рис. 2.6. Конструктивна схема долота ІНМ-188,9 МС.

Перший рядок з боку промивних пазів оснащується вставками, що мають сферичну форму торця 4. Калібруюча поверхня оснащується циліндричними вставками діаметром 10 мм з плоским торцем алмазного шару висотою 3 мм. Ефективне буріння долотами такого типу досягається на глибині до 2500 м з використанням турбобурів чи електробурів. Поздовжній профіль доліт цього типу може бути виконаний у вигляді увігнуто-конічної форми, завдяки чому досягається якісне центрування до-

лота на вибої і забезпечується мінімальне відхилення осі свердловини від проектної. Така форма долота також дозволяє уникати ефекту поршнювання при спуско-підймальних операціях, сприяє підвищенню навантаження на вибій і механічній швидкості буріння. Буровий розчин розподіляється за дифузорно-радіальними промивними пазами, розміщеними між лопатями. Ефективне очищення калібруючої поверхні долота забезпечується за рахунок розміщення на них поздовжніх промивних канавок. Зменшення гідроабразивного зношування долота забезпечується завдяки збільшенню загального перетину промивних каналів і їх наплавки твердим сплавом ВК. Кількість лопатей в таких долотах визначається для кожного конкретного долота залежно від його діаметра і умов буріння. Долота діаметром від 138 до 215 мм виготовляються переважно п'ятилопатевими, а діаметром від 243 до 392 мм – семи- та дев'ятилопатевими.

За формою робочих органів долота мікроріжучого типу можуть виготовлятися за двома модифікаціями: радіальною або секторною.

Долота секторної модифікації застосовуються як при турбінному, так і роторному способі буріння. Для них характерна укорочена конічна форма з вузькими промивними пазами (див. схему 3, 5, 7, табл. 2.2). На боковій поверхні кожного сектора передбачено промивні канали для підймання бурового розчину разом із шламом. Породоруйнівні елементи на зовнішній поверхні конуса секторного долота розміщують зазвичай між витками спіральних канавок чи на торцевих поверхнях сходинок. Глибина і крок гвинтової канавки залежать від конструкції долота і розмірів бурових вставок. Опукло-криволінійний профіль долота з високою щільністю оснащення НКМ забезпечує високі техніко-економічні показники в інтервалі буріння до 3500 м з використанням високооберткових двигунів.

Долота радіальної модифікації мають опукло-асиметричну форму профілю з кутом зовнішнього конуса  $94^\circ$ . На конусній поверхні зроблено гвинтову промивну канавку (див. графічну схему 7, табл. 2.2) між витками якої розташовані клиноподібні вставки. Торці вставок спрямовані за дотичною до гвинтової лінії або під деяким кутом в напрямку обертання. Буровий розчин подається на вибій через промивні отвори, розміщені в центральній частині долота. Із отворів рідина надходить до радіаль-

них каналів і промивних гвинтових канавок, завдяки чому забезпечується якісне очищення робочої поверхні і охолодження інструменту. Ефективне буріння цими долотами досягається на глибині 2000 – 4000 м і дозволяє збільшити механічну швидкість на 30 – 40 % порівняно з аналогічним параметром при бурінні долотами інших конструкцій. В деяких випадках долота радіального типу забезпечують високу механічну швидкість при бурінні глибоких свердловин роторним способом.

При розробці конструкції доліт типу С (рис. 2.7) основними вимогами було забезпечення високої проходки при бурінні абразивних порід середньої твердості на глибині понад 4000 м. Для цього потрібно провести правильний вибір профілю долота; оснащення робочої поверхні і інструменту буровими вставками, які забезпечують високу механічну швидкість буріння, зносостійкість і надійну роботу інструменту; вибір конструкції промивної системи, яка має забезпечувати якісне очищення робочої поверхні від шламу і ефективне охолодження інструменту.

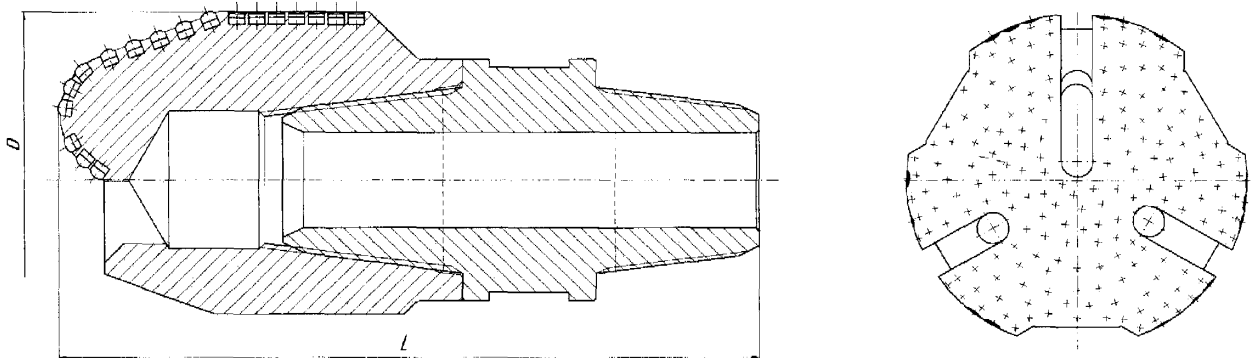


Рис. 2.7. Конструктивна схема долота ІНМ-214,3 С.

Профіль долота радіального типу має біконічно-асиметричну форму з кутом зовнішнього конуса  $84^\circ$  і внутрішнього –  $60^\circ$  чи  $90^\circ$ . Профіль секторних доліт має криволінійно-опуклу чи біконічно-асиметричну форму. Промивна система в долотах С має центральну промивку з радіально розміщеними каналами. Робоча поверхня долота оснащується вставками діаметром 10 – 12 мм сферичної форми торця, які ви-

ступають над поверхнею корпусу на 3 – 4 мм. Ефективне буріння долотами типу С досягається як турбінним, так і роторним способом.

Бурові долота СТ і Т (рис. 2.8) за конструктивними ознаками аналогічні долотам типу С. Форми профілю таких доліт вибирають залежно від умов буріння. Звичай це криволінійно-симетричний чи криволінійно-асиметричний профілі.

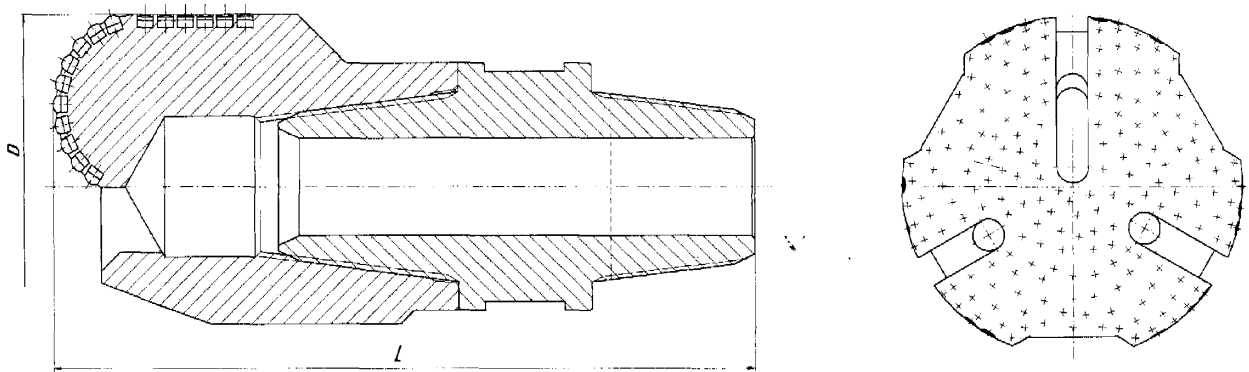


Рис. 2.8. Конструктивна схема долота ІНМ-214,3 Т.

Ці долота призначені для буріння глибоких свердловин, складених абразивними породами середньої твердості з прошарками твердих порід, а також твердими породами.

### 2.2.2. Долота ріжучого типу

Долото ріжучого типу (рис. 2.9) складається із сталевго корпусу 1, до якого приварюються лопаті 2 і перевідник 3.

Долота такого типу виробляються діаметром від 108 до 393,7 мм і залежно від цього можуть мати від 3 до 9 лопатей. На передній грані лопатей за допомогою методу пайки кріпляться алмазно-твердосплавні різці 4, які складаються із АТП діаметром 13,5 мм і твердосплавної підкладки висотою від 6 до 10 мм діаметром 13,5 мм. Розміщення АТП здійснюється при зворотному куті  $15^\circ$  чи  $20^\circ$  до передньої площини лопаті. На задній грані лопаті закріплюються вставки клиноподібної форми 5 діаметром 10 мм і висотою 12 – 14 мм таким чином, щоб клин вставки був на одному



рівні висування відносно торцевої поверхні лопаті, а по радіальній поверхні знаходяться між різцями АТП. Клиноподібні вставки сприяють тріщиноутворенню в гірській породі і полегшують таким чином роботу АТП. Калібруюча частина долота оснащується породоруйнівними вставками 6 зі славутича плоскої форми торця діаметром 10 – 16 мм.

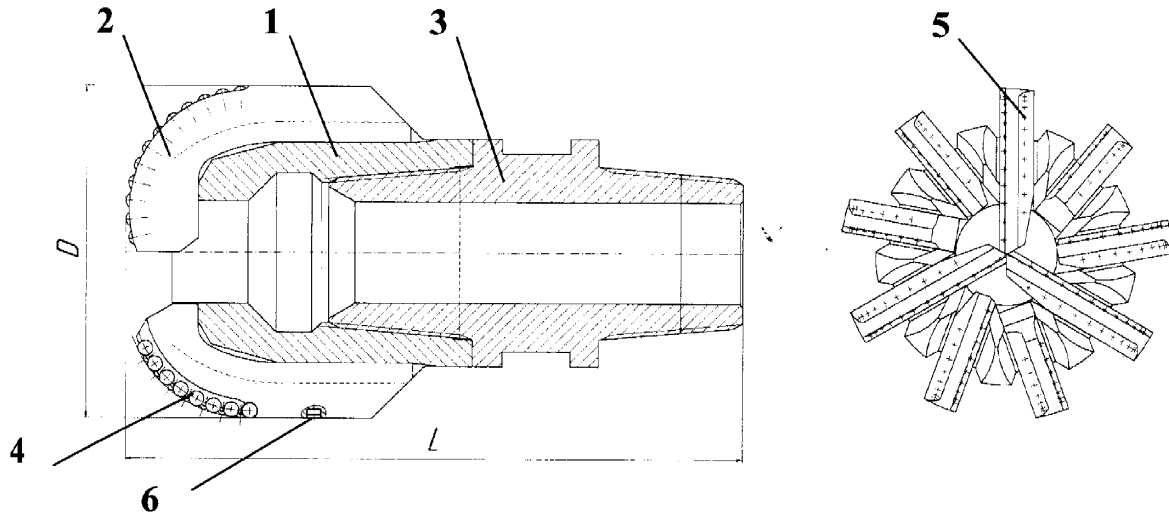


Рис. 2.9. Конструктивна схема долота ІНМ-АП-292,9 МС.

Торець профілю доліт може бути опукло-криволінійної чи криволінійно-асиметричної форми.

### 2.2.3. Бурильні головки

Бурильні головки конструкції ІНМ призначені для буріння свердловин з відбором керна в породах різної твердості і абразивності. Для таких інструментів висувають особливі вимоги. По-перше, технічні характеристики (механічна швидкість буріння і загальна проходка) мають відповідати параметрам буріння суцільним вибоєм. По-друге, грудкуватість керна має бути мінімальною, а вибурений kern повинен мати циліндричну форму з найменшим еліпсом. По-третє, довжина керна має бути близькою до величини проходки на бурову головку. Розміри бурових головок за зо-

внiшнiм дiаметром бувають вiд 138,1 до 295,3 мм, а за величиною дiаметра керна – вiд 40 до 100 мм. За способом бурiння вони подiляються на два типи: мiкрорiзучий i рiзучий.

Бурильнi головки мiкрорiзучого типу (рис. 2.10) складаються з корпусу 1, до якого рiзбовим з'єднанням закрiплюється вставний центр 2. З метою запобiгання провртання вставного центру в конструкцiї головки передбачено заклепки 3.

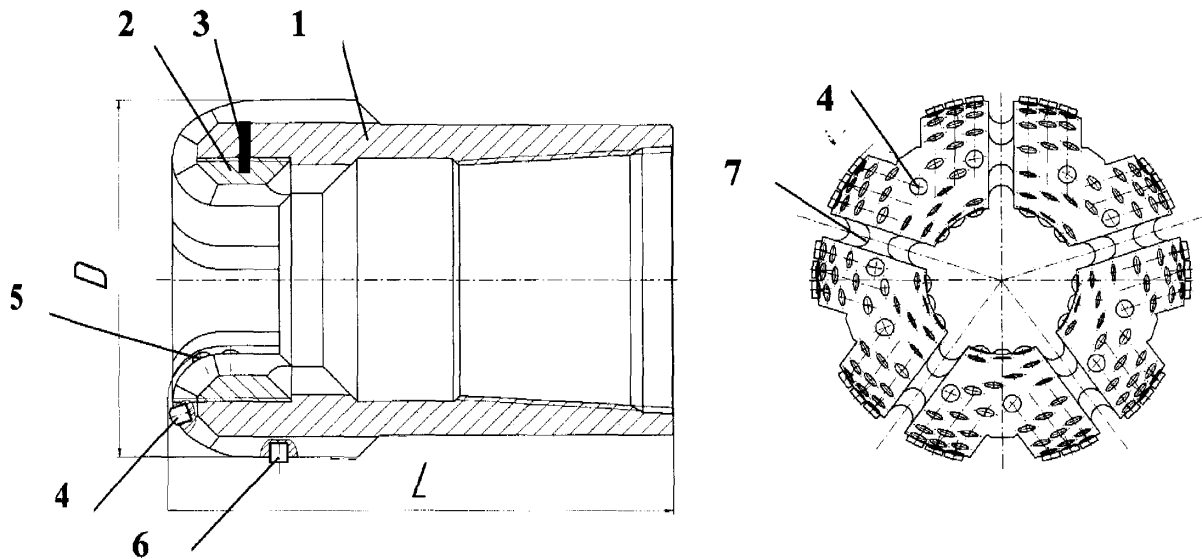


Рис. 2.10. Конструктивна схема бурильної головки ІНМ-215,9/80 С.

Робоча поверхня інструменту оснащується вставками 4 радіусом 7 мм, а кернокалібруюча та свердловинокалібруюча поверхні – вставками 5 і 6 радіусом торцевої частини 100 мм. Промивні канали 7 розподіляють робочу поверхню бурильної головки залежно від розмірів інструменту і типу породи на 4 – 8 секторів. Бурильна головка рiзучого типу (рис. 2.11) складається з порожнистого корпусу 1, до якого методом зварювання закрiплюється 4 – 12 лопатей 2. Кiлькiсть лопатей залежить вiд дiаметра iнструменту i умов роботи. Розмiщення i закрiплення алмазно-твердосплавних рiзцiв 3, клиноподiбних 4, кернокалібруючих 5 i свердловинокалібруючих вставок 6 виконують так само, як i в бурових долотах.

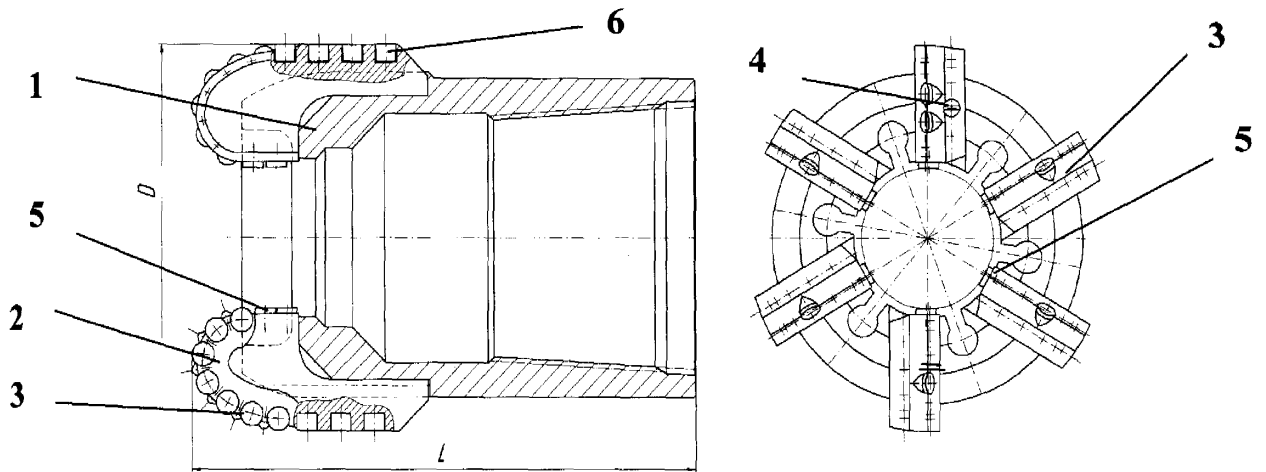


Рис. 2.11. Конструктивна схема бурильної головки ІНМ-215,9/100 МС.

#### 2.2.4. Буровий інструмент спеціального призначення

*Зарізні долота.* В ІНМ НАН України розроблені конструкції доліт, оснащених буровими вставками із слаутича, для зарізання нових стовбурів свердловин. Зарізне долото (рис. 2.12) складається із корпусу 1 і переводника 2. Конструктивною особливістю цих доліт є присутність ріжучої кромки 3, яка розміщується на периферії долота.

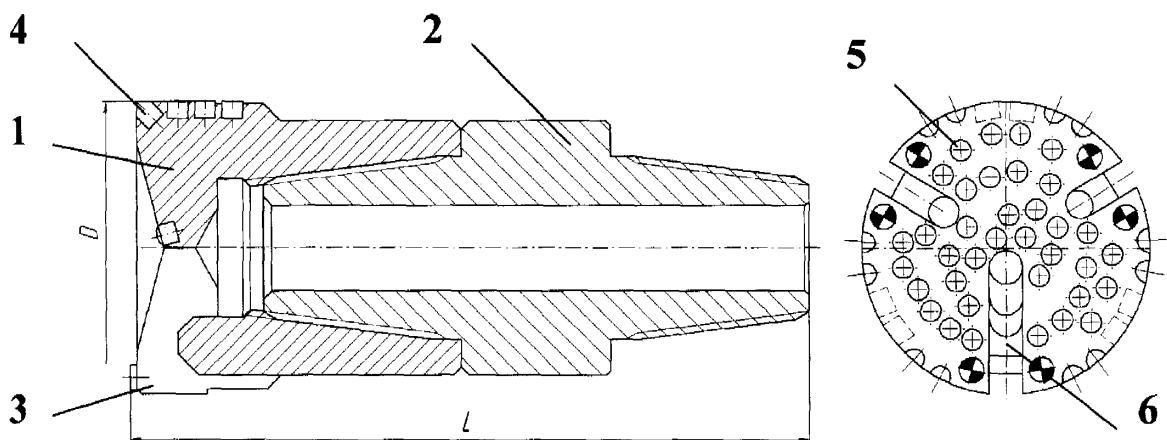


Рис. 2.12. Конструктивна схема зарізного долота ІНМ-А-214,3МС.

Ріжуча кромка оснащується вставками 4 клиноподібної форми, які закріплюються за бісектрисою кута, утвореного внутрішньою і зовнішньою конусними поверхнями. Далі робоча поверхня оснащується циліндричними вставками 5 з плоским або сферичним торцем. Центральна промивна система забезпечує доступ бурового розчину із внутрішньої порожнини інструменту за радіальними каналами 6 в затрубний простір.

*Фрезери вибійні і кільцеві.* Фрезери вибійні (ФВ) і фрезери кільцеві (ФК) використовуються під час аварійних робіт в свердловині і призначаються для розбурювання металевих залишків на вибої і обурювання за зовнішнім діаметром бурових і помпо-компресорних труб. Вони складаються (рис. 2.13) із сталевго корпусу 1 і робочої частини 2. Робоча частина являє собою закріплені в корпусі твердосплавні циліндри 3 діаметром 8 і висотою 25 мм. На висоту виступу циліндрів засипається твердосплавне кришіння 4 неправильної форми різних розмірів або алмазовмісний матеріал такої ж форми та розмірів. Твердосплавні циліндри та кришіння закріплюються між собою та зі сталевим корпусом за допомогою тугоплавкого припою.

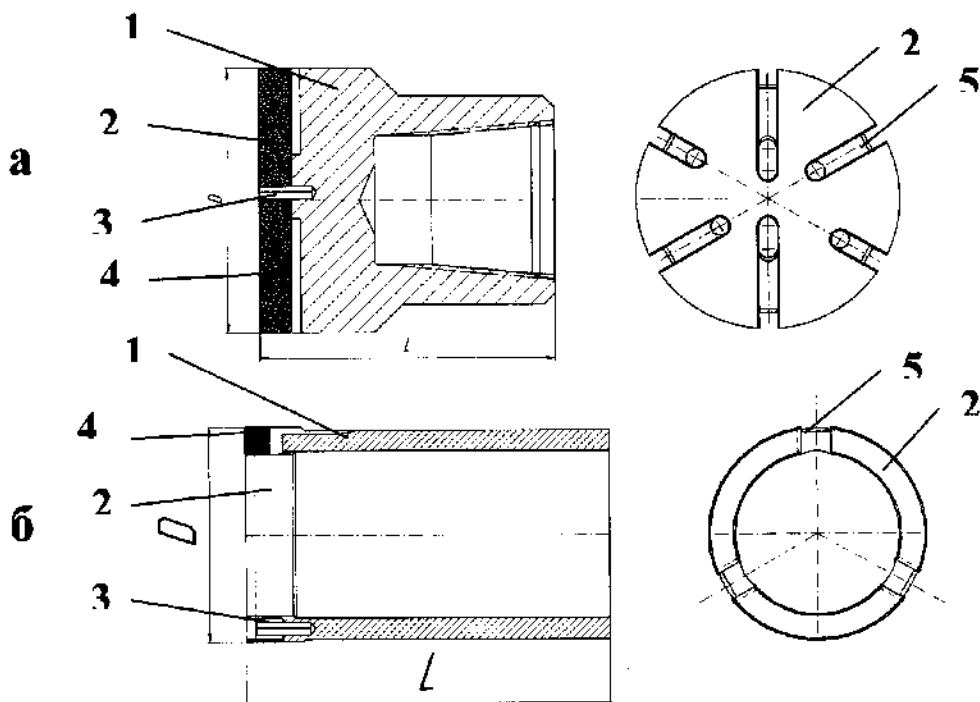


Рис. 2.13. Конструктивна схема вибійного (а) і кільцевого (б) фрезерів.

В цих фрезерах передбачено центральну промивну систему з радіально розміщеними промивними каналами 5. Залежно від діаметра фрезера кількість каналів може бути від 2 до 6.

*Калібратори.* Калібратори призначені для калібрівки стовбура сведловини до заданого розміру, а також для центрування долота відносно осі свердловини і по застосуванню поділяються на два види: колонні (див. рис. 2.3, г) і наддолотні (див. рис. 2.3, д). Калібратор складається (рис. 2.14) із суцільнофрезерованого корпусу 1 і лопатей (2), які спірально або вздовж вісі калібратора розміщуються на корпусі.

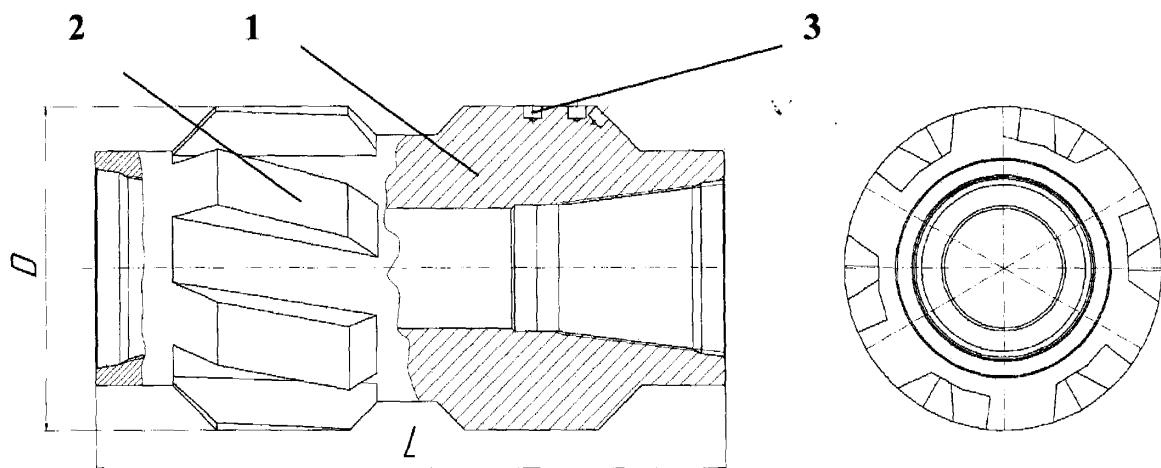


Рис. 2.14. Конструктивна схема калібратора ІНМ-К-215,9 СТ.

Робоча поверхня калібраторів оснащується породоруйнівними елементами 3 діаметром 10 – 12 мм, які виготовляються з алмазовмісного матеріалу слаутич або твесал, а також – твердого сплаву ВК.

*Металоуловлювачі-калібратори.* Ці інструменти призначені для утилізації вибою від металевих залишків з одночасним калібруванням стінок свердловини. Вони складаються (рис. 2.15) із корпусу 1, закріплених за допомогою зварювання лопатей 2, які оснащуються породоруйнівними елементами 3. В нижній частині до корпусу приварені дугоподібні пластини 4, які разом з корпусом і лопатями утворюють килишени 5.

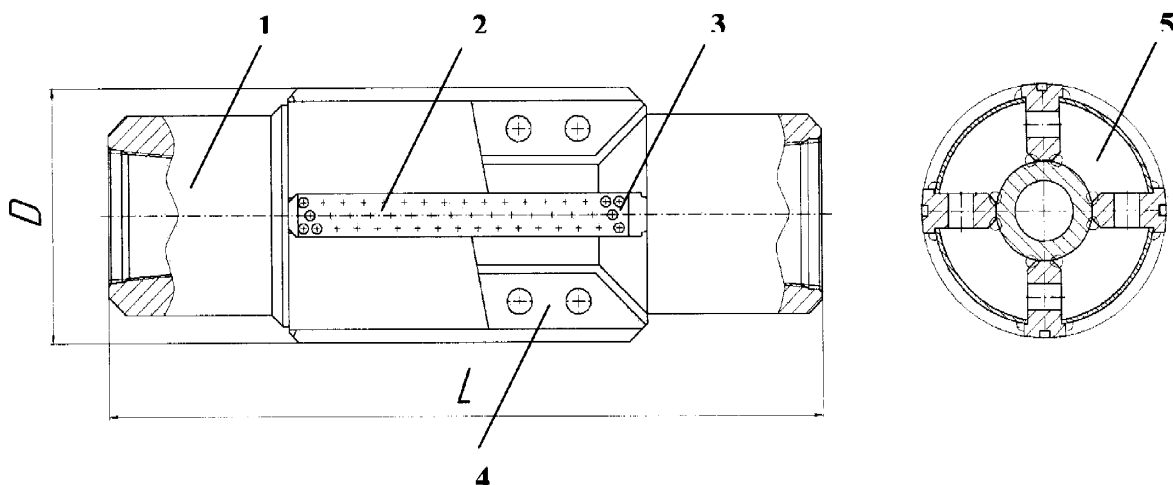


Рис. 2.15. Конструктивна схема металоуловлювача-калібратора ІНМ-МУК-212,7.

### 2.3. Дослідження впливу конструктивних і технологічних факторів на довговічність породоруйнівного інструменту

#### 2.3.1. Енергетичні параметри

Для дослідження впливу форми профілю долота мікроріжучого типу на ефективність буріння було проведено випробування доліт [133 – 135] опуклої I, увігнутої II і плоскої форми III (рис. 2.16) однакового діаметра 104 мм, оснащеними вставками славутича діаметром 6 мм із сферичною головкою. З метою запобігання можливості одержання неточних даних, внаслідок малої швидкості обертання, в центральній частині доліт зроблено наскрізний отвір діаметром 10 мм. Випробування проводились при бурінні габро і вапняку в лабораторних умовах за швидкістю обертання 63; 125; 250 і 630 об/хв. і примусовій подачі 0,1; 0,2; 0,4 і 0,8 мм/об. В процесі буріння виміряли осьове навантаження, частоту обертання, проходку і час буріння. Ці параметри були взяті як середньоарифметичні значення чотирьох дослідів. В таблиці 2.3 наведено дані осьового навантаження і обертального моменту, а в таблиці 2.4 – швидкості буріння і обертального моменту для 3 типів доліт, що вивчалися. Аналіз цих даних показує, що при бурінні м'яких неабразивних порід (вапняку)

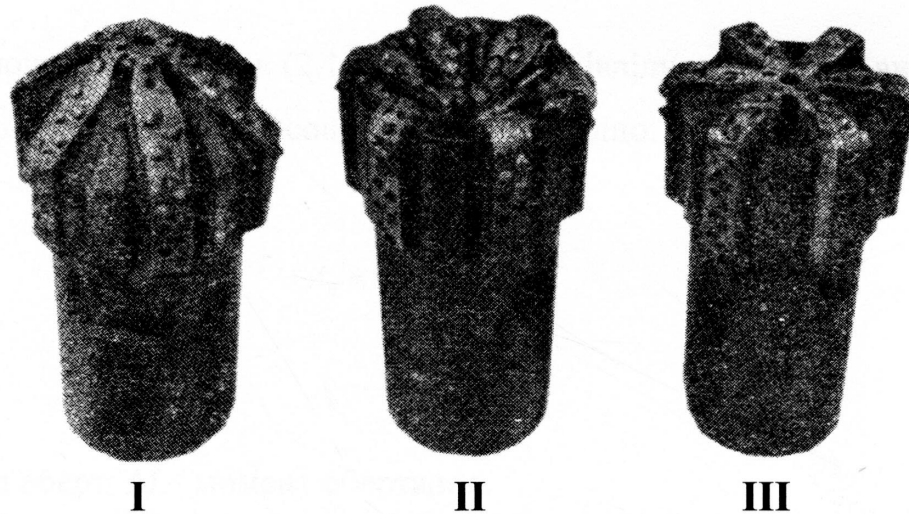


Рис. 2.16. Інструмент для визначення впливу форми доліт на ефективність буріння: I – опуклий, II – увігнутий, III – плоский.

форма долота практично не впливає на осьове навантаження і обертальний момент. В той же час при бурінні середніх за твердістю порід (габро) при збільшенні навантаження і частоти обертання спостерігається лінійне зростання швидкості буріння для всіх типів доліт і незначне зменшення моменту обертання при збільшенні частоти обертання.

Наведені в таблицях 2.3 і 2.4 дані використовують для розрахунку енергоємності руйнування породи і визначення режиму буріння. Енергоємність процесу, або питому роботу руйнування, визначають відношенням роботи  $A$  руйнування до об'єму зруйнованої породи, а саме:

$$A_n = A/V. \quad (2.1)$$

Значення  $A$  і  $V$  визначають по таких співвідношеннях:

$$A_n = A/V; \quad (2.2)$$

$$V = \frac{\pi D_c^2}{4} \nu t, \quad (2.3)$$

де  $D_c$  – діаметр свердловини;  $v$  – механічна швидкість;  $t$  – час буріння;  $n$  – частота обертання.

Підставляючи (2.2) і (2.3) в (2.1) отримуємо співвідношення для визначення питомої роботи для вільної і примусової подач відповідно:

$$A_n = \frac{8M_k n}{D_c^2 v}; \quad (2.4)$$

$$A_n = \frac{8M_k}{D_c^2 s}, \quad (2.5)$$

де  $s$  – подача за оберт;  $M$  – момент обертання.

На рис. 2.17 наведено залежності енергоємності руйнування габро від осьового навантаження типів доліт. Їх аналіз показує, що збільшення осьового навантаження зумовлює незначне зменшення енергоємності для доліт, тобто можна вважати, що форма профілю не впливає на енерговитрати буріння.

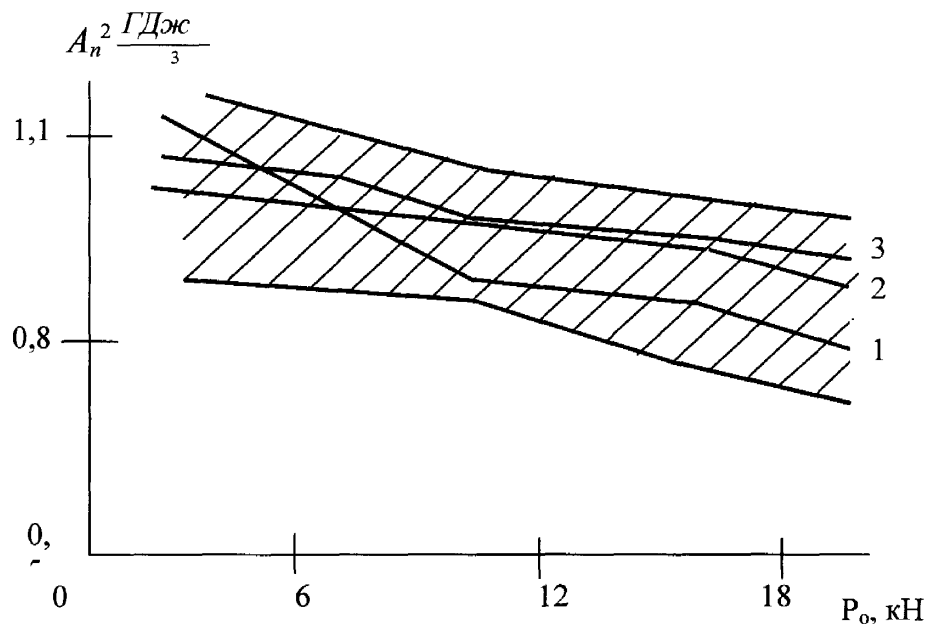


Рис. 2.17. Залежності енергоємності руйнування гірської породи від осьового навантаження для доліт опуклої (1), увігнутої (2) і плоскої форми торця (3).



Таблиця 2.3

## Показники режиму буріння габро долотами різної форми

Навантаження осьове, Н	Тип долота	Швидкість буріння, мм/хв, за швидкістю обертання, об/хв						Момент обертання (Н·м) за швидкістю обертання, об/хв					
		63	125	250	500	630	63	125	250	500	630		
6000	I	0,75	1,30	2,43	4,42	6,35	190	170	140	120	140		
	II	0,70	1,20	2,24	3,88	5,93	160	145	140	115	125		
	III	0,79	1,17	2,68	2,97	6,00	185	170	110	140	135		
12000	I	1,42	2,69	5,04	8,42	12,19	300	285	235	235	250		
	II	1,64	2,58	4,80	7,45	12,00	275	280	265	210	256		
	III	1,61	2,90	4,58	8,55	11,32	300	300	230	225	240		
18000	I	2,03	3,45	7,25	11,18	17,94	415	380	385	310	365		
	II	1,93	4,00	7,34	11,36	19,09	355	415	390	310	350		
	III	2,21	3,64	8,26	40,78	19,64	405	355	375	315	345		
24000	I	2,62	5,52	10,75	15,59	21,67	515	530	520	420	425		
	II	2,75	5,22	11,45	14,85	22,15	490	450	490	395	410		
	III	2,84	6,04	10,80	17,64	25,35	510	475	435	435	425		

Таблиця 2.4

## Показники режимів буріння вапняку долотами різної форми

Подача, мм/об	Тип долота	Осьове навантаження (Н), за швидкістю обертання, об/хв					Середнє значення осьового навантаження, Н	Момент обертання (Н·м) за швидкістю обертання, об/хв					Середнє значення моменту обертання, Н·м
		63	125	250	500	630		63	125	250	500	630	
0,1	I	850	850	850	850	950	870	30	40	40	30	25	33
	II	900	900	950	950	900	920	25	30	30	30	25	28
	III	850	850	900	850	900	870	35	35	20	20	30	26
0,2	I	1700	1750	1800	1800	1850	1890	55	65	50	60	55	59
	II	1600	1600	1650	1700	1850	1780	50	50	65	60	60	57
	III	1750	1750	1750	1800	1800	1770	60	60	45	60	50	55
0,4	I	3300	3450	3450	3550	3650	3580	109	110	105	95	85	96
	II	3450	3500	3550	3650	3700	3570	90	100	105	105	105	101
	III	3400	3550	3550	3600	3700	3560	110	115	110	90	75	100
0,8	I	6500	6700	6850	-	-	6680	165	165	170	-	-	167
	II	6500	6500	6750	-	-	6580	155	170	165	-	-	168
	III	6450	6550	6750	-	-	6580	180	155	190	-	-	175

В роботі [134] досліджено вплив кута при вершині конуса лопатевого долота діаметром 200 мм (рис. 2.18) на навантаження осьове і момент сил опору. Досліди проведено при бурінні вапняку для постійної швидкості обертання 40 об/хв і таких значень примусової подачі: 0,1; 0,4; 0,8; 1,6; 3,15 мм/об.

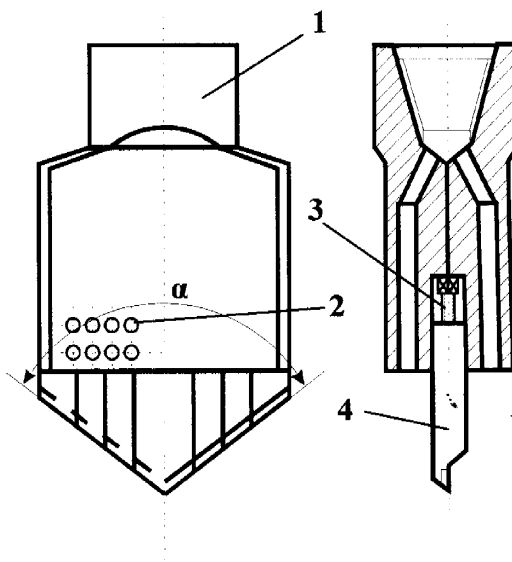


Рис. 2.18. Лопатеве долото: 1 – корпус; 2 – болти; 3 – болти регульовані; 4 – лопаті.

На рис. 2.19 наведено залежності моменту обертання (а) і осьового навантаження (б) від подачі для доліт з різними кутами при вершині конуса. Аналіз цих залежностей свідчить, що максимальні значення моменту обертання спостерігаються за кутів  $60^\circ$  і  $270^\circ$ , а максимальні осьові навантаження –  $60^\circ$ .

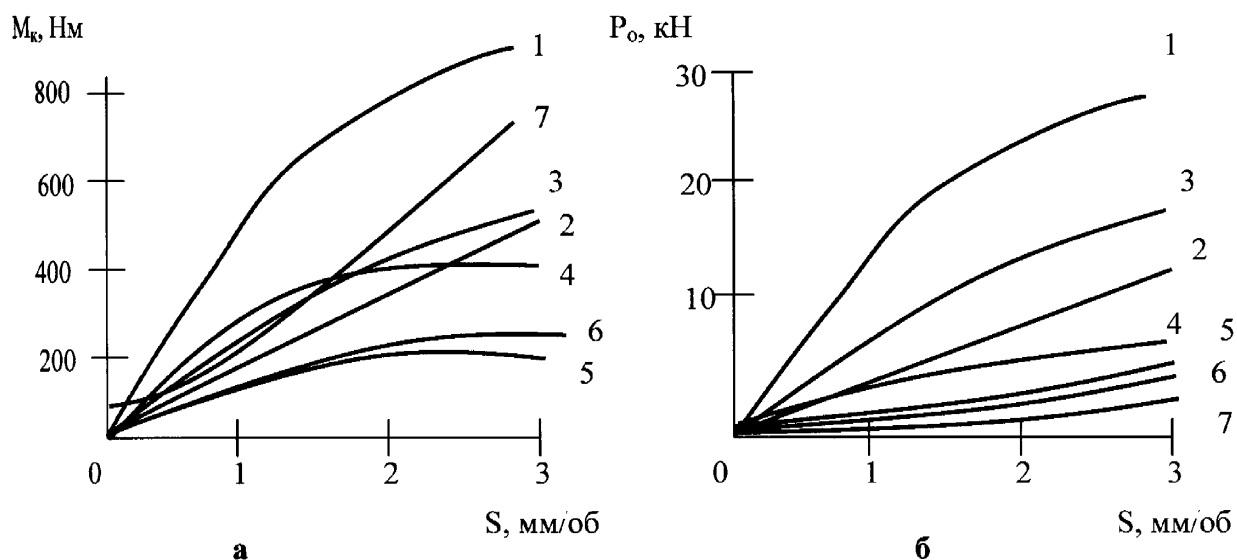


Рис. 2.19. Залежності моменту обертання (а) і осьового навантаження (б) від подачі для доліт з різними кутами при вершині конуса : 1 –  $60^\circ$ ; 2 –  $90^\circ$ ; 3 –  $120^\circ$ ; 4 –  $180^\circ$ ; 5 –  $210^\circ$ ; 6 –  $240^\circ$ ; 7 –  $270^\circ$ .

Залежності моменту обертання і осьового навантаження від кута при вершині конуса для різних значень подачі наведено на рис. 2.20 (а і б) відповідно. Аналіз цих результатів вказує на те, що мінімальні значення моменту обертання спостерігаються в долотах, в яких кут при вершині конуса становить від 120 до 240°, а мінімальні значення осьового навантаження – від 180 до 270°.

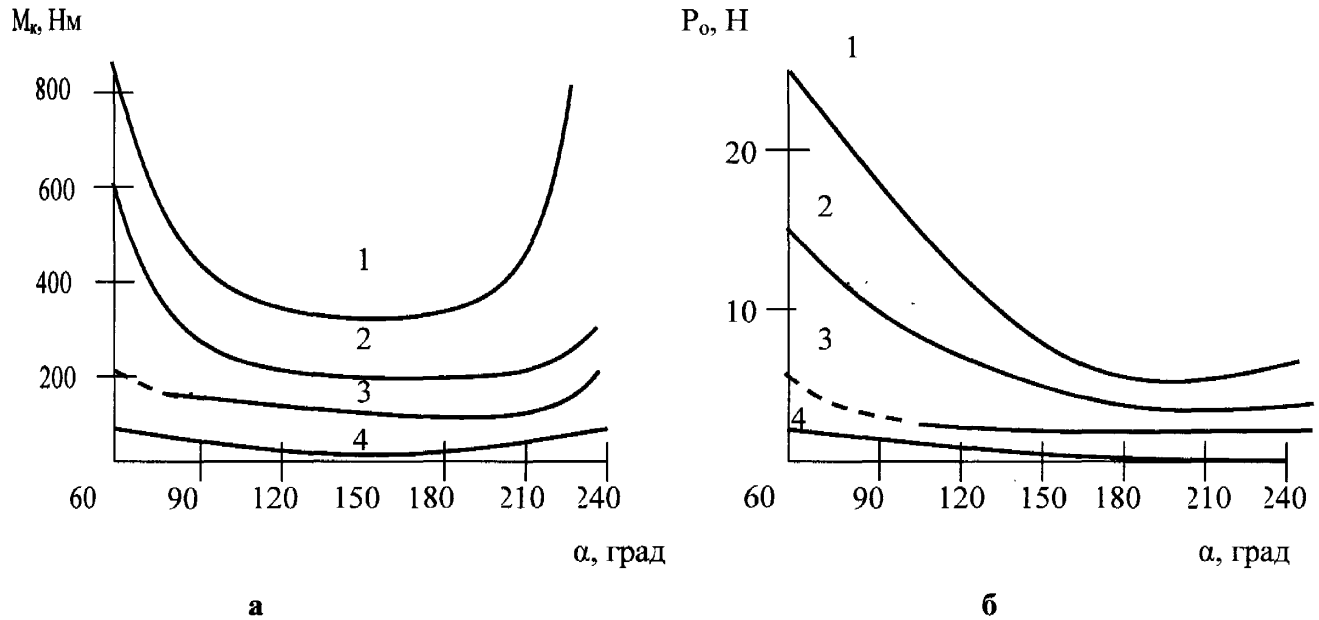


Рис. 2.20. Залежності моменту обертання (а) і осьового навантаження (б) від кута при вершині конуса доліт для різних подач: 1 – 3,15 мм/об; 2 – 1,6 мм/об; 3 – 0,8 мм/об; 4 – 0,1 мм/об.

Із наведених даних випливає важливий практичний висновок: для підвищення продуктивності буріння потрібно використовувати долота, в яких кут при вершині конуса має значення у межах 120 – 240°.

Важливими факторами, які впливають на зносостійкість і надійність бурового інструменту, є геометричні розміри бурових вставок і швидкість обертання.

### 2.3.2. Діаметр вставки

Вивчення впливу діаметра вставки на роботоздатність інструменту виконували шляхом дослідження зносостійкості породоруйнівних елементів стандартного складу алмаз – твердий сплав ВК6 в умовах буріння гірської породи. Породоруйнівні

елементи діаметром 6, 8, 10 і 12 мм закріплювали в корпусі коронки (рис. 2.21). Коронки виготовляли таким чином, щоб зовнішній діаметр корпусу був на 2 мм меншим за зовнішній діаметр вставок. Для цього було зроблено 4 коронки, в яких закріплено по 4 однакові вставки. Вставки діаметром 6 мм закріплювали в коронці діаметром 36 мм, а вставки діаметром 8, 10 і 12 мм – в коронки діаметром 59 мм.

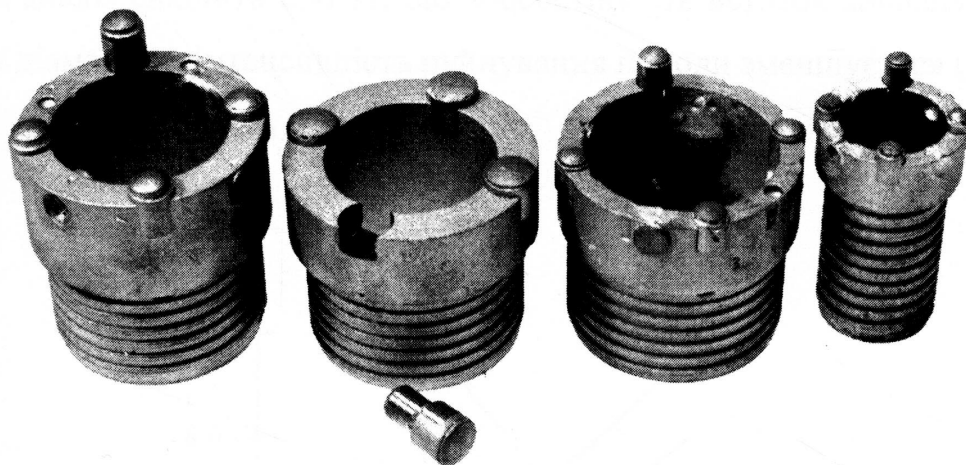


Рис. 2.21. Коронки для дослідження впливу діаметра бурових вставок на зносостійкість інструменту.

Параметри буріння наведено в табл. 2.5 за постійних значень питомого тиску  $p = 43$  МПа, лінійної швидкості обертання 1,6 м/с і об'єму зруйнованої породи 56,5 см<sup>3</sup>.

Таблиця 2.5

Технологічні режими буріння

Діаметр вставок, мм	Осьове навантаження на коронку, Н	Частота обертання коронки, с <sup>-1</sup>	Глибина шпура, м
6	5,0	104,7	1,0
8	9,0	65,9	0,42
10	14,0	65,9	0,36
12	20,0	65,9	0,29

Зносостійкість бурових вставок визначали стандартним способом за формулою:

$$J_n = \frac{V_{ГП}}{W_{СКАМ}}, \quad (2.6)$$

де  $V_{\text{п}}$  – об'єм зруйнованої породи і  $W$  – вага зношеного композита.

Паралельно зносостійкості визначали інтенсивність руйнування породи  $J_n$  (відношення об'єму зруйнованої породи до часу випробування). Окрім зносу, вивчали профіль торцевої поверхні бурових вставок з використанням часового проекту ЧП-2.

На рис. 2.22 наведено залежності зносостійкості дослідних бурових вставок від діаметра за постійного питомого тиску (крива 1) і інтенсивності руйнування породи (крива 2). Їх аналіз свідчить про те, що зносостійкість вставок збільшується зі збільшенням їх діаметра, а інтенсивність руйнування породи зменшується (рис. 2.23).

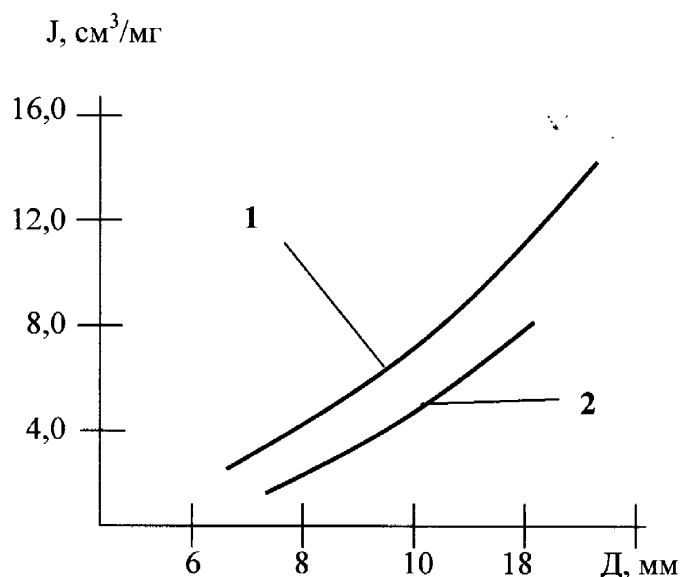


Рис. 2.22. Залежності зносостійкості бурових вставок від їх діаметра.

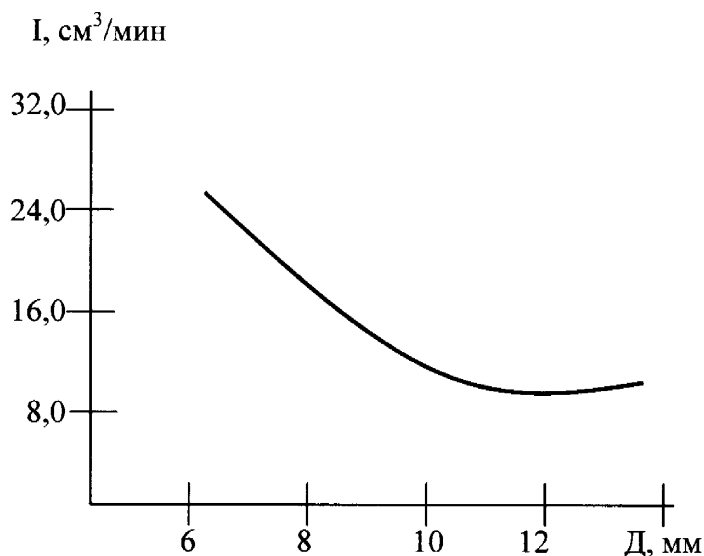


Рис. 2.23. Залежність інтенсивності руйнування породи від діаметра бурових вставок.

### 2.3.3. Швидкість буріння

При розробці бурового інструменту і його експлуатації слід враховувати такі параметри, як механічна швидкість буріння і проходка на долото. В роботі [131] запропоновано співвідношення для визначення проходки  $H$  і механічної швидкості буріння  $v$  алмазними долотами

$$H = \frac{\gamma h K_j^T}{i_Q}, \quad v = \frac{n R_k K_j^T}{r^2} \frac{i_S}{i_Q}, \quad (2.7)$$

де  $r$  – радіус вставки;  $\gamma$  – густина матеріалу славутич (алмаз – твердий сплав ВК6);  $h$  – висота алмазовмісного шару вставки;  $K_j^T = \sum_{i=1}^n \Delta S_{i,j} / \Delta S_j$  – коефіцієнт осначеності торцевої поверхні долота на кільцевій ділянці;  $\Delta S_i$  – площа контакту  $i$ -ї бурової вставки;  $\Delta S_j = 2\pi R_k \Delta R$  – площа  $j$ -ї кільцевої ділянки;  $R_k$  і  $\Delta R$  – середній радіус кільцевої ділянки, на якій розміщено породоруйнівний елемент і його ширина відповідно;  $n$  – частота обертання;  $i_S$  та  $i_Q$  – експериментальні значення зношування вставки на 1 м шляху тертя і знос інструменту при руйнуванні 1 м<sup>3</sup> гірської породи відповідно.

Аналіз співвідношень (2.7) свідчить про те, що на ефективність буріння істотно впливають умови буріння, стійкість бурової вставки проти зношування. Однак в співвідношенні (2.7) не враховується вплив фізико-механічних властивостей композита, мікрогеометричних характеристик алмазного шару, концентрації алмазів, контактних температур і термонапруження, охолодження інструменту буровим розчином на кінетику зношування бурового інструменту.

Зносостійкість, міцність і надійність алмазних бурових доліт істотно залежать від марки, форми, розмірів і концентрації алмазів та фізико-механічних властивостей матеріалу матриці композита. Структура і властивості таких композитів ще залежить від передісторії складових матриці, технологічних умов спікання і фізико-хімічних процесів, які при цьому відбуваються. Вибір алмазів залежить насамперед від вимог, які ставлять до НКМ і зон їх застосування. В кожному разі параметри

алмазів (марка, зернистість і концентрація) можна підібрати апріорно на основі досвіду чи багатофакторних експериментів. Однак принципова різниця фізико-механічних властивостей алмазів від аналогічних параметрів порошкових матеріалів, які застосовують для виготовлення композита, і зони застосування композитів ускладнюють розробку загальних рекомендацій по вибору спектра властивостей алмазовмісного композита. Алмази для бурових інструментів отримують безпосередньо із земних надр або штучним способом. Далі їх сортують, обробляють за допомогою спеціальних методів (дроблення, збагачення хімічне і магнітне, термічна обробка, розсівання і класифікація). Наявність сировини вихідної якості є необхідною умовою отримання НКАМ потрібних структур і властивостей. Для цього нижче наведемо необхідні зведення матеріалу з вибору марки алмазів, їх розмірів і концентрації НКАМ, які використовують для виготовлення бурових інструментів.

#### 2.3.4. Алмази

За ГОСТом 9206 – 80 виробляється 6 марок шліфувальних порошоків з природних алмазів: А1, А2, А3, А4, А5 і А8. Їх марка складається із літерного позначення (А) і цифри, яка визначає вміст зерен ізометричної форми в десятках відсотків (наприклад, в шліфувальних порошках А3 вміщується 30 % зерен ізометричної форми). Шліф-порошки марок А1, А2, А3, А4, А5 і А8 використовуються для виготовлення бурових коронках, а також для деяких НКАМ бурового інструменту. Для виготовлення бурових доліт та інших інструментів на основі природних алмазів і твердосплавних матриць використовують дуже міцні і термостійкі природні та штучні алмази відповідно до ТУ 47-2 – 73.

Згідно з цими умовами, а також залежно від вимог до НКАМ для бурових доліт алмазна сировина поділяється на групи XV і XXI.

Групи поділяються на підгрупи відповідно до призначення алмазів. Порядковий номер груп позначається римськими літерами. Підгрупи позначаються малими літерами російського алфавіту, починаючи з літери "а" в кожній групі, а з допоміжною цифровою індексацією позначають форму і дефектність алмазів.



За ступенем цілісності алмази підрозділяють на цілі кристали і уламки. До цих належить кристал неушкоджений чи зі сколюванням за умови, що вони не змінують його початкової форми і зберігають  $2/3$  його вихідного обсягу.

Алмази за ступенем викривлення форми підрозділяють на:

- правильної форми з викривленням форми до 1,3;
- з незначним викривленням форми від 1,3 до 1,5;
- з невеликим викривленням форми від 1,5 до 2,0;
- викривленої форми від 2,0 до 3,0;
- дуже викривленої понад 3,0.

Ступінь викривлення форми алмазів визначається такими співвідношеннями:

- для кристалів – максимального і мінімального за осями симетрії найбільшого викривлення;
- для шпінелевих двійників – як відношення найбільшого ребра до товщини;
- для уламків – найбільшого і найменшого розмірів за двома взаємно перпендикулярними напрямками.

Основними дефектами в алмазах є домішки, тріщини, сколювання і раковини. Встановлено такі характеристики дефектності алмазів: без дефектів; незначні дефекти; невеликі дефекти; одинично-великі дефекти; великі і дуже великі дефекти. Величина дефекту визначається відношенням його максимального розміру до розміру даного кристалу.

Алмази залежно від ступеня їх прозорості підрозділяють на прозорі, на півпрозорі і непрозорі. За видом обробки алмази підрозділяють на овалізовані, подрібнені і поліровані. Оброблена поверхня алмазів, має становити:

- для овалізованих – не менше 50 %;
- для полірованих – не менше 80 %.

Розмірність алмазів залежно від призначення відбивається:

- абсолютними значеннями інтервалу маси в каратах;
- кількістю алмазних зерен в 1 караті;

- ситовими класами, які визначаються номінальними розмірами отворів нижнього і верхнього сита в мм.

Маса алмазів визначається з точністю до 0,01 карата. Кількість суміжних дефектів в основній дефектності для природних необроблених алмазів мають не перевищувати 5 %, а для оброблених – 10 %.

### **2.3.5. Концентрація і зернистість алмазів**

Алмазний порошок однакових розмірів одержати практично неможливо. В процесі виробництва і контролю порошок підрозділяють на фракції. Фракцією називають частину зерен певного порошку, розміри якого обмежено більш вузьким інтервалом в порівнянні з розмірами усього порошку. Для шліф-порошків розмір фракції визначається розміром комірок двох суміжних сит, крізь одну із яких певна фракція проходить, а на другому затримується. Основною фракцією шліф-порошку називається сукупність зерен визначеного розміру, який переважає в складі даного порошку за масою.

Зернистість алмазного порошку характеризується і визначається розміром зерен основної фракції. Позначення зернистості (номер) являє собою дріб, в якому чисельник відповідає розміру комірок верхнього, а знаменник – нижнього сита, між якими виділяються зерна основної фракції в мікрометрах. Зерновий (гранулометричний) склад алмазних порошків характеризується співвідношенням вмісту різних фракцій в порошках тієї чи іншої зернистості, виражених у відсотках (для шліф-порошків – за масою зерен).

Зернистість алмазних порошків і його зерновий склад – важливі показники якості НКAM, оскільки від них значною мірою залежать питомі витрати алмазів і продуктивність буріння. Наприклад, при бурінні гірських порід з ростом зернистості алмазів в НКAM зростає продуктивність роботи і зменшуються питомі витрати алмазів. Через це вибір потрібної зернистості алмазів для виготовлення НКAM та інструментів на їх основі вимагає комплексного врахування ряду факторів зокрема вагість самого алмазного порошку, яка збільшується з ростом зернистості.

Фізико-механічні властивості НКМ залежать не тільки від форми і зернистості алмазів, їх міцності і термостійкості, але й від їх концентрації. Для позначення концентрації алмазних зерен в інструментах вводять спеціальний параметр – відносна концентрація  $K$ . Відносній концентрації  $K = 100$  відповідає об'ємна частка алмазів в композиті  $V$ , яка дорівнює 25 %, що відповідає 4,4 карата або 0,88 г алмазів на  $1 \text{ см}^3$  шихти. Концентрація алмазів в композиційному матеріалі залежно від типу інструменту, характеристики гірської породи, режимних і конструктивних параметрів знаходиться в межах від 25 до 200.

Взаємозв'язок кількості алмазів, які одночасно контактують з гірською породою на поверхні  $F$ , з об'ємною часткою алмазів  $V$  (%) і середнім діаметром алмазного зерна  $d$  визначається рівнянням [136]:

$$\frac{N}{F} = \frac{6V}{(100\pi d^2)}. \quad (2.8)$$

Окрім параметрів, які входять до формули (2.8), на ефект руйнування породи впливають контактний тиск, конструктивні параметри долота і умови охолодження. Аналіз співвідношення показує, що із збільшенням кількості алмазів глибина заглиблення інструменту в породу зменшується. В зв'язку з цим висока концентрація алмазів вимагає більшого навантаження. Продуктивність буріння зростає із збільшенням середнього діаметра алмазів і концентрації  $K$ . Починаючи з визначеної концентрації для конкретного композита міцність утримання алмазів матрицею може зменшуватись, що негативно впливає на зносостійкість і роботоздатність інструменту.

Визначення концентрації алмазів і фізико-механічних властивостей композита залежить передусім від вимог, які ставляться до НКМ та інструментів, виготовлених на їх основі, а також від зон їх призначення. В кожному конкретному випадку марку, зернистість і концентрацію алмазів можна підібрати апріорно на основі існуючого досвіду, багатofакторних експериментів тощо. Наприклад, для виготовлення бурового інструменту на основі природних алмазів і твердого сплаву ВК можна використати алмази з відносною концентрацією 75, 100, 125, 150 та зернистістю

від 1250/1000 до 400/315. Для бурових вставок, які працюють в екстремальних умовах, краще використовувати природні алмази зернистістю 1000/800 чи 1250/1000 з відносною концентрацією  $K = 100$ . В таких композитах алмази мають бути однорідними за якістю і мати високі механічні характеристики. Алмази, які мають невисокі властивості, прискорюють передчасне зношування. Зменшення концентрації алмазів в композиті зумовлює зростання контактного навантаження на робочі алмази, випадіння їх з матриці та інтенсивний знос.

Для дослідження впливу зернистості, концентрації і марки алмазів на фізико-механічні характеристики і зношування було виготовлено три типи НКАМ із твеса-лу. Зразки першого типу зроблено з алмазів АС 32 Т; АС 80 Т і АС 130 Т зернистістю 315/250 і за концентрації  $K = 100$ . Зразки другого типу зроблено з алмазів АС 80 Т за концентрації  $K = 100$  зернистості 200/160; 315/250 і 500/400, а зразки третього типу – з алмазів АС 80 Т зернистості 315/250 для двох значень концентрації  $K = 25$  і  $K = 150$  [132], а також зразки другого та третього типів з природними алмазами XXI групи для таких же значень зернистості і концентрації, як і для зразків із твеса-лу. Конструктивну схему інструменту з цих матеріалів наведено на рис. 2.24.

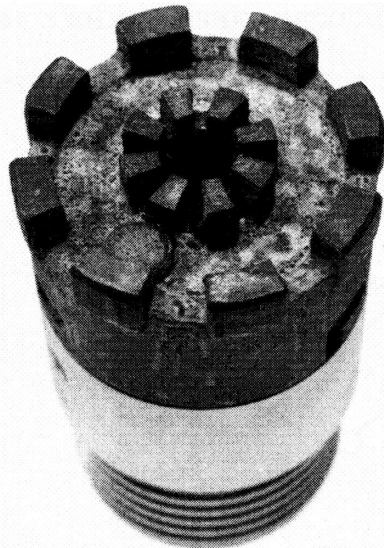


Рис. 2.24. Конструкція коронки для дослідження зносостійкості НКАМ.

Дослідження зносостійкості зразків НКАМ проводили за методикою, подібною до методики вивчення впливу діаметра бурових вставок на їх зносостійкість, що описана вище. Досліди виконували при бурінні пісковика за однакових технологіч-

них режимів: об'єм розбуреної породи  $V = 170 \text{ см}^3$ , контактний тиск на вставку  $p = 7,0 \text{ МПа}$ , лінійна швидкість буріння  $v = 2,3 \text{ м/с}$ .

Фізико-механічні властивості дослідних зразків із матеріалу твесал залежно від концентрації, зернистості і марки штучних алмазів наведено в табл. 2.6. Її аналіз показує, що фізико-механічні властивості зразків істотно залежать від цих параметрів. При збільшенні термостійкості алмазів (марки) особливо зростають тріщиностійкість, в'язкість ударна і міцність на згин дослідних зразків, що принципово важливо для ефективної експлуатації бурового інструменту і підвищення його зносостійкості.

На рис. 2.25 наведено залежності зносостійкості зразків від зернистості 3 (а), концентрації К (б) і марки штучних алмазів АСТ (в). Їх аналіз свідчить про те, що використання алмазів в композиті за більших значень їх зернистості, концентрації і термостійкості забезпечує істотне зростання зносостійкості зразків як із твесалу, так із слаутича (тільки на інтервалі цих параметрів).

Наприкінці параграфа відзначимо, що дбайливе виконання технічних вимог до алмазів з використанням одержаних результатів гарантує отримання НКММ методом гарячого пресування з високими фізико-механічними характеристиками, стабільними властивостями і забезпечення ефективного буріння алмазними інструментами.

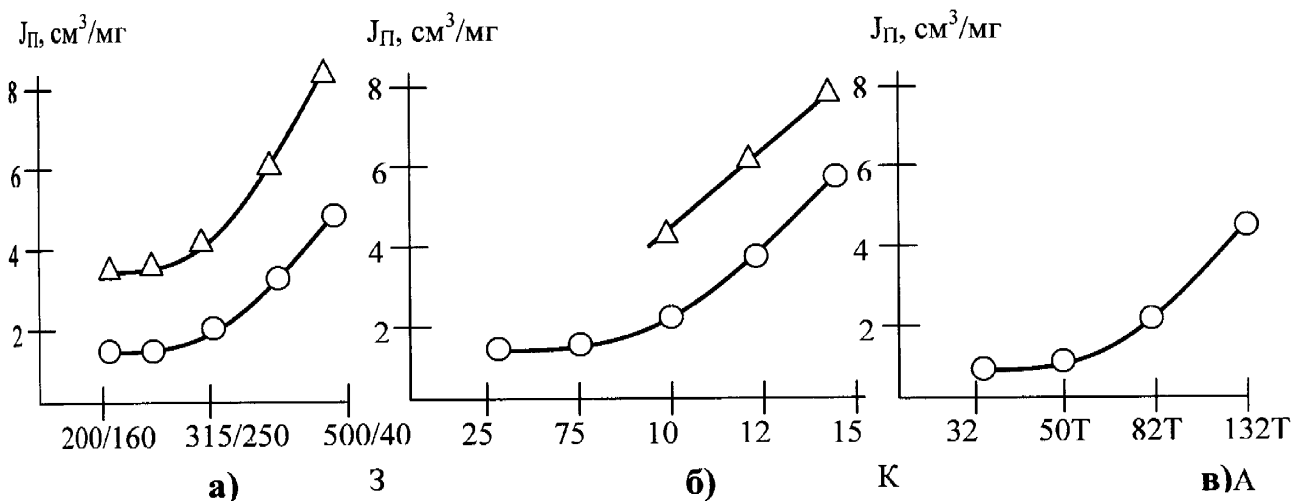


Рис. 2.25. Залежності зносостійкості дослідних зразків від зернистості (а), концентрації (б) і марки штучних алмазів (в).  $\circ$ ,  $\Delta$  – зразки із матеріалу твесалу і слаутича відповідно.

Таблиця 2.6

Фізико-механічні властивості дослідних зразків залежно від концентрації, зернистості і марки штучних алмазів.

Матеріал матриці	Склад алмазовмісного шару				Густина, г/см <sup>3</sup>	Модуль пружності E, ГПа	В'язкість ударна А·10 <sup>-4</sup> , Дж/м <sup>2</sup>	Міцність на згин, МПа	Трицино-стійкість, МПа
	Марка алмазів	Концентрація, К	Зернистість алмазів	Зернистість алмазів					
ВК6	–	–	–	–	14,94	623 ± 2	1,60 ± 0,11	1497 ± 61	10,1 ± 0,1
ВК6	АС82Т	25	315/250	315/250	13,93	619 ± 2	1,20 ± 0,04	420 ± 28	10,4 ± 0,4
ВК6	АС82Т	75	315/250	315/250	12,86	611 ± 2	1,18 ± 0,04	505 ± 17	11,6 ± 0,2
ВК6	АС82Т	100	315/250	315/250	12,23	626 ± 5	0,94 ± 0,06	395 ± 24	11,3 ± 0,2
ВК6	АС82Т	100	200/160	200/160	12,35	614 ± 7	0,90 ± 0,06	380 ± 32	5,7 ± 0,2
ВК6	АС82Т	100	500/400	500/400	12,08	631 ± 10	0,62 ± 0,09	290 ± 48	8,5 ± 0,6
ВК6	АС82Т	125	315/250	315/250	11,73	622 ± 4	0,80 ± 0,06	388 ± 18	8,3 ± 0,4
ВК6	АС82Т	150	315/250	315/250	10,76	580 ± 8	0,73 ± 0,03	296 ± 18	7,0 ± 0,1
ВК6	карбід кремнію зелений	100	315/250	315/250	11,25	574 ± 6	0,68 ± 0,02	175 ± 7	7,5 ± 0,2
ВК6	АС32	100	315/250	315/250	12,42	621 ± 17	0,82 ± 0,03	293 ± 15	9,5 ± 0,3
ВК6	АС50	100	315/250	315/250	12,30	616 ± 10	0,95 ± 0,06	387 ± 23	10,7 ± 0,5
ВК6	АС132Т	100	315/250	315/250	12,25	630 ± 5	1,15 ± 0,02	482 ± 17	12,4 ± 0,7

Із наведених вище результатів випливає, що для створення ефективного бурового інструменту потрібно детально вивчити основні параметри процесу, які впливають на зносостійкість і роботоздатність цих інструментів.

#### 2.4. Об'єкти і методи дослідження

Як об'єкти, що досліджуються, взято бурові вставки однакових розмірів (діаметром 10 мм, висотою 10 мм і початковою товщиною алмазного шару 3 мм) стандартного хімічного складу – зразки 1 і дослідні – зразки 2, 3, 4 і 5. Зразки першого типу одержано на основі вихідної шихти алмаз – твердий сплав ВК6, другого, третього, четвертого і п'ятого – алмаз – (ВК6 –  $\text{CrB}_2$  –  $\text{W}_2\text{B}_5$ ), алмаз – (ВК6 –  $\text{CrB}_2$ ), алмаз – (ВК6 –  $\text{W}_2\text{B}_5$ ) і алмаз – (ВК6 –  $\text{V}_4\text{C}$ ) відповідно. Порошки вихідних матеріалів в потрібній пропорції змішували за співвідношення мас куль 1:1 протягом 24 год. Природні овалізовані алмази зернистістю 800/630 (середній діаметр алмазів 0,75 мм) за відносної концентрації алмазів  $K = 100$  (що відповідає об'ємній частці алмазів 4,4 карата на  $1 \text{ см}^3$  шихти) домішували в суміші вихідних речовин без використання розмельних куль. Загальна кількість домішок  $\text{CrB}_2$ ,  $\text{W}_2\text{B}_5$  і  $\text{V}_4\text{C}$  не перевищувала 0,28 мас %. Розмір вихідних речовин  $\text{WC}$ ,  $\text{Co}$ ,  $\text{CrB}_2$ ,  $\text{W}_2\text{B}_5$  і  $\text{V}_4\text{C}$  не перевищували 3 – 5 мкм. Спорядження комірки для спікання виконували згідно з вимогами виробництва бурових вставок на основі матеріалу слаутич (алмаз – твердий сплав ВК6).

Процес спікання здійснювали за варіювання температури в інтервалі 300 – 1800 К і тиску 0,5 – 32 МПа на спеціальній установці (рис. 2.26) з використанням графітової форми 1 з отворами для засипання шихти, графітових пуансонів 2, гідравлічної системи вимірювання тиску 3, яка забезпечена клапаном і датчиком тиску, системи для вимірювання і управління температурою 4 з електронним блоком, інфрачервоним датчиком і електронною лампою. Точність вимірювання температури і тиску 0,5 град і 100 Па відповідно. Дані про  $p - T - t$  умови спікання наведено в табл. 2.7. При дослідженні залежностей відносної усадки від температури, тиску і часу допускалось, що середовище, яке не вміщує вуглецю, на результати не впливає.

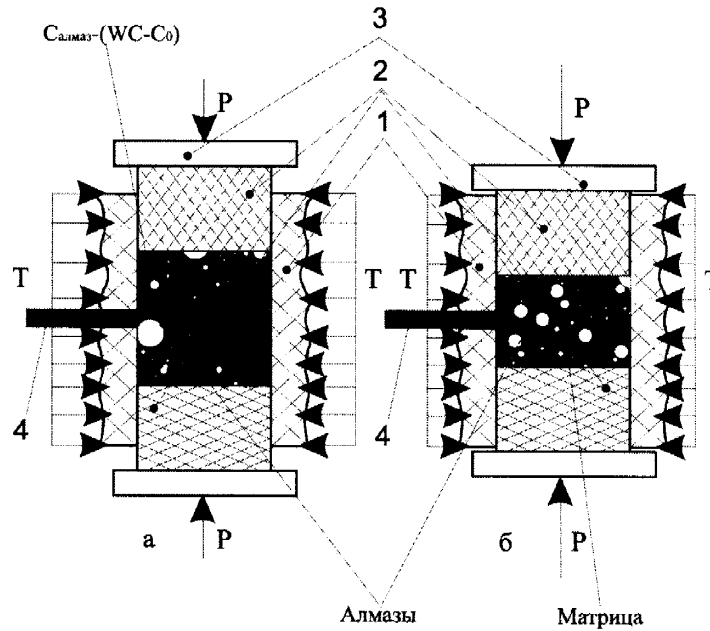


Рис. 2.26. Технологічна схема процесу спікання дослідних зразків методом гарячого пресування на початковій (а) і кінцевій (б) стадіях.

Для розрахунків швидкості усадки за експериментальними даними відносної усадки використовували кубічні сплайни. Отримані результати кінетики усадки процесу спікання наведено в табл. 2.7.

Методологію структурних досліджень було обрано на основі сучасних уявлень про формування фізико-механічних властивостей композиційних матеріалів. Для НКМ є очевидним, що міцність контакту алмаз – матриця визначається сумарною дією багатьох факторів. Основні з них такі:

- а) характер взаємодії і природа продуктів, що утворилися внаслідок взаємодії;
- б) величина протяжності поверхні спряження, яка визначається ступенем шорсткості (тобто присутністю і природою мікрорельєфу) поверхонь огранки алмазів;
- в) ступінь суцільності по всій поверхні спряження одиничних алмазів, що визначається в цілому розмірами зерен карбіду вольфраму WC в зв'язуючій фазі, однорідністю і характером розподілення в ній складових, особливо в зоні навколо алмаза;
- г) природа пружного стану на поверхні спряження алмаз – матриця, а саме для утримання алмазів матрицею композита всі алмази мають бути стиснені, що за безпечується за рахунок складової матриці, яка знаходиться в стані розтягнення.



Таблиця 2.7

Залежності відносної усадки  $\Delta/l$  і швидкості усадки  $d\alpha/dt$  процесу спікання зразків від температури, тиску і часу

№ п/п	$t, c$	$T, K$	$P, MPa$	$\alpha = \Delta/l$		$d\alpha/dt$	
				Номер зразків			
				1	2	1	2
1.	2	293	0,80	0,0019	0,0002	0,000034	0,000034
2.	20	373	0,80	0,0007	0,0004	0,000062	0,000051
3.	40	773	0,80	0,0009	0,0014	0,000369	0,000021
4.	60	1013	0,80	0,0074	0,0019	0,001225	0,000041
5.	80	1088	0,80	0,0322	0,0027	0,002559	0,000061
6.	100	1163	0,80	0,0837	0,0014	0,003504	0,000029
7.	120	1233	0,80	0,1540	0,0008	0,004438	0,000161
8.	140	1273	0,80	0,2430	0,0022	0,004802	0,000505
9.	160	1303	0,80	0,3390	0,0133	0,003519	0,012568
10.	180	1328	4,42	0,4090	0,2674	0,002560	0,007781
11.	200	1358	5,00	0,4600	0,4207	0,001695	0,003320
12.	220	1388	5,31	0,4937	0,4864	0,001122	0,000756
13.	240	1443	7,50	0,5160	0,5010	0,000517	0,000363
14.	260	1513	9,55	0,5262	0,5083	0,000409	0,000301
15.	280	1553	13,45	0,5344	0,5143	0,000401	0,000483
16.	300	1593	18,10	0,5424	0,5250	0,000286	0,000303
17.	320	1633	20,25	0,5481	0,5300	0,000280	0,000399
18.	340	1663	22,28	0,5537	0,5380	0,000261	0,000252
19.	360	1673	23,75	0,5589	0,5430	0,000146	0,000378
20.	380	1655	25,47	0,5618	0,5516	0,000105	0,000317
21.	400	1598	26,00	0,5639	0,5569	0,000114	0,000231
22.	420	1543	26,50	0,5662	0,5615	0,000199	0,000205
23.	440	1473	27,00	0,5702	0,5656	0,000116	0,000183
24.	460	1383	27,50	0,5725	0,5693	0,000080	0,000192
25.	480	1253	28,65	0,5741	0,5731	0,000129	0,000028
26.	500	1133	29,00	0,5767	0,5736	0,000145	0,000062
27.	520	973	27,00	0,5796	0,5749	0,000115	0,000053
28.	540	973	29,00	0,5819	0,5759	0,000110	0,000002
29.	560	973	29,00	0,5841	0,5759	0,000036	0,000010
30.	580	973	29,00	0,5848	0,5759	0,000129	0
31.	600	973	29,00	0,5874	0,5759	0,000037	0
32.	620	973	29,00	0,5881	0,5759	0,000054	0
33.	640	973	29,00	0,5892	0,5759	0,000065	0
34.	660	973	29,00	0,5905	0,5759	0,000060	0
35.	680	973	29,00	0,5917	0,5759	0,000030	0
36.	700	973	29,00	0,5923	0,5759	0,000030	0
37.	720	973	29,00	0,5929	0,5759	0,000020	0
38.	740	973	29,00	0,5933	0,5759	0,000074	0
39.	760	973	29,00	0,5948	0,5759	0,000061	0
40.	780	973	30,00	0,5960	0,5759	0,000011	0
41.	800	973	31,85	0,5962	0,5759	0,0000001	0
42.	820	973	31,85	0,5962	0,5759	0,0000001	0
43.	840	973	31,85	0,5963	0,5759	0,0000002	0
44.	860	973	31,85	0,5963	0,5759	0,0000000	0

Методами растрової електронної мікроскопії по полірованих шліфах і поверхнях зломів зразків, зруйнованих ударом за кімнатної температури, виконували такі дослідження.

1. Визначення загального елементного складу матриці WC – Co і розмірів зерен WC.
2. Аналіз характеру розподілу Co в зразках і в зонах, які безпосередньо прилягають до алмазів.
3. Ідентифікація механізмів руйнування зразків, тобто установлення, чи відбувається руйнування частинок алмаза сколюванням, чи за поверхнею спряження цих алмазів з матрицею, тобто внаслідок їх відривання від матриці. Завчасно відзначимо, що руйнування останнього типу звичайно проходить не по міжфазній границі алмаз – твердий сплав, а переважно по прошарку продуктів їх хімічної взаємодії чи по поверхні спряження цього прошарку з матрицею. Це зумовлює ту обставину, що як у локальних зонах відривання алмазів від матриці, тобто в ямках, так і на поверхні алмазів, які залишилися в зломах зразків, виявляється мікрорельєф, який відображує мікроструктурні особливості продуктів взаємодії.
4. Ідентифікація елементного складу продуктів взаємодії, які утворюються внаслідок контакту алмаз – матриця. Ці дослідження проводяться по поверхні руйнування алмаз – матриця за рахунок вивчення як ямок, так і поверхні матриці, від якої відірвалися алмази.

Для кожного зразка досліджувалося не менше 10 таких ділянок і поверхонь частинок алмазів. Для зразків 2, 3 та інших, у яких руйнування переважно проходить внаслідок сколювання алмаза, тобто має місце високий ступінь алмазоутримання, дані про склад продуктів взаємодії алмаз – матриця отримувалися за рахунок видобування алмазів з матриці за допомогою механічного впливу.

5. Дослідження макрорельєфу зв'язуючої фази і мікрорельєфу сколювання частинок алмаза з метою визначення в них пружного стану.

Методами просвічуваної електронної мікроскопії (ПЕМ) досліджувалися поверхні контакту алмаз – матриця з використанням методики прицільних пластинок

відбитків із злому. Аналізувалися морфологічні особливості продуктів взаємодії і структурний стан вуглецю, який утворився в цих зонах.

Дослідження мікротвердості зразків НКAM виконувалися на мікротвердомірі ПМТ-3 з використанням індентора Вікерса за навантаження 50 Г ( $\approx 0,49$  Н). Відбитки наносилися на відстані 10 мкм від границі контакту алмаз – матриця і до 50 мкм від неї. Розміри відбитків вимірялися на універсальному мікроскопі NU-2E фірми "Carl Zeiss Jena" при збільшенні 750 разів у режимі фазового контрасту.

Для розв'язків задач нестационарної теплопровідності, термопружного стану та кінетики зношування використовувалися методи скінчених інтегральних перетворень, розкладання по власних функціях спектральних параметрів у рівнянні і граничній умові, теорію спеціальних функцій і принцип суперпозиції.

## 2.5. Тепловий потік

При розв'язку задач теплопровідності і зношування до рівнянь і розрахункових співвідношень входять різноманітні характеристики спряження: мікрогеометрія робочої поверхні інструменту, кінематичні, силові і енергетичні параметри, фізико-механічні властивості матеріалів, умови охолодження та інші спеціальні величини. В процесі буріння нафтових та газових свердловин внаслідок специфічних особливостей НКAM та інструментів на їх основі відбувається відхилення цих параметрів від їх середніх значень. Ці обставини можуть призвести до похибок при розрахуванні термопружного стану та зношування інструментів і, як наслідок, до помилковості при визначенні властивостей НКAM. В цих випадках у рівняннях і співвідношеннях потрібно використовувати деякі величини, які інтегрально враховують сукупність таких параметрів. Виявляється, що тепловий потік, який утворюється при бурінні гірських порід алмазними долотами, вивчено недостатньо.

Тепловий потік є одним з найважливіших параметрів, який впливає на зносостійкість і роботоздатність алмазних бурових інструментів. Джерелами теплоутворення в зоні тертя є алмазні зерна, що виступають із поверхні матриці НКAM, які руйнують гірську породу. Загальний тепловий потік визначається сумою теплових

імпульсів від кожного алмаза, що контактує з породою, а також тертям продуктів зношування об поверхню матриці композиційного матеріалу. Утворення цих теплових потоків залежить від форми алмаза, його заглиблення в породу, концентрації і зернистості алмазів, швидкості ковзання, вертикальної і дотичної складових навантаження. Фізико-механічні властивості і зношування бурових вставок істотно залежать від хімічного складу, передісторії вихідних речовин, міцності контакту алмаз – матриця, природи пружного стану матриці композита, технологічних режимів спікання і температури, яка виникає в процесі буріння. Вже за відносно невеликих температур (600 – 700 °С) спостерігається істотне зменшення міцності кристалів алмаза, а високі значення теплових потоків зумовлюють температурні і пластичні деформації в матриці, які призводять до деградації алмазовмісного шару бурової вставки і передчасного зношування інструментів.

Знання теплових потоків та їх впливу на зношування бурових інструментів має значення в порошковій металургії при визначенні фізико-механічних властивостей композиційних матеріалів і для практичного їх використання. Для вивчення теплових потоків використовувалися бурові вставки однакових розмірів (діаметром 10 мм, висотою 10 мм і початковою товщиною алмазовмісного шару 3 мм). Бурові вставки отримано на основі вихідної шихти алмаз – твердий сплав ВК6. Природні овалізовані алмази зернистістю 500/400, 630/500, 800/630 і 1000/800 (середній діаметр алмазів 0,46 мм; 0,55 мм; 0,75 і 0,92 мм відповідно) за відносної концентрації 75, 100, 125 і 200 (що відповідає об'ємній частці алмазів  $V_p$  (в %) в композиті 18,75; 25,00; 31,50; 37,50 чи 3,3; 4,4; 5,5 і 6,6 каратів алмазів на 1 см<sup>3</sup> шихти) домішувалися в суміші вихідних речовин без використання розмельних куль. Спорядження комірки для спікання виконувалися згідно з вимогами виробництва бурових вставок на основі матеріалу слаутич. Процес спікання здійснювався при варіюванні температури в інтервалі 300 – 1800 К і тиску 0,5 – 32 МПа. Випробування на роботоздатність дослідних зразків проводилися на спеціальному стенді ШПС-73 М при шліфуванні пісковіку в інтервалі вертикального навантаження на один зразок від 100 до 1000 Н і лінійної швидкості обертання – від 1 до 4 м/с. Оцінка зношування бурових

вставок виконувалася за рахунок втрати маси алмазного шару під час шліфування протягом 600 с.

*Основи визначення теплового потоку.* Найбільш поширеним і простим рівнянням, яке використовується для визначення зв'язку кількості ріжучих алмазів на поверхні контакту з об'ємною часткою алмазів в композиті за умов його експлуатації, є [136]:

$$\frac{N}{S} = \frac{6V_p}{100\pi d^2}, \quad (2.9)$$

де  $N$  – кількість алмазів на поверхні  $S$ , які одночасно руйнують гірську породу;  $V_p$  – об'ємна частка алмазів (%) в композиті за відносної концентрації  $K = 100$ ;  $d$  – середній діаметр алмазного зерна.

Тепловий потік  $q_m$  в процесі руйнування гірської породи інструментом з НКМ можна визначити із співвідношення [108, 124]:

$$q_m = \frac{k_1 P k \omega r_2}{S}, \quad (2.10)$$

де  $k_1 \approx 0,78$  – коефіцієнт, який враховує долю тепла, що поглинається НКМ;  $P$  – вертикальна складова навантаження;  $k \approx 0,45$  – коефіцієнт тертя робочої поверхні інструменту об породу;  $\omega$  – кутова швидкість;  $r_2$  – зовнішній діаметр долота.

Підставивши  $S$  з (2.9) в (2.10) отримаємо формулу для визначення теплового потоку при руйнуванні породи буровою вставкою

$$q_m = \frac{6k_1 k P \omega r_2 V_p}{100\pi d^2 N}. \quad (2.11)$$

Детальні дослідження теплового потоку в процесі буріння алмазним долотом наведені нами в роботі [137].

*Аналіз теплового потоку.* На рис. 2.27 (а, б) зображено залежності теплових потоків при шліфуванні пісковіку дослідними буровими вставками від середнього

діаметра алмазного зерна  $d$  і об'ємної частки алмазів  $V_p$  в композиті, одержаних внаслідок розрахунків за запропонованою формулою (2.11).

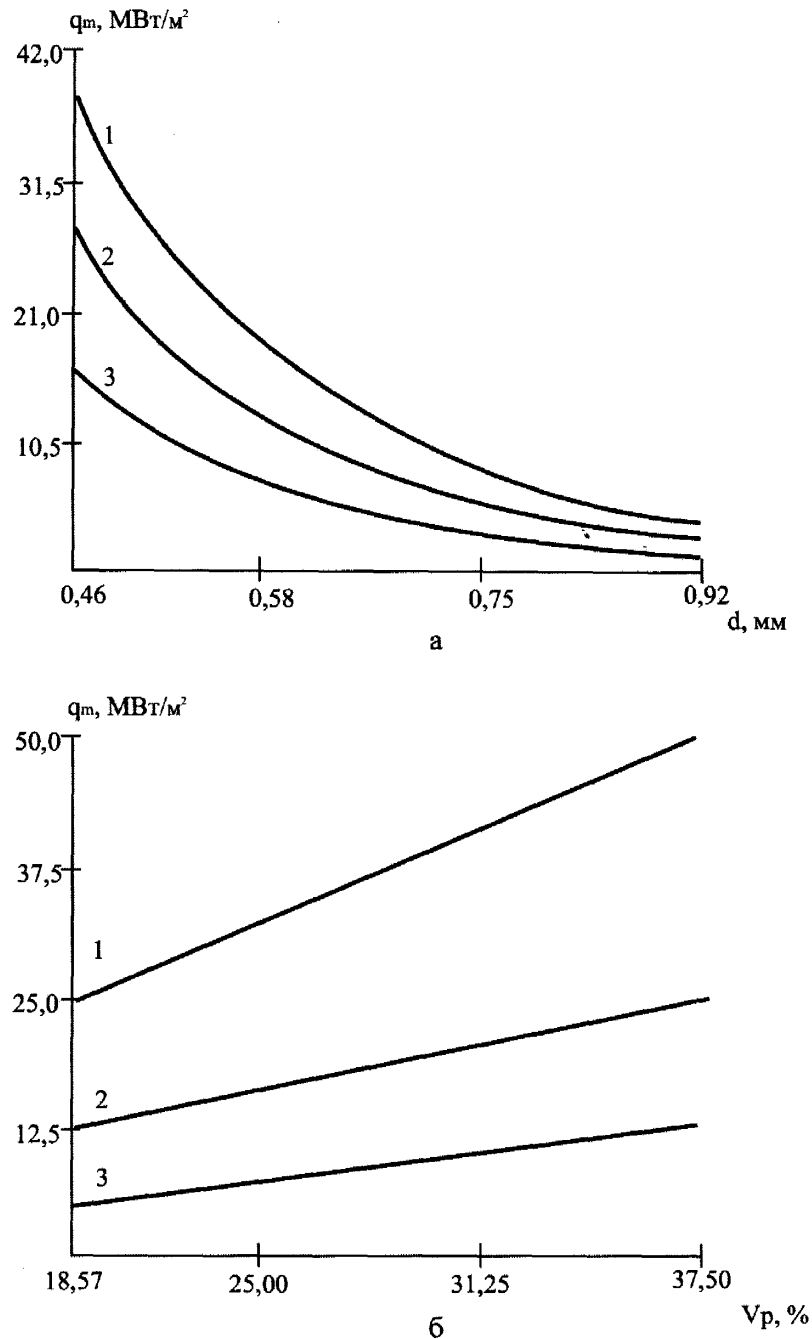


Рис. 2.27. Графіки залежності теплових потоків від середнього діаметра алмазів (а) при  $P = 100$  (1);  $75$  (2) і  $50$  (3) Н;  $V_p = 25\%$  і об'ємної частки алмазів в композиті (б) при  $P = 100$  (1);  $50$  (2) Н;  $d = 0,46$  мм і  $P = 50$  Н;  $d = 0,75$  мм (3) в умовах шліфування пісковіку для  $V = 4$  м/с;  $k_1 = 0,82$ ;  $k = 0,45$  та інтенсивного охолодження.

Їх аналіз показує, що діаметр алмазного зерна істотно впливає на тепловий потік під час роботи бурової вставки (рис. 2.27, а). При зміні середнього діаметра алмазів від  $0,46$  до  $0,75$  мм (що відповідає зернистості алмазів  $500/400 - 800/630$ ) теп-

ловий потік внаслідок інтенсивного тертя алмазного шару бурової вставки зменшується майже в 3 рази для всіх значень навантаження, що позитивно впливає на роботоздатність і зносостійкість НКАМ. При подальшому збільшенні цього параметра спостерігається незначне зменшення теплового потоку. При зміні об'ємної частки алмазів  $V_p$  в композиті від 18,75 до 31,25 % (що відповідає відносній концентрації 75 - 100) вдвічі відбувається зростання теплового потоку для всіх значень середнього діаметра і вертикального навантаження (рис. 2.27, б).

З аналізу отриманих даних випливає, що для зменшення теплового потоку і, як наслідок, зменшення впливу температури на зносостійкість бурових вставок, потрібно використовувати алмази для виготовлення НКАМ при значеннях середнього діаметра алмазів 0,7 – 0,85 мм і об'ємної частки алмазів 25 – 31,25 %. З точки зору економічності і зносостійкості це рентабельно.

Цілком закономірно і адекватно реальному процесу буріння мають графічні зображення залежності теплових потоків від вертикальної складової навантаження  $P$  (рис. 2.28, а) і лінійної швидкості обертання  $v$  (рис. 2.28, б).

Збільшення як навантаження, так і лінійної швидкості обертання зумовлює швидке зростання теплового потоку при шліфуванні пісковіку дослідними вставками для однакових значень концентрації і зернистості алмазів. Ця обставина вказує на важливість оптимізації технологічних режимів буріння. Так випробовування на зносостійкість бурових вставок алмаз – твердий сплав ВК6, в яких об'ємна частка алмазів  $V_p = 25\%$  і середній діаметр алмазних зерен  $d = 0,75$  мм (що відповідає  $K = 100$  і зернистості 800/630) при  $P = 500$  Н показали, що величини мають значення майже вдвічі менше за аналогічний параметр під час шліфування пісковіку при  $P = 1000$  Н. Теплові потоки в цих випадках мали значення 5 і 12,5 МВт/м<sup>2</sup> відповідно (див. рис. 2.28, а – криві 1 і 3). Це ще раз підтверджує важливість врахування цього параметра для вирішення задач зносостійкості і технології розробки бурових вставок.

Із наведених даних випливає, що запропонована формула (2.11) дозволяє визначити тепловий потік в процесі буріння гірських порід і її можна використовувати як

додаток в рівняннях, що описують термопружний стан і зношування алмазних бурових інструментів [137].

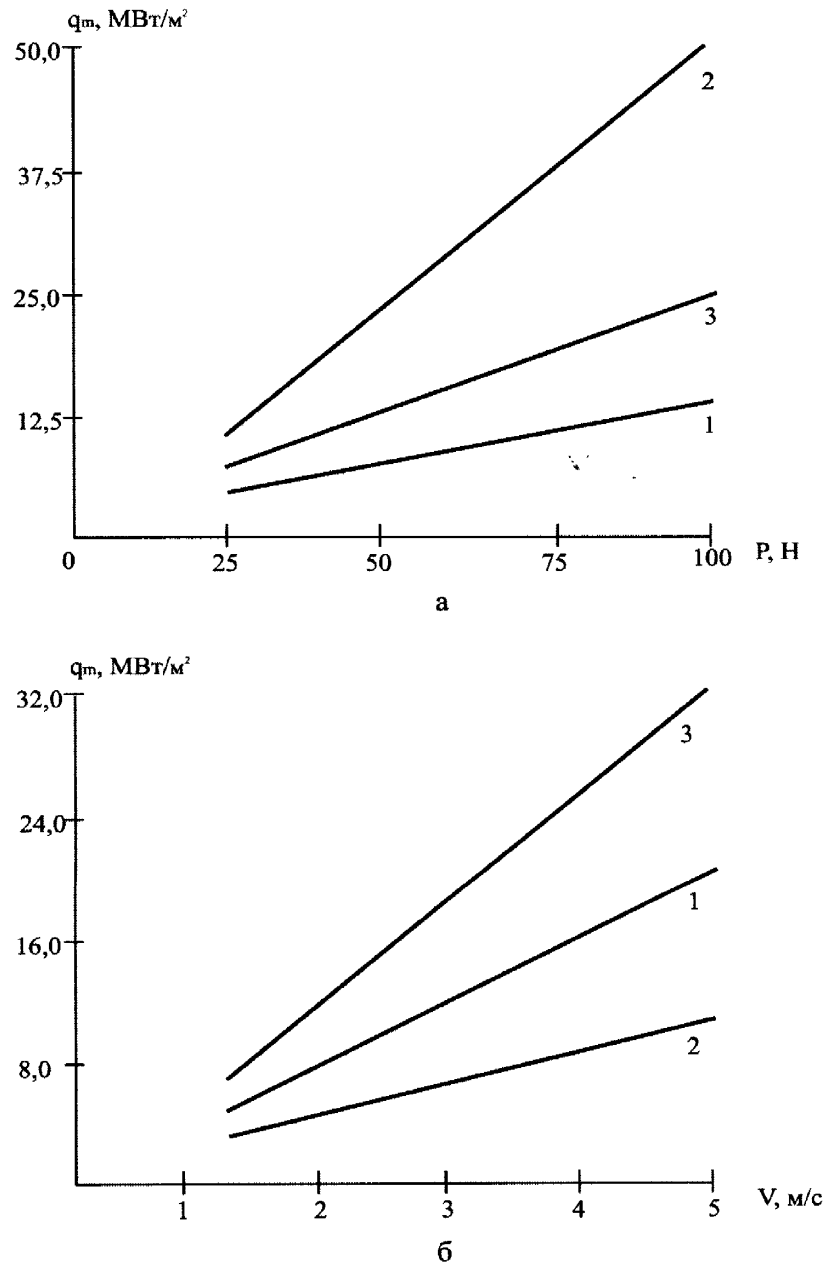


Рис. 2.28. Вплив вертикального навантаження (а) при  $V = 4$  м/с;  $d = 0,75$  мм і  $V_p = 25\%$  (1);  $d = 0,46$  мм і  $V_p = 37,5\%$  (2);  $d = 0,58$  мм і  $V_p = 31,25\%$  (3) і лінійної швидкості обертання (б) при  $P = 500$  Н;  $V_p = 25\%$  і  $d = 0,46$  мм (1);  $V_p = 31,25\%$  і  $d = 0,75$  мм (2);  $V_p = 37,5\%$  і  $d = 0,46$  мм (3) в умовах шліфування кварцового пісковіку для  $k_1 = 0,82$ ;  $k = 0,45$  та інтенсивного охолодження.



## 2.6. Експериментальні дослідження зношування бурових вставок

Випробування надійності і роботоздатності алмазних бурових доліт проводять безпосередньо в процесі буріння нафтових та газових свердловин. Дослідження структури і фізико-механічних властивостей надтвердих НКМ для таких інструментів, а також виявлення основних факторів, що впливають на їх покращання, виконують для контрольних зразків після їх випробування на зношування в лабораторних умовах. В цих випадках за допомогою вимірювання отримують характеристику зразків на основі вивчення вибраної фізичної властивості для конкретних умов, тобто в експериментальних умовах, в які вміщено об'єкт. Для експериментального визначення зносу бурових вставок слід використовувати такі силові схеми тертя, за яких є можливість досить точно визначити будь-яку кількісну характеристику зношування ( $\Delta M$  – абсолютно масовий знос,  $h$  – лінійний знос,  $h/t$  – швидкість зношування). При виборі силової схеми тертя потрібно також враховувати можливість надання постійних умов тертя, тобто забезпечити в процесі зношування зразків постійність кінематичних і геометричних параметрів пари тертя.

Дослідження зносостійкості бурових вставок проводилися на спеціальному стенді, який дозволяє жорстко встановити зразки і варіювати параметри режиму в широких інтервалах (вертикальну чи горизонтальну складову навантаження, швидкість обертання, вертикальну і горизонтальну швидкість переміщення тощо) при шліфуванні пісковіку чи іншої гірської породи. Після експерименту визначалася величина лінійного  $h$  і масового  $\Delta M$  зносу. Випробування проводилися за кутової швидкості обертання  $\omega = 6 \text{ c}^{-1}$ , і при цьому відносна швидкість ковзання становила  $v = 4 \text{ м/с}$ . Тривалість одного експерименту дорівнювала 600 с. Перед кожним дослідом здійснювалося прироблення бурових вставок, тривалість якого становила 120 – 300 с залежно від зовнішнього навантаження. Вертикальна складова навантаження змінювалася від 100 до 1000 Н для кожного випробування. Для визначення  $\Delta M$  використовувалися ваги електроні "AXIS" AD<sub>(S)</sub> 200.

*Обробка експериментальних результатів.* При дослідженні зношування дослідних зразків для кожного значення діючого навантаження  $P$  виконувалося не менше

чотирьох випробувань. За результатами цих випробувань визначилося математичне очікування  $\Delta M_c$  величини масового зносу  $\Delta M_j$ . Внаслідок того, що при визначенні величини масового зносу  $\Delta M_j$  зразків для кожного випробування при  $P = \text{const}$ , як правило, має місце розкид їх значень, то за математичної обробки експериментальних даних, крім математичного очікування величини масового зносу, врахувалися також такі математичні характеристики:

а) середнє квадратичне відхилення

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{m_i} \sum_{j=1}^{m_i} (\Delta M_c - \Delta M_j)^2}, \quad (2.12)$$

де  $m_i$  – число випробувань,

б) варіаційний коефіцієнт

$$v_c = (\sigma / \Delta M_c) 100\%, \quad (2.13)$$

в) середня похибка варіаційного коефіцієнта

$$\sigma_v = v_c \sqrt{0,5 v_c^2 / 100} / \sqrt{m_i}, \quad (2.14)$$

г) середня похибка середнього арифметичного відхилення

$$\delta_c = (v / \sqrt{m_i}) 100\%. \quad (2.15)$$

Середнє квадратичне відхилення  $\sigma$  дозволяє оцінити відміну величин масового зносу  $\Delta M_j$  окремих зразків, одержаних для кожного проведеного випробування від розрахованого математичного очікування  $\Delta M_c$  цієї величини. Варіаційний коефіцієнт  $v_c$  характеризує величину середнього квадратичного відхилення  $\sigma$  по відношенню до величини  $\Delta M_c$ , а величина середньої похибки середнього арифметичного від-

силення  $\delta_c$  дозволяє визначити степінь відміни величини  $\Delta M_c$ , отриманого за даної кількості випробувань, від тих же значень  $\Delta M_c$ , що могли бути отримані за значно більшої кількості випробувань. Для подальшої обробки приймалися ті дані середньоарифметичних значень величин масового зносу  $\Delta M_c$  для яких значення  $\delta_c \leq 10\%$ . Якщо  $\delta_c$  було понад 10 %, то проводили допоміжні дослідження значень  $\Delta M_c$  за яких  $\delta_c \leq 10\%$ .

Величина характеристичної функції зношування  $\Phi_j(F)$  дослідних зразків для кожного значення питомої сили тертя  $F$  визначалася згідно з формулою:

$$\overline{\Phi}_j(F) = vt/h_j = S/h_j, (j = 1, 2, \dots, m_i), \quad (2.16)$$

де  $v$  – швидкість ковзання;  $S$  – шлях тертя і  $t$  – час випробування.

Використовуючи середньоарифметичні значення величин масового зносу  $(\Delta M_c)_j$  ( $j$  – номер навантаження), знайдених за допомогою зважування, величини лінійного зносу  $h_j$  знаходимо із співвідношення:

$$h_j = (\Delta M_c) / \rho S_k, \quad (2.17)$$

де  $\rho$  – густина зразка, яка визначається сумою густини складових композита;  $S_k$  – фактична площа контакту бурової вставки з породою.

При визначенні величин питомої сили тертя  $F_j$  на контакті припускаємо, що вони пов'язані з законом Кулона

$$F_j = fP. \quad (2.18)$$

На основі обробки експериментальних даних величин масового зносу бурових вставок можна побудувати діаграму зношування цих зразків. Ця діаграма являє собою графічні зображення функцій зношування  $\Phi_j(F)$  зразків від діючих питомих сил тертя  $F_j$  і може бути реалізована на основі  $\sigma$ ,  $v_c$ ,  $\sigma_v$  і  $\delta_c$ , якщо відомі значення масово-

рактистичної функції зношування зразків  $\bar{\Phi}_j(F)$  для конкретних значень питомої сили тертя  $F$  ввести параметр, який характеризує висоту алмазовмісного шару  $h$ . Тоді співвідношення (2.16) для розрахунку функції зношування для сумарного шляху тертя набуває такого вигляду:

$$\bar{\Phi}_{j,s}(F) = Sh/h_j. \quad (2.19)$$

Результати оцінки ресурсу роботи дослідних зразків бурових вставок (сумарного шляху тертя) в процесі шліфування пісковіку за відносної концентрації алмазів  $K = 100$ , зернистості 800/630 і швидкості ковзання  $v = 4$  м/с для  $P = 500$  Н наведено в табл. 2.13.

Таблиця 2.13

Результати оцінки ресурсу роботи дослідних  
зразків бурових вставок

Хімічний склад композита	Значення лінійного зносу $\Delta h_j$ , мм	Шлях тертя $S$ , м
алмаз – ВК6	0,89	7289
алмаз – (ВК6+W <sub>2</sub> B <sub>5</sub> )	0,34	21176
алмаз – (ВК6+CrB <sub>2</sub> )	0,46	15652
алмаз – (ВК6+B <sub>4</sub> C)	0,59	12203
алмаз – (ВК6+ CrB <sub>2</sub> + W <sub>2</sub> B <sub>5</sub> )	0,24	30000

Аналіз даних табл. 2.13 показує, що хімічний склад композиційних матеріалів забезпечує безвідмовну роботу бурових вставок протягом часу експлуатації тільки для певних навантажень. Найбільший ресурс роботи бурових вставок забезпечує хімічний склад п'ятого типу (зразки 5) для всіх значень навантаження. При цьому спостерігається нелінійна залежність зношування дослідних зразків бурових вставок від навантаження. Це пов'язане з тим, що введення добавок порошків W<sub>2</sub>B<sub>5</sub>, CrB<sub>2</sub>, B<sub>4</sub>C і

особливо суміші порошків  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$  до вихідної шихти алмаз – твердий сплав ВК6 істотно покращує структуру композитів і підвищує їх зносостійкість.

Проведені дослідження і отримані дані показують, що знос бурових вставок на основі твердосплавних матриць істотно залежить від хімічного складу композиту, концентрації і зернистості алмазів, умов випробувань. В процесі буріння нафтових та газових свердловин зношування алмазних бурових доліт також залежить від форми профілю і природної атмосфери буріння, в якій статичні умови навантаження підтримувати дуже важко. В таких випадках на зношування інструментів негативно впливає термонапруження, яке зумовлює і розвиває пластичні деформації в алмазовмісному шарі і може призвести до повної деградації композита і передчасного зношування бурових доліт. Ці обставини ускладнюють експериментальний шлях дослідження процесу зношування таких інструментів, що потребують великого обсягу робіт і складної дослідницької апаратури. Реальна проблема, яка стоїть за всіма цими явищами, що відбуваються внаслідок роботи алмазних бурових доліт і зношування НКАМ, дуже складна і є недосяжною для експериментального дослідження. Очевидно, що повне розуміння суті всіх цих явищ, які відбуваються при бурінні, можливе за допомогою використання математичних моделей і відповідних відомостей про стан НКАМ. При остаточному виборі оптимального поєднання хімічного складу композита, ступеня оснащення і конструкції долота слід також враховувати вартість вихідної сировини і вартість виготовлення бурового інструменту.

## **2.7. Термостійкість і зносостійкість алмазно-твердосплавних пластин**

*Структура алмазовмісного шару.* Перспектива створення бурових доліт з АТП, удосконалення технології спікання та розширення зон їх використання вимагає глибокого дослідження процесів, які відбуваються при виготовленні і зношуванні таких пластин. АТП в готовому вигляді являють собою алмазний шар (робоча частина), який жорстко з'єднаний з підкладкою. Алмазний шар виготовляється із суміші дрібних частинок природних чи синтетичних алмазів, а підкладка – із суміші твердого сплаву, переважно ВК10 – ВК15 (90 WC – 10 Co, 85 WC – 15 Co, мас. %).

Для активації процесу спікання і покращання механічних властивостей АТП у ці суміші інколи додають деякі тугоплавкі сполуки перехідних металів або порошки металів у малій кількості в порівнянні до основних компонентів. Їх виготовляють в апаратах високого тиску (АВТ) "Тороїд" в умовах тиску  $p = 35,0 - 100$  кбар ( $3,5 - 10,0$  ГПа) і температури  $T = 1500 - 2600$  °С упродовж кількох хвилин. АВТ "Тороїд" являє собою дві блок-матриці з твердосплавними вставками, скріплені блоками сталевих кілець. До комплекту АВТ входять також опорні плити з твердого сплаву. Комірка високого тиску складається з кільця і втулки, які виготовляються з літографського каменю або вапняку, всередині яких розміщений кільцевий графітовий нагрівник. Всередині графітового нагрівника розміщується твердосплавна підкладка і алмазний прошарок, а також інші елементи спорядження. Преси обладнані електроприладами для нагріву реакційного об'єму комірки високого тиску прямим пропусканням струму. Спікання АТП здійснюється шляхом першочергового прикладання тиску з послідуєчим нагрівом реакційного об'єму.

В процесі спікання АТП, в момент плавлення металеві компоненти у підкладці, рідка фаза починає проникати до алмазовмісного шару, тобто виникає перенесення кобальту із підкладки до алмазного шару. В міру проникнення розплаву до алмазного шару починається процес рідкофазного спікання. Він полягає в подальшому зменшенні пористості. Кінцева пористість алмазного шару становить  $\approx 4$  об. %. Структура алмазного шару в АТП являє собою суцільний каркас алмазних зерен з тонкими прошарками зв'язуючої фази (рис. 2.29). Основу структури становлять кристали розміром  $20 - 40$  мкм, між якими розміщені зерна розміром від  $1$  до  $10$  мкм. За даними мікрорентгеноспектрального аналізу зв'язуюча фаза алмазовмісного шару пластини вміщує  $65 - 70$  мас. % Со і  $30 - 35$  мас. % WC. Таке співвідношення компонентів приблизно відповідає складу евтектики Со – WC за діаграмою стану системи W – C – Со [138]. За даними роботи [139] за температурою плавлення евтектики ( $1320$  °С за атмосферного тиску) рідка фаза в твердому сплаві вміщує  $64$  мас. % Со і  $36$  мас. % WC, причому її об'єм в сплаві марки BK20 становить  $41,9$  об. %. Це дає підстави стверджувати, що просочування алмазного шару пластини здійснюється розплавом Со – WC евтектичного складу.

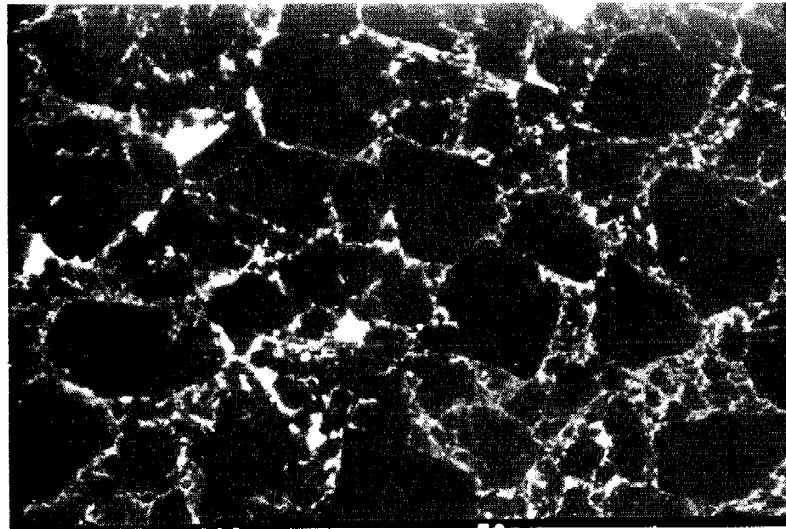


Рис. 2.29. Структура алмазовмісного шару АТП,  $\times 600$ .

Твердження про графітизацію алмаза в порах алмазного брикету в процесі нагріву до температури спікання, яке спостерігалось в роботі [139], не підтвердилось. Графітизація алмаза відбувається при спіканні в зоні температур понад  $2000\text{ }^{\circ}\text{C}$ , що при використуваному тиску відповідає зоні термодинамічної стабільності графіту на  $p - T$  діаграмі вуглецю. За даними роботи [138] подвійний карбід вольфраму кобальту типу  $\text{Co}_x\text{W}_y\text{C}_z$  може утворюватися за недостатнього, для нормальної кристалізації, вмісту вуглецю. Таким чином, можна стверджувати, що евтектичний розплав  $\text{Co} - \text{WC}$ , який проникає до алмазовмісного шару з твёрдосплавної підкладки, знаходячись при температурі і тиску в зоні термодинамічної стабільності графіту, кристалізується у вигляді графіту, подвійного карбиду вольфраму і кобальту.

В роботі [140] відзначається, що просочування алмазного шару кобальтом за тиску  $8,0\text{ ГПа}$  починається за  $T = 1440\text{ }^{\circ}\text{C}$ , а розплавом зв'язки твёрдого сплаву за  $1700\text{ }^{\circ}\text{C}$  і для досягнення рівних констант швидкості просочування твёрдий сплав потрібно нагрівати на  $150 - 200\text{ }^{\circ}\text{C}$  вище, ніж чистий кобальт. Цим пояснюється застосування високих температур для спікання АТП. Після закінчення процесу просочування, який триває декілька секунд, завершується формування кінцевої структури алмазовмісного шару АТП. Утворення безперервного алмазного каркасу проходить за рахунок формування міжзеренних границь алмаз – алмаз, протікання цього про-

цесу проходить по механізму розчинення – кристалізація алмазу. За даними роботи [141] рушійною силою спікання по механізму розчинення – кристалізація є різниця кривизни поверхні частинок, які спікаються. Вірогідно, дрібні частинки алмаза, що відкололись від крупніших алмазів, розчиняються в металевій зв'язці, а потім кристалізуються з перенасиченого розчину в точках контакту більших за розміром алмазних зерен, збільшуючи таким чином площу міжзеренних границь, не змінюючи при цьому пористість алмазного шару. Аналогічні результати отримали в роботі [142], які досліджували спікання алмазних зерен при просочуванні їх кобальтом за умов високих тисків і температур.

На основі проведених досліджень показано, що в процесі формування алмазовмісного шару АТП відбувається подрібнення алмазних зерен, далі на стадії нагрівання реакційного об'єму твердофазне спікання протікає за механізмом термічного активування укладки зерен і механізму пластичної плинності алмаза. На стадії рідкофазного спікання проходить просочування алмазовмісного шару евтектичним розплавом з твердосплавної підкладки і подальше його ущільнення із зростанням ступеня пластичної деформації зерен. Формування кінцевої структури алмазовмісного шару-АТП проходить за механізмом розчинення дрібних зерен і кристалізації алмаза в точках контакту більших зерен.

*Термостійкість.* Термін "термостійкість АТП" визначає границі температури і часу нагрівання (3 хв), за яких алмазовмісний шар не втрачає свої механічні характеристики, особливо зносостійкості. Це стосується як процесу спікання пластин, так і їх експлуатації. Чим вище значення термостійкості АТП, тим кращі перспективи їх використання для буріння нафтових та газових свердловин алмазними долотами. Нагрівання АТП проводили в муфельній печі (яку попередньо нагрівали до температури випробування) в діапазоні температури 500 – 1100 °С протягом від 1 до 10 хв.

Випробування на зносостійкість зразків АТП після їх нагрівання і охолодження на повітрі проводили згідно з методикою, описаною в стандарті ІНМ НАН України СТП 90. 103 – 93 на спеціальному стенді при струганні пісковіку міцністю на стиск 140 МПа і абразивністю 35 мг. Режими випробування становлять: швидкість стругання 0,55 м/с, глибина стругання 0,5 мм, поперечна подача 2,8 мм/хід і довжина



шляху стругання 50 м. Як об'єкти, що досліджуються, було взято: АТП, виготовлені за серійною технологією – зразки 1; АТП, спечені за удосконаленою технологією – зразки 2; пластини РСД фірми "De Beers" – зразки 3 і АТП, які вміщували в хімічному складі добавки дибориду хрому  $\text{CrB}_2$  – зразки 4. Зразки 4 відрізняються вмістом в алмазному шарі  $\text{CrB}_2$  і технологічними умовами спікання. Дані про  $p - T - t$  спікання, спорядження комірки високого тиску і спосіб приготування вихідної шихти наведено в [143]. Точність вимірювання температури і тиску становить 5 град і 200 Па.

Методами мікрорентгеноспектрального аналізу вивчалися розподілення елементів в АТП в напрямку від підкладки до зовнішньої поверхні алмазного шару. Аналізувався характер розподілу Со в об'ємі алмазного шару і в зонах твердого сплаву, які близько прилягають до алмазного шару.

Границі вмісту дибориду хрому в шихті визначалися з умови основного завдання – підвищення термостійкості, міцності і зносостійкості АТП за допомогою застосування кінетичної моделі, розробленої для описання фізико-хімічних процесів, які відбуваються при спіканні НКМ. При цьому для кожної зміни хімічного складу вихідної шихти визначався енергетичний стан композита, що спікається на кінцевому етапі. Ті кількісні значення  $\text{CrB}_2$  в шихті (в мас. %), за яких загальна енергія активації спікання набуває найменших величин для заданих  $p - T - t$  умов, було прийнято за оптимальні.

На рис. 2.30 наведено графічні залежності термостійкості АТП, які відрізняються хімічним складом і виготовлені різними методами [143].

Їх аналіз показує, що температура і час витримки істотно впливають на термостійкість пластин. Для пластин (1), виготовлених за стандартною технологією, нагрівання за  $T = 650$  °С витримці 3 хв не впливає на термостійкість, тоді як нагрівання понад  $T = 670$  °С призводить до їх деградації. За 10 хв нагрівання термостійкість зразків 1 становить 480 °С. Для АТП, спечених за експериментальною технологією (зразки 2), термостійкість становить 750 °С при витримці нагрівання  $t = 3$  хв, і  $T = 620$  °С за  $t = 10$  хв. Таким чином, АТП, спечені за технологією 1 і 2, чутливі до нагрівання, що обмежує їх використання при бурінні твердих гірських порід.

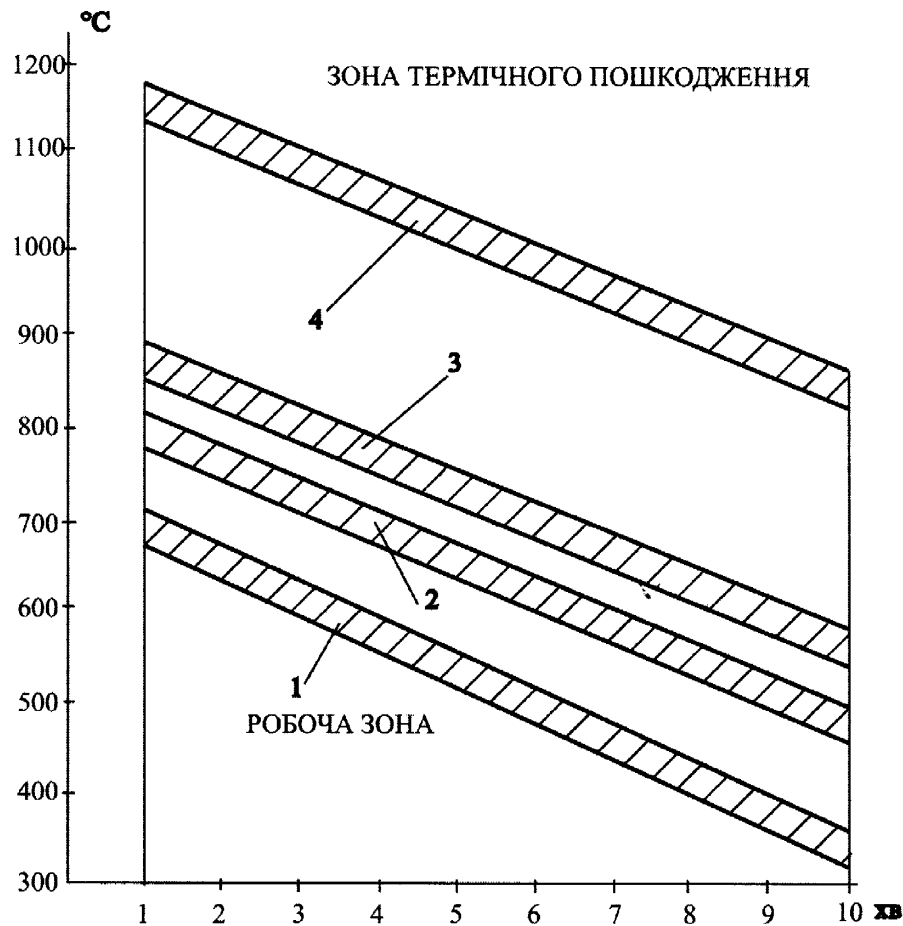


Рис. 2.30. Графічні зображення термостабільності АТП: 1 – серійна технологія; 2 – експериментальна; 3 – фірми "De Beers" і 4 – зразки, які вміщують у вихідній шихті добавки  $\text{CrV}_2$ .

Значно кращі результати по термостійкості в порівнянні зі зразками 1 і 2 отримано для АТП фірми "De Beers" (рис. 2.31, зона 3). Найкращі результати по термостійкості показали пластини, які вміщують у вихідній шихті добавки  $\text{CrV}_2$  оптимальної кількості, зразки 4. Ці АТП мають свої переваги – їх термостійкість становить 1100 °C при нагріванні 3 хв.

Для з'ясування причин відмінностей термостійкості дослідних АТП, виготовлених різними методами, було проведено дослідження мікроструктури алмазовмісного шару. З результатів досліджень випливає, що причиною низької термостійкості зразків АТП 1 і 2 є добавки порошків – активаторів в алмазному шарі (рис. 2.31).

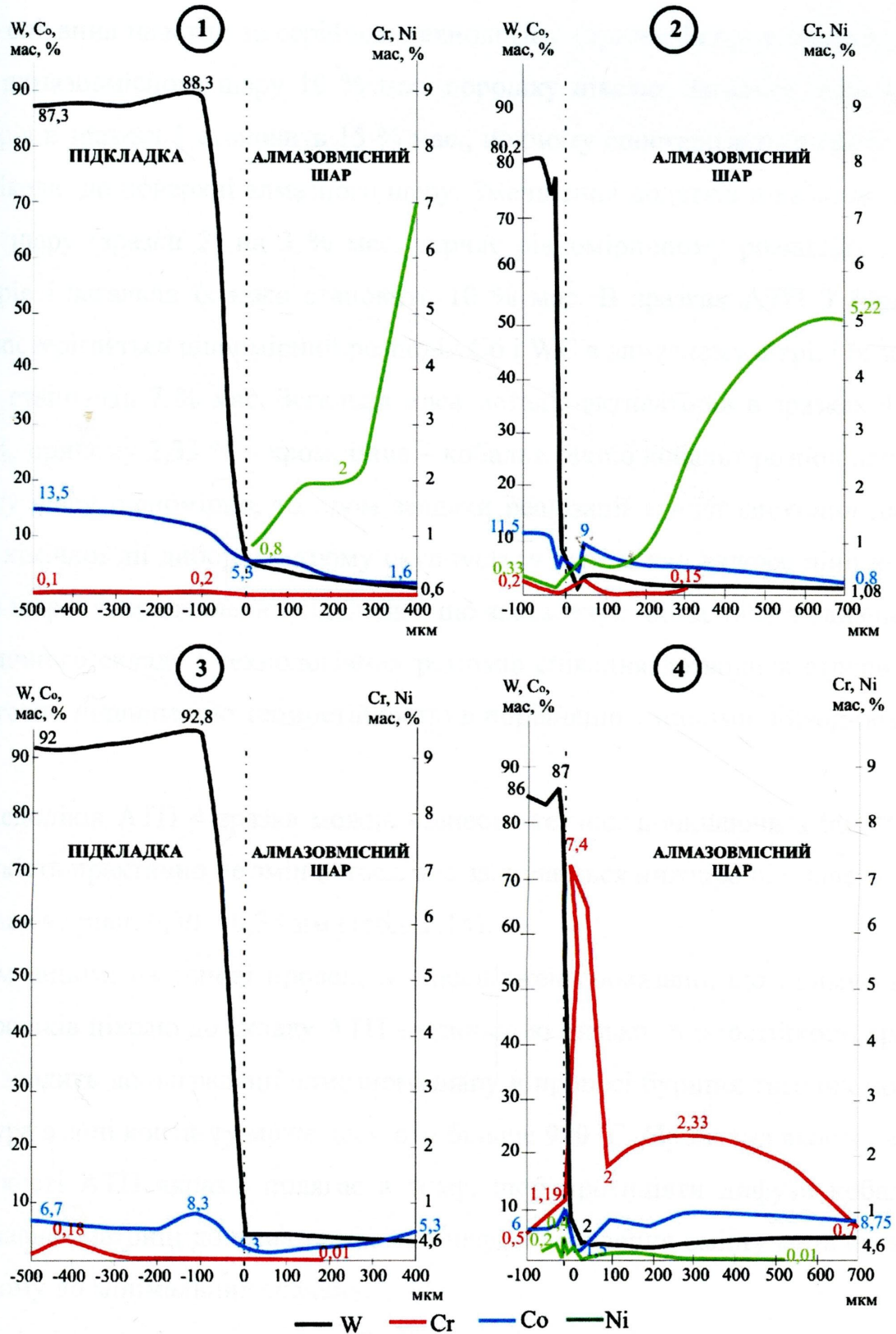


Рис. 2.31. Графічні зображення розподілення металів-активаторів в алмазному шарі дослідних зразків АТП: 1 – серійна технологія; 2 – експериментальна; 3 – фірми "De Beers", 4 – зразки, які вміщують у вихідній шихті добавки CrB<sub>2</sub>.

Так, спікання пластин за серійною технологією (зразки 1) проводиться з додатками до алмазовмісного шару 10 % мас. порошку нікелю. Загальна маса металів-активаторів в зразках 1 становить 15 % мас., причому спостерігається ефект "витіснення" нікелю до поверхні алмазного шару. Зменшення додатків нікелю до алмазовмісного шару (зразки 2) на 3 % мас. сприяє рівномірнішому розподілу металів-активаторів і загальна їх маса становить 10 % мас. В зразках АТП 3 фірми "De Beers" спостерігається рівномірний розподіл Со і WC в алмазному шарі, і їх загальна кількість становить 7 % мас. Загальна маса металів-активаторів в зразках 4 становить 10 %, причому 2,33 % – хром, інше – кобальт. Якщо кобальт розподіляється по алмазному шару рівномірно, то хром завдяки реалізації явища висхідної дифузії і активної хімічної дії дибориду хрому скупчується переважно вздовж лінії контакту алмазний шар – твердосплавна підкладка, що забезпечує їх надійне з'єднання. Гармонія хімічного складу і технологічних режимів спікання дозволила створити нові АТП з істотно підвищеною термостійкістю в порівнянні з іншими дослідними зразками.

До недоліків АТП 4 зразка можна віднести те, що, починаючи з 900 °С, його зносостійкість практично не змінюється, але залишається нижчою від пластин РСД і знаходиться на рівні 0,30 – 0,35 мм (табл. 2.14).

Таким чином, на основі проведених досліджень показано, що примусове введення порошоків нікелю до складу АТП є причиною низької термостійкості зразків 1 і 2 та призводить до деградації алмазного шару в процесі буріння твердих порід, де температура в зоні контакту може досягати більше 900 °С. Проблема якості і високої термостійкості АТП якраз і полягає в тому, щоб протидіяти дифузії кобальту із твердосплавної матриці до алмазовмісного шару і доведення вмісту металів активаторів в ньому до мінімальних значень.

*Механічні характеристики.* Як було встановлено, показники зношування АТП, виготовлених з використанням різних технологічних прийомів, що не піддавалися термічній обробці, мають однакові значення в межах 0,12 – 0,14 мм. При нагріванні показники зносостійкості змінюються, характеризуючи можливості кожної із представлених пластин. За основний показник зносостійкості приймалася темпера-

тура нагріву протягом 3 хв, за якої знос не перевищував 0,40 мм (значення зносу, які допускаються ТУ). Це пояснюється тим, що 3 хв – це час, протягом якого АТП перебуває під дією термічних напружень в процесі виготовлення бурового інструменту.

Таблиця 2.14

## Зразки пластин АТП і технологічні умови випробування

№ зразка	Технологічні особливості АТП	Температура нагріву, °С	Час нагріву, хв	Величина зношування, мм	Примітка
1	АТП “Станд.”	–	–	0,12-0,14	Без нагріву
1	-//-	650	3	0,20-0,25	
1	-//-	700	3	1,0-1,2	
1	-//-	520	6	0,30-0,35	
1	-//-	350	10	0,35-0,40	
2	АТП “Л”	–	–	0,12-0,14	Без нагріву
2	-//-	520	10	0,35-0,40	
2	-//-	650	6	0,30-0,35	
2	-//-	650	3	0,18-0,20	
2	-//-	750	3	0,25-0,30	
2	-//-	800	3	0,80-0,90	
3	Стратопакс	800	3	0,18-0,20	Нагрів при випадці
3	-//-	>900	–	1,5-1,7	
4	АТП “Нов.”	–	–	0,12-0,14	Без нагріву
4	-//-	1100	3	0,30-0,35	
4	-//-	1000	6	0,30-0,35	
4	-//-	900	10	0,35-0,40	

Для визначення порівняльної характеристики фізико-механічного стану алмазовмісного шару залежно від технології виготовлення і нагрівання було проведено лабораторні випробування механічних властивостей (зносостійкості) АТП для різних типів пластин (табл. 2.14).

На основі проведених випробувань встановлено:

1. Максимально високу стійкість проти нагрівання показали зразки АТП, виготовлені за технологією з використанням тугоплавких з'єднань перехідних металів.
2. АТП, виготовлені за новою технологією, мають високу термостабільність і протягом 10 хв не втрачають свої експлуатаційні властивості.
3. АТП з термостійкістю понад 1000 °С можна використовувати при бурінні твердих малоабразивних порід, де температура в зоні контакту перевищує 900 °С.

Узагальнюючи отримані результати, зробимо такі висновки:

1. Викладено методології структурних досліджень, теплових потоків та зношування породоруйнівних елементів доліт в процесі руйнування пісковика залежно від зміни вихідних параметрів композита і технологічних режимів буріння.

2. Показано, що в процесі руйнування гірських порід бурові вставки з НКМ зношуються і безповоротно змінюють свої властивості залежно від хімічного складу композита, концентрації і зернистості алмазів та умов випробування.

3. Виконані розрахунки на основі запропонованої формули показують, що при зміні середнього діаметра алмазів від 0,46 до 0,75 мм відбувається зменшення теплового потоку в процесі руйнування пісковика до трьох разів для всіх значень навантаження, що позитивно впливає на зносостійкість інструменту. При зростанні відносної концентрації алмазів від 75 до 100 відбувається збільшення теплового потоку до 2 разів, що негативно впливає на роботоздатність інструментів. Збільшення як навантаження, так і кутової швидкості обертання зумовлює швидке зростання теплового потоку для всіх вставок, що вивчаються.

4. Показано, що знос бурових вставок істотно залежить від хімічного складу композита, концентрації і зернистості алмазів в алмазовмісному шарі і умов випробування. Використання у вихідній шихті алмаз – твердий сплав ВК6 добавок  $\text{CrB}_2$ ,  $\text{W}_2\text{B}_5$  і  $\text{B}_4\text{C}$  за деяких умов дозволяє зменшити знос бурових вставок до 3 разів. Встановлено нелінійну залежність процесу зношування бурових вставок від хімічного складу композита і умов випробування.

5. Досліджено термостійкість і механічні характеристики АТП залежно від хімічного складу алмазовмісного шару і умов випробування. Показано, що введення до складу алмазовмісного шару добавок  $\text{CrB}_2$  і оптимізація умов спікання забезпечує збільшення термостійкості АТП від 650 до 1100 °С, що дає великі можливості їх застосування для буріння твердих, малоабразивних порід.

РОЗДІЛ 3  
ТЕМПЕРАТУРНІ ПОЛЯ ТА ТЕРМОПРУЖНИЙ СТАН  
АЛМАЗНИХ БУРОВИХ ДОЛІТ  
В ПРОЦЕСІ ЇХ РОБОТИ

Від результатів дослідження впливу температурних полів на зношування і роботоздатність бурового інструменту повною мірою залежить технологія спікання НКАМ з широким спектром фізико-механічних властивостей і витрати цінної сировини. Не зупиняючись на ролі і важливості дослідження кінетики зношування для розробки і експлуатації таких інструментів, відзначимо деякі істотні особливості: НКАМ, які використовують для виготовлення бурових інструментів, мають відзначатися не тільки високою твердістю, міцністю і зносостійкістю, але й мати високу термостійкість. Оскільки контактні температури в процесі буріння твердих і абразивних гірських порід близькі до температури плавлення кобальту, який є зв'язуючою фазою композита, то стає очевидним, що вони понижують фізико-механічні властивості, істотно впливають на формування третього тіла і визначають характер зношування породоруйнівних елементів. Науково-технічний прогрес поставив проблему підвищення зносостійкості НКАМ на основі твердих сплавів ВК, які мають забезпечити високу механічну швидкість буріння, часову стійкість і надійну роботу на всьому перебігу експлуатації інструменту. Однак через складність геометричної форми і характер взаємодії бурового інструменту з породою розв'язок задачі теплопровідності в загальній постановці є дуже складною проблемою. Для цього потрібно наблизити форми бурових інструментів до класичних.

В цьому розділі розглядається математична постановка і розв'язання задач нестационарної теплопровідності алмазної бурильної головки (на моделі кільцевого свердла) і бурового долота (на моделі долота півсферичної форми). Математичні моделі враховують нагрівання таких інструментів в зоні тертя і охолодження рідиною внаслідок конвективного теплообміну. Наведено розв'язки задач і дано їх фізичне інтерпретування. При цьому розв'язок задачі теплопровідності є проміжним



етапом і далі використовується при дослідженні термонапружень і зношування бурового інструменту.

### 3.1. Нестационарна задача теплопровідності для алмазного кільцевого свердла

#### 3.1.1. Фізичні засади та математична постановка задачі дослідження

Розглядається порожнистий циліндр малої скінченої довжини (рис.3.1)

$$\Omega_1 = \{r, z, \varphi \mid R_1 < r < R_2, 0 < z < H_1, 0 < \varphi < 2\pi\},$$

один із торців якого знаходиться в ідеальному тепловому і механічному контакті з другим циліндром

$$\Omega_2 = \{r, z, \varphi \mid R_1 < r < R_2, H_1 < z < H_2, 0 < \varphi < 2\pi\}.$$

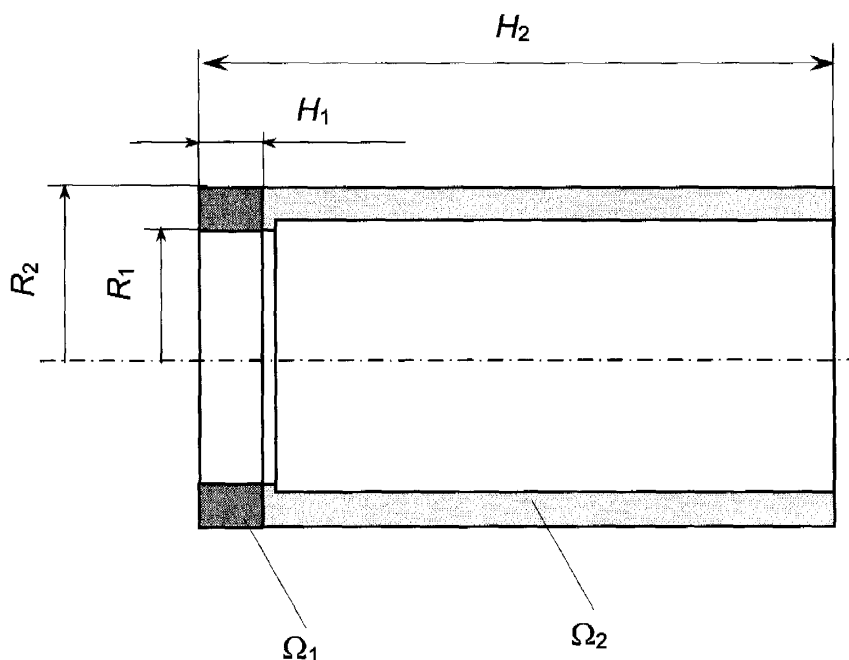


Рис. 3.1. Алмазне кільцеве свердло:  $\Omega_1$  – НКМ (ріжуча частина свердла чи коронки);  $\Omega_2$  – тіло свердла;  $R_1$  і  $R_2$  – внутрішній і зовнішній радіуси свердла відповідно;  $H_1$  і  $H_2$  – висоти композиційного матеріалу (висота ріжучої кромки свердла) і коронки відповідно.

Циліндр  $\Omega_2$  зроблено з міцного металу (сталі) з заданими теплофізичними властивостями (тіло свердла), а  $\Omega_1$  являє собою композиційний матеріал, матриця якого вміщує природні чи штучні алмази (ріжуча коронка). При цьому фізико-механічні властивості композита істотно відрізняються від аналогічних властивостей корпусу долота. Геометричні розміри системи визначаються нерівностями

$$R_2 - R_1 = \delta \ll R_1 < R_2, H_2 - H_1 = \xi < H_1 < H_2. \quad (3.1)$$

Під час свердління за рахунок тертя в контакті інструменту з породою виділяється тепло, основна кількість якого потрапляє до свердла  $\{R_1 < r < R_2, z = H_2\}$ . В процесі роботи свердло охолоджується рідиною температури  $T_j$  шляхом примусового теплообміну, з коефіцієнтами теплообміну  $\alpha_1, \alpha_1^*$  при  $r = R_1$  і  $\alpha_2, \alpha_2^*$  при  $r = R_2$ .

*Математична постановка задачі.* В циліндричних координатах  $\xi_1 = (r, \varphi, z)$  нестационарна гранична задача теплопровідності в кусково-однорідній області  $\Omega = \Omega_1 + \Omega_2$  з урахуванням вищевказаних особливостей може бути сформульована у вигляді

$$\lambda_i \left[ \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right] T - c_i \rho_i \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \quad (\xi \in \Omega, t > 0); \quad (3.2)$$

$$\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial z} \Big|_{z=H_2} = q, \quad \frac{\partial T_2}{\partial z} \Big|_{z=0} = 0 \quad (R_1 < r < R_2); \quad (3.3)$$

$$\lambda_1 \frac{\partial T_2}{\partial r} \Big|_{r=R_1} = \alpha_1^* (T_1 - T_j); \quad (H_1 < r < H_2);$$

$$-\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial r} \Big|_{r=R_2} = \alpha_2^* (T_1 - T_j); \quad (H_1 < r < H_2);$$

$$\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial r} \Big|_{r=R_2} = \alpha_1 (T_2 - T_j); \quad (0 < r < H_1);$$

$$-\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial r} \Big|_{r=R_2} = \alpha_2 (T_2 - T_j); \quad (0 < r < H_1); \quad (3.4)$$

$$[T] = \left[ \lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right] = 0; \quad (z = H_1, R_1 < r < R_2);$$

(3.5)

$$T(r, z, 0) = T_0 = \text{const} > 0, \quad (3.6)$$

де  $\lambda_i$ ,  $c_i$ ,  $\rho_i$  – кусково-постійні теплофізичні параметри свердла (теплопровідність, питома теплоємність і густина  $i$ -го шару матеріалу композита);  $q$  – задана щільність потоку тертя;  $[k]$  – стрибок функції  $k$ , заданої в області  $\Omega$  при переході через поверхню  $z = H_1$ . Відзначимо, що тут  $\lambda_1 \gg \lambda_2$ .

Дана задача може бути вирішена аналітичними методами інтегральних перетворень і розкладення по власних функціях [144]. Однак в цих методах формально точний розв'язок явно видається у вигляді подвійних рядів типу Фур'є – Бесселя, які, як правило, погано сходяться для малих  $t$  і потребують значних зусиль для покращання збіжності. Для їх обчислення слід утримувати велику кількість членів ряду, що в свою чергу потребує великих витрат машинного часу на реалізацію і аналіз розв'язку.

В зв'язку з цим нижче на основі загальної моделі (3.2 – 3.6) та прихованих особливостей будується більш адаптована до них модель, яка допускає простіше рішення.

*Редукція задачі.* Нерівність (3.1) і умова  $\lambda_1 \gg \lambda_2$  свідчать про малу термічну товщину областей  $\Omega_1$  і  $\Omega_2$  за координатою  $r$ , а область  $\Omega_1$  – ще і за координатою  $z$  дозволяє припустити, що температури  $T_1$  і  $T_2$  слабо залежать від цих координат. Через це доцільно ввести середньоінтегральні температури в областях  $\Omega_1$  і  $\Omega_2$  відповідно

$$T_1(t) \leftrightarrow \frac{2}{(H_2 - H_1)(R_2^2 - R_1^2)} \int_{H_1}^{H_2} dz \int_{R_1}^{R_2} r T_1(r, z, t) dr,$$

$$T_2(t) \leftrightarrow \frac{2}{(R_2^2 - R_1^2)} \int_{R_1}^{R_2} r T_2(r, z, t) dr \quad (3.7)$$

Інтегруючи рівняння (3.2) по цих областях з урахуванням граничних умов (3.3), (3.4) і умов спряження на границі шарів (3.5), отримаємо редуковану задачу у вигляді

$$-\lambda_2 \frac{\partial^2 T_2}{\partial z^2} + \frac{2(\alpha_1 R_1 + \alpha_2 R_2)}{R_2^2 - R_1^2} (T_2 - T_j) + \rho_2 c_2 \frac{\partial T}{\partial t} = 0; \quad (z \in (0, H_1)); \quad (3.8)$$

$$-\lambda_2 \frac{\partial^2 T_2}{\partial z^2} \Big|_{z=H_1} + \frac{2(\alpha_1^* R_1 + \alpha_2^* R_2)(H_2 - H_1)}{R_2^2 - R_1^2} \times \\ \times (T_2 - T_j) + \rho_1 c_1 (H_2 - H_1) \frac{\partial T}{\partial t} = 0; \quad (3.9)$$

$$\frac{\partial T_2}{\partial z} \Big|_{z=0} = 0, \quad T_2(z, 0) = T_0. \quad (3.10)$$

Особливістю цієї задачі є те, що рівняння (3.9) розглядається як гранична умова для рівняння (3.8) і вміщує похідну за часом від шуканої функції.

Для уніфікації результатів сформулюємо систему (3.8 – 3.10) в критеріальному (безрозмірному) вигляді, вводячи нові змінні

$$k = \frac{k_2}{H_2}, \quad u(k, t) = \frac{T_2(z, t) - T_j}{T_j},$$

де  $k_2 = \lambda_2 / (\rho_2 c_2)$ , універсальні константи

$$h = \frac{H_1}{H_2}; \quad u_0 = \frac{T_0 - T_j}{T_j}; \quad v = \frac{c_1 \rho_1 \xi}{c_2 \rho_2 H_2}; \\ \sigma_1^2 = \frac{2(\alpha_1 R_1 + \alpha_2 R_2) H_2^2}{\lambda_2 (R_2^2 - R_1^2)}; \quad \sigma_2^2 = \frac{2(\alpha_1^* R_1 + \alpha_2^* R_2) \xi H_2}{\lambda_2 (R_2^2 - R_1^2)}$$

і безрозмірний тепловий потік  $G = \frac{q H_2}{\lambda_2 T_j}$ .

В результаті отримаємо початково-граничну задачу

$$\begin{aligned}
 & -u_{xx} + \sigma_1^2 u + u_\tau = 0 \quad (0 < x < h, \tau > 0); \\
 & u_x(0, t) = 0, \quad u_x + \sigma_2^2 u + \nu u_\tau \Big|_{x=h} = G, \quad u(x, 0) = u_0.
 \end{aligned}
 \tag{3.11}$$

### 3.1.2. Розв'язок задачі

Маючи на увазі, що система (3.11) лінійна, її розв'язок може бути представлено у вигляді  $u = v(x) + w(x, \tau)$ , де  $v(x)$  є розв'язком стаціонарної задачі

$$\begin{aligned}
 & v_{xx} + \sigma_1^2 v = 0 \quad (0 < x < h); \\
 & v_x(0) = 0, \quad v_x + \sigma_2^2 v \Big|_{x=h} = G,
 \end{aligned}
 \tag{3.12}$$

а  $w(x, \tau)$  визначається із системи

$$\begin{aligned}
 & -w_{xx} + \sigma_1^2 w + w_\tau = 0, \quad w(x, 0) = u_0 - v(x) \quad (0 < x < h); \\
 & w_x(0, \tau) = 0, \quad 1/\nu(w_x + \sigma_2^2 w) + w_\tau \Big|_{x=h} = 0.
 \end{aligned}
 \tag{3.13}$$

Розв'язок задачі (3.12) має вигляд

$$v(x) = G \frac{\operatorname{ch} \sigma_1 x}{\sigma_2^2 \operatorname{ch} \sigma_1 h + \sigma_1 \operatorname{sh} \sigma_1 h},
 \tag{3.14}$$

а для розв'язку задачі (3.13) з нестационарними граничними умовами використаємо метод розкладення по власних функціях спектральної задачі з параметром в рівнянні і граничній умові [145].

Введемо гільбертовий простір  $L^2[0, h]$ , елементами якого є пара функцій  $F = [f(x); f(h)]$ ,  $f \in L^2(0, h)$  зі скалярним добутком

$$((F, \Phi))_{L^2} = \int_0^L f(x)\varphi(x)dx + \nu f(h)\varphi(h)
 \tag{3.15}$$

і нормою  $\|F\|_{L^2} = \left( \|f\|_{L_2}^2 + \nu f^2(h) \right)^{1/2}$ .

Задамо пов'язаний з задачею (3.13) оператор

$$A : [f(x); f(h)] \rightarrow \left[ -f_{xx} + \sigma_1^2 f; \frac{1}{\nu} (f_x + \sigma_2^2 f)_{x=h} \right] \quad (3.16)$$

з областю визначення  $D(A) = \{f \in C^2(0, h), f_x(0) = 0\}$ .

Враховуючи те, що оператор  $A$  самоспряжений, позитивно визначений в  $L^2[0, h]$  і має дискретний спектр [145], за його допомогою задачу (3.13) сформулюємо в операторному вигляді

$$AW + \frac{\partial W}{\partial \tau} = 0, W(0) = W_0, \quad (3.17)$$

де  $W = [w(x, \tau); w(h, \tau)]$ ;  $W_0 = [u_0 - \nu(x); u_0 - \nu(h)]$ .

З урахуванням (3.16) спектральна задача для оператора  $A$  має вигляд

$$A\Phi = \beta\Phi,$$

де  $\Phi = [\varphi(x); \varphi(h)]$  еквівалентна крайовій задачі

$$\begin{aligned} -\varphi_{xx} + \sigma_1^2 \varphi &= \beta\varphi \quad (0 < x < h), \\ \varphi_x(0) &= 0, \frac{1}{\nu} (\varphi_x + \sigma_2^2 \varphi)_{x=h} = \beta\varphi. \end{aligned} \quad (3.18)$$

Неважко знайти, що власні функції цієї задачі мають вигляд

$$\varphi_n(x) = \cos x \sqrt{\beta_n - \sigma_1^2}, \quad (3.19)$$

а власні значення визначаються як розв'язок трансцендентного рівняння

$$\sqrt{\beta - \sigma_1^2} \sinh \sqrt{\beta - \sigma_1^2} + (v\beta - \sigma_2^2) \cosh \sqrt{\beta - \sigma_1^2} = 0. \quad (3.20)$$

Таким чином,

$$\Phi_h = \left[ \cos x \sqrt{\beta_n - \sigma_1^2}; \cosh \sqrt{\beta_n - \sigma_1^2} \right]$$

і відповідно скалярного добутку (3.15) маємо

$$\omega_n = \|\Phi_n\|_{L^2} = \frac{h}{2} + \frac{1}{2} \left( 2v - \frac{v\beta_n - \sigma_2^2}{\beta_n - \sigma_1^2} \cos^2 h \sqrt{\beta_n - \sigma_1^2} \right) \quad (3.21)$$

При цьому власні функції  $\Phi_h$  ортогональні в розумінні скалярного добутку (3.15)

$$\left( (\Phi_n, \Phi_m) \right)_{L^2} = \omega_n \delta_{nm},$$

де  $\delta_{nm}$  – символ Кронекера.

З цього випливає, що власні функції оператора  $A$  утворюють власний базис простору  $L^2 [0, h]$  і його можна використати для побудови розв'язку задачі (3.17) у вигляді

$$W = \sum_{n=1}^{\infty} \omega_n^{-1} \alpha_n(\tau) \Phi_n(x) \quad (0 < x < h). \quad (3.22)$$

Нескладні обчислення з урахуванням ортогональності власних функцій  $\Phi_h$  приводять до такої елементарної задачі для визначення невідомих компонент  $\alpha_n(\tau)$ :

$$\alpha_n + \beta_n \alpha_n = 0, \alpha_n(0) = b_n, \quad (3.23)$$

$$\text{де } b_n = \int_0^h (u_0 - v(x) \cos x \sqrt{\beta_n - \sigma_1^2}) dx + v(u_0 - v(h)) \cos h \sqrt{\beta_n - \sigma_1^2}.$$

Враховуючи, що

$$\int_0^h \cos x \sqrt{\beta_n - \sigma_1^2} dx = -\frac{v\beta_n - \sigma_2^2}{\beta_n - \sigma_1^2} \cosh \sqrt{\beta_n - \sigma_1^2},$$

$$\int_0^h \cos \sigma_1 x \sqrt{\beta_n - \sigma_1^2} dx = \frac{1}{\beta_n} [\sigma_1 \operatorname{sh} \sigma_1 h - (v\beta_n - \sigma_2^2) \operatorname{ch} \sigma_1 h] \cosh \sqrt{\beta_n - \sigma_1^2},$$

де використано рівняння (3.20), з (3.23) отримаємо, що

$$a_n(\tau) = b_n e^{-\beta_n \tau},$$

$$b_n = \left( u_0 \frac{\sigma_2^2 - v\sigma_1^2}{\beta_n - \sigma_1^2} - \frac{G}{\beta_n} \right) \cosh \sqrt{\beta_n - \sigma_1^2}. \quad (3.24)$$

Таким чином, збираючи отримані результати, остаточно точний розв'язок задачі (3.11) представимо у вигляді

$$u(x, \tau) = G \frac{\operatorname{ch} \sigma_1 x}{\sigma_2^2 \operatorname{ch} \sigma_1 h + \sigma_1 \operatorname{sh} \sigma_1 h} - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(\beta_n - \sigma_1^2)G - \beta_n(\sigma_2^2 - v\sigma_1^2)u_0}{h(\beta_n - \sigma_1^2) + [\sigma_2^2 + v(\beta_n - 2\sigma_1^2)] \cos^2 h \sqrt{\beta_n - \sigma_1^2}} \times \frac{e^{-\beta_n \tau}}{\beta_n} \left[ \cos(h+x) \sqrt{\beta_n - \sigma_1^2} + \cos(h-x) \sqrt{\beta_n - \sigma_1^2} \right] \quad (3.25)$$

Безрозмірна температура алмазного кільцевого свердла знаходиться з рівняння (3.25) при  $x = h$ . Якщо свердло охолоджується рідиною, температура якої дорівнює його початковій температурі, то в рівнянні (3.25) потрібно прийняти  $u_0 = 0$ .

Таким чином, у цьому параграфі систематично розглянуто коло питань, які пов'язані як з математичною постановкою, так і з розв'язком нестационарної граничної задачі теплопровідності для алмазних кільцевих свердел в процесі їх роботи. Цей розв'язок дозволяє описати температурний стан алмазних свердел з урахуванням теплофізичних властивостей композита і тіла свердла, умов охолодження (включая її і його відсутність) та режимних параметрів, а також виявити основні фактори,



які впливають на динаміку температурних полів. Відзначимо, що цей розв'язок неможливо використати для розрахунків бурових доліт переважно через складні геометричні форми, неklasичні робочі поверхні та умови взаємодії з вибоєм свердловин. Щоб отримати аналітичні розв'язки цих задач, слід використовувати інші математичні методи та підходи. Для цього розглянемо в наступному параграфі нестационарну задачу теплопровідності для алмазного бурового долота півсферичної форми. Ця форма профілю досить широко використовується для виготовлення алмазних бурових доліт.

## **3.2. Температурний стан алмазного долота при бурінні гірської породи**

### **3.2.1. Нестационарна задача теплопровідності для алмазного бурового долота**

Перспектива створення НКAM нового покоління і бурових інструментів на їх основі значною мірою залежить від дослідження впливу температурних полів на кінетику зношування і роботоздатність цих інструментів. Істотна відміна фізико-механічних властивостей алмазів від аналогічних параметрів інших складових композита, специфічні особливості конструкції долота, сукупність градієнтів тиску на робочій поверхні інструменту та складні умови конвективного теплообміну дуже ускладнюють постановку задачі теплопровідності, вибір та обґрунтування математичних методів, а також побудову алгоритму розв'язку. Вони вимагають залучення математичних моделей механіки суцільних середовищ. При цьому задачу теплопровідності не можна розглядати ізольовано від вибою, тому що тепловий потік розподіляється як в породу, так і в долото. В результаті потрібно розв'язувати нелінійну контактну задачу взаємозв'язаної термопружності, коли температурні напруження є джерелом такого теплового потоку. Метою цих досліджень є розв'язок нестационарної задачі теплопровідності для півсферичного тіла з покриттям, яке наближено моделює роботу алмазного бурового долота.

### 3.2.2. Фізичні передумови і математична постановка задачі дослідження

Долото зручно розглядати в сферичній системі координат  $(r, \varphi, \theta)$  у вигляді півкулі

$$G_1 = \left\{ (r, \varphi, \theta) \mid r \in [0, r_2], \varphi \in [0, 2\pi], \theta \in \left[0, \frac{\pi}{2}\right] \right\},$$

на яку нанесено покриття товщиною  $h_a = r_2 - r_1$  і видалено сферичний сектор (рис. 3.2)

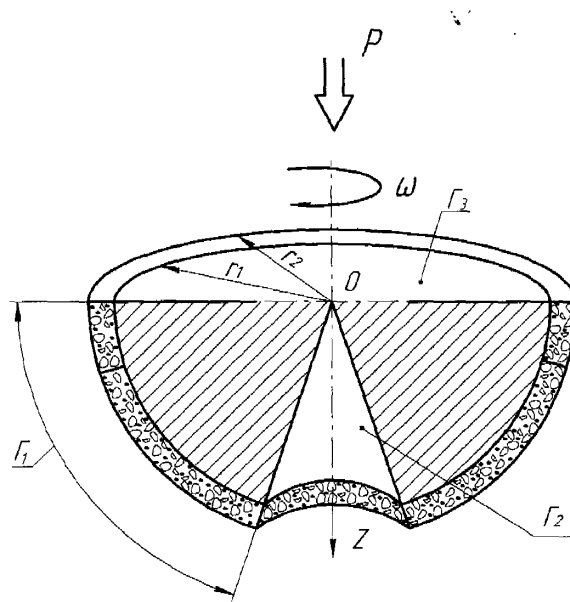


Рис. 3.2. Схема контакту долота з породою:  $\Gamma_1$  – поверхня контакту долота з породою;  $\Gamma_2$  – внутрішня поверхня долота;  $P$  – вертикальне зусилля;  $\omega$  – кутова швидкість;  $OZ$  – ось.

$$G_2 = \left\{ (r, \varphi, \theta) \mid r \in [0, r_2], \varphi \in [0, 2\pi], \theta \in [0, \theta_0] \right\}.$$

Тоді область  $\Omega = G_1 \setminus G_2$  буде являти собою долото

$$\Omega = \left\{ (r, \varphi, \theta) \mid r \in [0, r_2], \varphi \in [0, 2\pi], \theta \in \left[\theta_0, \frac{\pi}{2}\right] \right\}.$$

Тут з урахуванням того, що  $h_a \ll r_1$  область  $\Omega_1$  відповідає корпусу долота,

$$\Omega_1 = \left\{ (r, \varphi, \theta) \mid r \in [0, r_1], \varphi \in [0, 2\pi], \theta \in \left[ \theta_0, \frac{\pi}{2} \right] \right\}$$

а область  $\Omega_2$  відповідає його ріжучій поверхні

$$\Omega_2 = \Omega \setminus \Omega_1 = \left\{ (r, \varphi, \theta) \mid r \in [r_1, r_2], \varphi \in [0, 2\pi], \theta \in \left[ \theta_0, \frac{\pi}{2} \right] \right\}.$$

Матеріал зони  $\Omega_2$  являє собою композиційний матеріал, матриця якого спечена методом гарячого пресування з суміші частинок природних чи синтетичних алмазів і дрібніших порошків карбіду вольфраму WC і кобальту Co. Ця суміш може вміщувати в собі добавки порошків тугоплавких сполук перехідних металів (диборид хрому CrB<sub>2</sub>, пентадіборид дівольфраму W<sub>2</sub>B<sub>5</sub>, карбіду бору B<sub>4</sub>C тощо) в незначній кількості відносно основних компонентів, а  $\Omega_1$  зроблено із сталі з заданими теплофізичними властивостями. При цьому фізико-механічні властивості матриці композита істотно відрізняються від аналогічних властивостей основи долота. В зоні контакту ріжучої поверхні долота з вибоєм

$$\Gamma_1 = \left\{ (r, \varphi, \theta) \mid r = r_2, \varphi \in [0, 2\pi], \theta \in \left[ \theta_0, \frac{\pi}{2} \right] \right\}$$

алмазне долото нагрівається за рахунок сили тертя (взаємодія долота з гірською породою), щільність теплового потоку  $q_m$  пропорційна нормальному тиску, лінійній швидкості і довжині контактної ділянки:

$$q = q_m \sin \theta = q_m \sqrt{1 - \mu^2}$$

де  $\mu = \cos \theta$ ;  $q_m = \frac{6k_1kr_2P\omega V_p}{100\pi d^2 N}$  – щільність теплового потоку визначається за формулою (2.3).

На верхній поверхні долота

$$\Gamma_3 = \{(r, \varphi, \theta) | r \in [0, r_2], \varphi \in [0, 2\pi], \mu = 0\}$$

припускаємо відсутність теплового потоку

$$\frac{\partial T}{\partial \mu} = 0 \quad (3.27)$$

На решті поверхні долота  $\Gamma_1 \cup \Gamma_2$

$$(\Gamma_2 = \{(r, \varphi, \theta) | r \in [0, r_2], \varphi \in [0, 2\pi], \mu \in [\mu_0, 1]\})$$

проходить охолодження рідиною за рахунок конвективного теплообміну

$$q_1 = \alpha_1 (T_n - T_q) \quad (3.28)$$

причому коефіцієнт теплообміну розраховується за формулою [124]

$$\alpha_1 = \frac{2\lambda_q (Re^2 + Gr)^{0.164}}{r_2}, \quad (3.29)$$

де числа Рейнольда і Грасгофа відповідно дорівнюють

$$Re = \frac{4\omega r_2^2}{\nu}, \quad Gr = \frac{8\beta g r_2^3 \Delta T}{\nu^2}, \quad (3.30)$$

$\lambda_q$  – коефіцієнт теплопровідності рідини;  $\nu$  – кінематична в'язкість,  $\beta$  – коефіцієнт розширення в'язкості;  $r_2$  – зовнішній радіус долота;  $g$  – прискорення вільного падіння;  $\Delta T = T_n - T_q$  – різниця температури робочої поверхні долота  $T_n$  і рідини  $T_q$ , причому властивості охолоджуючої рідини (води) беруться при температурі кипіння. Аналіз співвідношень (3.29) і (3.30) показує, що числа Рейнольда і Грасгофа при бурінні алмазним долотом ІНМ – 214,3 Т ( $r_1 = 0,103$  м;  $r_2 = 0,107$  м;  $\omega = 6$  с<sup>-1</sup>) мають та-

го зносу ( $\Delta M_c$ )<sub>j</sub> за діючих на контактi питомих сил тертя  $F_j$ . Результати визначення масового і лінійного зносу, а також діаграма зношування бурових вставок – необхідний атрибут для математичного інтерпретування результатів (мається на увазі передусім зношування бурового долота) і легкодоступні експерименту навіть у тому разі, коли для цього потрібно більше часу. Така процедура є обов'язковою при дослідженні кінетики зношування алмазних бурових доліт і потрібна для перевірки достовірності результатів, навіть якщо вони вважаються цілком правдивими.

*Аналіз впливу деяких факторів на зношування дослідних зразків.* На основі викладеної вище методики наведемо результати (табл. 2.8) дослідження лінійного і масового зношування бурових вставок, які спечено методом гарячого пресування в інтервалі температур 300 – 1800 К і тисків 0,5 – 32 МПа. В умовах шліфування пісковіку бурові вставки виготовлено на основі алмазовмісної шихти з використанням природних алмазів різної зернистості і концентрації.

Таблиця 2.8

Експериментальні значення лінійного  $h_j$  і масового  $\Delta M_j$  зносу дослідних зразків бурових вставок в умовах шліфування пісковіку

Склад композиту	Масовий знос $\Delta M_j$ , г	Лінійний знос $\Delta h_j$ , мм
алмаз – ВК6	1,050	0,89
алмаз – (ВК6+W <sub>2</sub> B <sub>5</sub> )	0,385	0,34
алмаз – (ВК6+CrB <sub>2</sub> )	0,530	0,46
алмаз – (ВК6+B <sub>4</sub> C)	0,675	0,59
алмаз – (ВК6+ CrB <sub>2</sub> + W <sub>2</sub> B <sub>5</sub> )	0,28	0,24

В табл. 2.8 наведено результати лінійного і масового зносу дослідних зразків бурових вставок за відносної концентрації природних алмазів  $K = 100$  зернистістю 800/630 в умовах шліфування пісковіку за таких технологічних режимів: вертикальна складова навантаження  $P = 500$  Н, кутові швидкості  $\omega = 6$  с<sup>-1</sup> і час шліфування  $t = 600$  с. Із аналізу цієї таблиці видно, що зношування бурових вставок істотно залежить від хімічного складу композита. Найбільші значення  $\Delta M_1 = 1,05$  г і  $\Delta h_1 = 0,89$  мм мають зразки 1 стандартного складу, тобто ці зразки характеризуються най-

меншою стійкістю проти абразивного зношування. Введення добавок порошків  $W_2B_5$ ,  $CrB_2$  і  $B_4C$ ,  $W_2B_5 - CrB_2$  до вихідної шихти алмаз – твердий сплав ВК6 істотно зменшує зношування композита і покращує таким чином їх фізико-механічні властивості. Найменші значення лінійного і масового зносу мають зразки 5. Це вказує на те, що введення до складу вихідної шихти суміші порошків  $CrB_2$  і  $W_2B_5$  істотно покращує структуру і властивості алмазовмісного шару бурових вставок.

При зменшенні відносної концентрації алмазів від  $K = 100$  до  $K = 75$  (табл. 2.9) спостерігається значне зростання зносу для всіх типів зразків, а при збільшенні концентрації алмазів від 100 до 125 спостерігається зменшення характерного параметра.

Таблиця 2.9

Результати зношування дослідних зразків бурових вставок залежно від концентрації алмазів і хімічного складу композита в умовах шліфування пісковика (такі ж умови, як і для табл. 2.8)

Склад композита	Масовий знос $\Delta M_j$ , г			Лінійний знос $\Delta h_j$ , мм		
	Відносна концентрація алмазів К в композиті					
	75	100	125	75	100	125
алмаз – ВК6	1,575	1,050	0,913	1,310	0,890	0,75
алмаз – (ВК6+ $W_2B_5$ )	0,570	0,385	0,325	0,510	0,340	0,29
алмаз – (ВК6+ $CrB_2$ )	0,790	0,530	0,354	0,691	0,460	0,39
алмаз – (ВК6+ $B_4C$ )	1,01	0,675	0,562	0,885	0,590	0,50
алмаз – (ВК6+ $CrB_2$ + $W_2B_5$ )	0,420	0,280	0,233	0,36	0,240	0,20

При цьому спостерігається нелінійна залежність зносу дослідних зразків від відносної концентрації алмазів. Найбільшу зносостійкість для інтервалу концентрації має зразок 5. Це пов'язане з тим, що введені до вихідної шихти алмаз – твердий сплав ВК6 добавки суміші порошків  $CrB_2$  і  $W_2B_5$  відіграють важливу роль в покращанні структури композита, сприяють утворенню міцного контакту алмаз – матриця і, як наслідок, підвищенню зносостійкості бурових вставок, що буде доведено в розділі 6.

Продовжуючи обмірковувати закономірності зношування бурових вставок відзначимо, що на нього істотно впливає вертикальна сила  $P$ . В табл. 2.10 і 2.11 наведено значення лінійного і масового зносу дослідних бурових вставок залежно від цього параметра.

Таблиця 2.10

Вплив вертикальної сили  $P$  на масовий знос бурових вставок

( $K = 100$ ;  $d = 0,070$  мм;  $v = 4$  м/с і  $t = 600$  с)

Склад композита	Значення масового зносу $\Delta M_j$ , г				
	Вертикальна сила $P$ , Н				
	100	300	500	700	900
алмаз – ВК6	0,240	0,750	1,050	1,500	2,500
алмаз – (ВК6+W <sub>2</sub> B <sub>5</sub> )	0,200	0,290	0,385	0,612	1,060
алмаз – (ВК6+CrB <sub>2</sub> )	0,221	0,390	0,530	0,607	1,250
алмаз – (ВК6+B <sub>4</sub> C)	0,230	0,410	0,675	1,108	1,820
алмаз – (ВК6+ CrB <sub>2</sub> + W <sub>2</sub> B <sub>5</sub> )	0,180	0,210	0,280	0,450	0,880

Таблиця 2.11

Залежності лінійного зносу бурових вставок від вертикальної сили

( $K = 100$ ;  $d = 0,070$  мм;  $v = 4$  м/с і  $t = 600$  с)

Склад композита	Значення лінійного зносу $\Delta h_j$ , мм				
	Вертикальна сила $P$ , Н				
	100	300	500	700	900
алмаз – ВК6	0,21	0,65	0,89	1,30	2,18
алмаз – (ВК6+W <sub>2</sub> B <sub>5</sub> )	0,17	0,25	0,34	0,53	0,92
алмаз – (ВК6+CrB <sub>2</sub> )	0,19	0,34	0,46	0,53	1,10
алмаз – (ВК6+B <sub>4</sub> C)	0,20	0,36	0,59	0,97	1,59
алмаз – (ВК6+ CrB <sub>2</sub> + W <sub>2</sub> B <sub>5</sub> )	0,16	0,18	0,24	0,40	0,77

Їх аналіз показує, що введення до вихідної шихти алмаз – твердий сплав ВК6 добавок  $W_2B_5$ ,  $CrB_2$ ,  $B_4C$  і  $CrB_2 + W_2B_5$  істотно зменшує знос зразків бурових вставок для всіх значень навантаження. Найкращі результати отримано для зразків п'ятого хімічного складу, що ще раз підтверджує позитивний внесок добавки суміші порошоків дібориду хрому і пентабориду дівольфраму до вихідної шихти алмаз – твердий сплав ВК6 на формування структури і фізико-механічних властивостей робочих елементів бурових доліт (див. розділ 5).

Спостерігається нелінійна залежність зношування від прикладеного навантаження для всіх зразків, що відповідає класичним уявленням загальної теорії зношування матеріалів (див. розділ 5).

Використання алмазів більшої зернистості (середнього діаметра) у вихідній шихті забезпечує зменшення зносу композиційного матеріалу. Із табл. 2.12, в якій наведені результати дослідження зношування дослідних зразків залежно від зернистості алмазів, випливає, що збільшення середнього діаметра алмазних зерен від 0,55 до 1,15 мм вдвічі забезпечує зменшення зношування бурових вставок.

Таблиця 2.12

Експериментальні результати зносу бурових вставок стандартного хімічного складу залежно від середнього діаметра алмазів  
( $K = 100$ ;  $v = 4$  м/с;  $P = 500$  Н і  $t = 600$  с)

Хімічний склад композита	Середній діаметр алмазних зерен $d$ , мм	Масовий знос $\Delta M_j$ , г
алмаз – ВК6	0,55	1,480
	0,70	1,050
	0,90	0,880
	1,15	0,820

Використовуючи одержані результати дослідження зношування бурових вставок з НКAM в процесі шліфування пісковіку можна оцінити ресурс їх роботи.

Для виконання розрахунків спряжень як вихідні дані слід використати нормований шлях тертя  $S_{mp}$  або величину допустимого зносу  $h_*$ . Для цього в рівняння ха-



кі значення:  $Re = 9,346 \cdot 10^5$ ;  $Gr = 8,111 \cdot 10^{11}$ . Критеріальний безрозмірний параметр  $Gr/Re^2 = 0,93 > 0,1$  вказує на те, що тепловіддача в процесі буріння відбувається внаслідок сумісної дії природної і примусової конвекції.

### 3.2.3. Розв'язок задачі

Задача визначення нестационарного температурного поля алмазного долота зводиться до розв'язку системи рівнянь теплопровідності в сферичній системі координат:

$$\frac{1}{\chi_i} \frac{\partial T}{\partial t} - \Delta T = 0, \quad ((r, \mu) \in \Omega, t > 0), \quad i = 1, 2, \quad (3.31)$$

за початкової умови

$$T(r, \mu) = T_0; \quad (3.32)$$

$$[T] = \left[ \lambda \frac{\partial T}{\partial r} \right] = 0, \quad r = r_1, \varphi \in [0, 2\pi]; \quad \theta \in \left[ \theta_0, \frac{\pi}{2} \right] \quad (3.33)$$

і умов теплообміну на границі  $\Gamma_1$

$$-\lambda_2 \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=r_2} = q_1 - q_m \sqrt{1 - \mu^2}, \quad \mu \in [0, \mu_0], \quad (3.34)$$

на границі  $\Gamma_2$

$$-\lambda_1 \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial \theta} \Big|_{\theta=\theta_0} = q_1, \quad \varphi \in [0, 2\pi]; \quad r \in [0, r_2] \quad (3.35)$$

і відсутністю теплового потоку на  $\Gamma_3$

$$\frac{\partial T}{\partial \theta} \Big|_{\theta=\frac{\pi}{2}} = 0. \quad (3.36)$$

Тут прийнято

$$\Delta = \frac{1}{r^2} \left\{ \frac{\partial}{\partial r} \left( r^2 \frac{\partial}{\partial r} \right) + \frac{1}{\sin \theta} \left( \sin \theta \frac{\partial}{\partial \theta} \right) + \frac{1}{\sin^2 \theta} \frac{\partial^2}{\partial \varphi^2} \right\},$$

а індекс 1 – відповідає сталевому корпусу долота, індекс 2 – алмазовмісному шару (алмаз – (94 WC+6 Co)).

Після введення безрозмірних величин

$$u = \frac{T - T_q}{T_k - T_q}; \quad \rho = \frac{r}{r_2}; \quad h = \frac{\alpha_1 r_2}{\lambda_2}; \quad G = \frac{q_m r_2^2}{\lambda_2 (T_k - T_q)}; \quad v_i = \frac{\chi_i}{r_2^2}, \quad (3.37)$$

з урахуванням того, що граничні умови не залежать від  $\varphi$ , отримаємо таку задачу

$$\frac{1}{v_i} \frac{\partial u}{\partial t} - \Delta u = 0, \quad (\rho, \mu) \in \Omega, \quad t > 0, \quad i = 1, 2 \quad (3.38)$$

за початкової умови

$$T(\rho, \mu, 0) = u_0 = \frac{T_0 - T_q}{T_k - T_q}, \quad (3.39)$$

граничної умови спряження на границі шарів

$$[u] = \left[ \lambda \frac{\partial u}{\partial \rho} \right] = 0, \quad \rho = \rho_1, \quad \mu \in [0, \mu_0] \quad (3.40)$$

і умов теплообміну на границі  $\Gamma_1$

$$\frac{\partial u}{\partial \rho} + hu|_{\rho=1} = G\sqrt{1 - \mu^2}, \quad \mu \in [0, \mu_0] \quad (3.41)$$

на границі  $\Gamma_2$

$$-\frac{1}{\rho} \sqrt{1-\mu^2} \frac{\partial u}{\partial \mu} + hu|_{\mu=\mu_0} = 0, \quad \rho \in [0,1] \quad (3.42)$$

і відсутності теплового потоку на  $\Gamma_3$

$$\frac{\partial u}{\partial \mu} \Big|_{\mu=0} = 0, \quad \rho \in [0,1] \quad (3.43)$$

Тут  $\Delta = \frac{1}{\rho^2} \left[ \frac{\partial}{\partial \rho} \left( \rho^2 \frac{\partial}{\partial \rho} \right) + \frac{\partial}{\partial \mu} \left[ (1-\mu^2) \frac{\partial}{\partial \mu} \right] \right]$  – оператор Лапласа.

Особливістю задачі (3.38) є присутність істотно неоднорідних граничних умов на поверхнях  $\Gamma_1$  і  $\Gamma_2$ . Для їх розв'язку скористаємось методом Гальоркіна із спеціальним вибором системи координатних функцій [144].

Визначимо гільбертовий простір  $H^{(p, S_1, S_2)}$  як ортогональні добутки просторів функцій

$$W_2^p(\Omega) \times W_2^{S_1}(\Gamma_1) \times W_2^{S_1}(\Gamma_2).$$

Визначимо через  $H^{p, r_1, r_2}(Q_T)$  гільбертовий простір функцій, які для всіх  $t \in (0, t)$  приймають значення в  $H^{(p, r_1, r_2)}$ . Повертаючись до задачі (3.38 – 3.43), неважко довести таке твердження:

оператор  $B$ , який відповідає задачі (3.38 – 3.43),

$$\begin{aligned} & [u(\rho, \mu, t), u(\rho, \mu, t)|_{\Gamma_1}, u(\rho, \mu, t)|_{\Gamma_2}] \rightarrow \\ & \rightarrow \left[ -\Delta u + \frac{1}{v} \frac{\partial u}{\partial t}, \frac{\partial u}{\partial \rho} + hu \Big|_{\Gamma_1}, -\frac{1}{\rho} \sqrt{1-\mu^2} \frac{\partial u}{\partial \mu} + hu \Big|_{\Gamma_2} \right] \end{aligned} \quad (3.44)$$

є ізоморфізмом з простору функцій  $W_2^p(Q_T)$ , які задовольняють умовам (3.40), (3.43) на  $H^{p-2, p-3/2, p-3/2}(Q_T)$ . Задачі (3.38 – 3.43) відповідає в  $H^{p-2, p-3/2, p-3/2}(Q_T)$  оперативне рівняння

$$BU = F \quad (3.45)$$

з правою частиною

$$F = \left[ 0, G\sqrt{1-\mu^2}, 0 \right] \quad (3.46)$$

і початковими значеннями

$$U(\rho, \mu, 0) = [u_0, u_0, u_0] \quad (3.47)$$

Приблизний розв'язок рівняння (3.45) будемо шукати у вигляді:

$$U^N(\rho, \mu, t) = \sum_{n=0}^{N_1} \sum_{m=1}^{N_2} \alpha_{nm}^N(t) \Phi_{nm}(\rho, \mu), \quad (3.48)$$

де  $\alpha_{nm}^N(t)$  – функції від часу, які підлягають визначенню, а  $\{\Phi_j(\rho, \mu)\}_{j=1}^{\infty}$  – система власних функцій оператора  $A$  із  $W_2^2(G_1) \times W_2^{3/2}(\Gamma)$  в  $L_2(G_1) \times W_2^{1/2}(\Gamma)$ :

$$\left[ u(\rho, \mu)/\sqrt{v(\rho)}, u(1, \mu) \right] \rightarrow \left[ -\Delta u, \frac{\partial u}{\partial \rho} \Big|_{\rho=1} \right], \quad (3.49)$$

де  $\overline{v(\rho)} = \frac{v(\rho)}{v_2}$ .

Скалярний добуток в  $L_2(G_1) \times L_2(\Gamma)$  представили співвідношенням

$$\begin{aligned} (U, V)_{L_2(G_1) \times L_2(\Gamma)} &= \int_0^1 \int_0^1 \frac{\lambda(\rho)}{v(\rho)} u(\rho, \mu) \times \\ &\times v(\rho, \mu) \rho^2 d\rho d\mu + \frac{\lambda_2}{v_2} \int_0^1 u(1, \mu) v(1, \mu) d\mu, \end{aligned} \quad (3.50)$$

а норму

$$\|U\|_{L_2(G_1) \times L_2(\Gamma)} = (U, U)_{L_2(G_1) \times L_2(\Gamma)}^{1/2}. \quad (3.51)$$

Задача на власні значення оператора  $A$  в диференційній формі еквівалентна задачі на власні значення з входженням параметра в рівняння і граничну умову:

$$-\Delta \varphi^{(1)} = \frac{\beta^2}{\nu_1} \varphi^{(1)}, \quad \mu \in (0,1), \quad \rho \in (0, \rho_1), \quad (3.52)$$

$$-\Delta \varphi^{(2)} = \beta^2 \varphi^{(2)}, \quad \mu \in (0,1), \quad \rho \in (\rho_1, 1), \quad (3.53)$$

$$\frac{\partial \varphi^{(1)}}{\partial \mu} = 0, \quad \mu = 0, \quad \rho \in [0,1], \quad (3.54)$$

$$[\varphi] = \varphi^{(1)}(\rho_1, \mu) - \varphi^{(2)}(\rho_1, \mu) = 0, \quad \rho = \rho_1, \quad \mu \in (0,1), \quad (3.55)$$

$$\left[ \lambda(\rho) \frac{\partial \varphi}{\partial \rho} \right] = \lambda_1 \frac{\partial \varphi^{(1)}}{\partial \rho} - \lambda_2 \frac{\partial \varphi^{(2)}}{\partial \rho} \Big|_{\rho=\rho_1} = 0, \quad \mu \in (0,1), \quad (3.56)$$

$$\frac{\partial \varphi^{(2)}}{\partial \rho} = \beta^2 \varphi^{(2)}, \quad \rho = 1, \quad \mu \in (0,1). \quad (3.57)$$

Оператор  $A$  в просторі  $L_2(G_1) \times L_2(\Gamma)$  самоспряжений, позитивно визначений, а зворотний йому цілком неперервний. Спектр власних значень оператора  $A$  ( $A\Phi = \beta^2 \Phi$ ) дискретний, невід'ємний:  $\beta_i^2 \rightarrow +\infty$  при  $i \rightarrow \infty$ ; а власні функції  $\Phi_i(\rho, \mu) = \{\varphi_i(\rho, \mu), \varphi_i(1, \mu)\}$  утворюють в просторі  $L_2(G_1) \times L_2(\Gamma)$  повну ортонормовану систему. Тут

$$\varphi_{n,m}(\rho, \mu) = \frac{\Psi_{n,m}(\rho) P_{2n}(\mu)}{N_{n,m}}, \quad (3.58)$$

$$\Psi_{n,m}(\rho) = \begin{cases} \left( \frac{\beta \rho}{\sqrt{\nu_1}} \right)^{-1/2} J_{2n+1/2} \left( \frac{\beta \rho}{\sqrt{\nu_1}} \right), & \rho \in (0, \rho_1) \\ (\beta \rho)^{-1/2} \left( A_{n,m} J_{2n+1/2}(\beta \rho) + B_{n,m} J_{-(2n+1/2)}(\beta \rho) \right), & \rho \in (\rho_1, 1) \end{cases}, \quad (3.59)$$

де  $P_{2n}(\mu)$  – поліном Лежандра парного порядку,  $J_{2n+\frac{1}{2}}(z)$  і  $J_{-(2n+\frac{1}{2})}(z)$  – бesselеві функції півцілого індексу [144]. Коефіцієнти  $A_{n,m}$  і  $B_{n,m}$  визначаються із умов спряження (3.55) і (3.56) при  $\rho = 1$ :

$$A_{n,m} = \frac{\pi^4 \sqrt{v_1}}{2} \left( J_{2n+\frac{1}{2}} \left( \frac{\beta \rho_1}{\sqrt{v_1}} \right) \left( \beta \rho_1 J'_{-(2n+\frac{1}{2})}(\beta \rho_1) - \frac{1}{2} J_{-(2n+\frac{1}{2})}(\beta \rho_1) \right) - \frac{\lambda_1}{\lambda_2 \sqrt{v_1}} J_{-(2n+\frac{1}{2})}(\beta \rho_1) \left( \beta \rho_1 J'_{2n+\frac{1}{2}} \left( \frac{\beta \rho_1}{\sqrt{v_1}} \right) - \frac{1}{2} \sqrt{v_1} J_{2n+\frac{1}{2}} \left( \frac{\beta \rho_1}{\sqrt{v_1}} \right) \right) \right) \quad (3.60)$$

$$B_{n,m} = \frac{\pi^4 \sqrt{v_1}}{2} \left( \frac{\lambda_1}{\lambda_2 \sqrt{v_1}} J_{2n+\frac{1}{2}}(\beta \rho_1) \left( \beta \rho_1 J'_{2n+\frac{1}{2}} \left( \frac{\beta \rho_1}{\sqrt{v_1}} \right) - \frac{1}{2} \sqrt{v_1} J_{2n+\frac{1}{2}} \left( \frac{\beta \rho_1}{\sqrt{v_1}} \right) \right) - J_{2n+\frac{1}{2}} \left( \frac{\beta \rho_1}{\sqrt{v_1}} \right) \left( \beta \rho_1 J'_{2n+\frac{1}{2}}(\beta \rho_1) - \frac{1}{2} J_{2n+\frac{1}{2}}(\beta \rho_1) \right) \right) \quad (3.61)$$

де  $N_{n,m}^2 = (\Phi_{n,m}(\rho, \mu), \Phi_{n,m}(\rho, \mu))_{L_2^2(G_1) \times L_2^2(I)}$ , а  $\beta_{nm}$  знаходимо як корені трансцендентного рівняння (з умови (3.57)):

$$\left( \beta^2 + \frac{1}{2} \right) \left( A_n J_{2n+\frac{1}{2}}(\beta) + B_n J_{-(2n+\frac{1}{2})}(\beta) \right) - \left( A_n J'_{2n+\frac{1}{2}}(\beta) + B_n J'_{-(2n+\frac{1}{2})}(\beta) \right) = 0, \quad (3.62)$$

$n=0, 1, \dots, \quad m=1, 2, \dots,$

Згідно з методом Гальоркіна [145]:

$$(BU^N, \Phi_{n_1 m_1})_{N(0,0,0)} = (F, \Phi_{n_1 m_1})_{H(0,0,0)}, \quad n_1 = \overline{0, N_1}, \quad m_1 = \overline{0, N_2} \quad (3.63)$$

функції від часу  $a_{nm}^N(t)$  в рівнянні (3.48) підлягають визначенню із системи звичайних диференціальних рівнянь (за початкової температури долота, яка дорівнює температурі рідини):

$$D\dot{A}(t) + EA(t) = F, \quad A(0) = 0. \quad (3.64)$$

Тут  $A(t) = (a_{01}(t), \dots, a_{N_1, N_2}(t))^T$ , а точка над  $A$  позначає диференціювання по  $t$ .

Елементи матриці  $D$ ,  $E$  і  $F$  після обчислення мають вигляд  $(n, n_1 = \overline{0, N_1}, m, m_1 = \overline{0, N_2})$ :

$$D_{nm}^{n_1, m_1} = \left( \delta_n^{n_1} \delta_m^{m_1} (4n+1) - \frac{\lambda_2}{v_2} \frac{\Psi_{nm}(1) \Psi_{n_1, m_1}(1)}{N_{nm} N_{n_1, m_1}} \sqrt{(4n+1)(4n_1+1)} \right) L_{n_1}(\mu_0), \quad (3.65)$$

$$E_{nm}^{n_1, m_1} = \left( \delta_n^{n_1} \delta_m^{m_1} (4n+1) + h \frac{\Psi_{nm}(1) \Psi_{n_1, m_1}(1)}{N_{nm} N_{n_1, m_1}} \sqrt{(4n+1)(4n_1+1)} \right) L_{n_1}(\mu_0) + \left( \sqrt{1-\mu_0^2} P'_{2n}(\mu_0) S_{n_1, m_1}^{(1)} + h P_{2n}(\mu_0) S_{n_1, m_1}^{(2)} \right) P_{2n_1}(\mu_0), \quad (3.66)$$

$$F^{n_1, m_1} = \frac{\lambda_2 \Psi_{n_1, m_1}(1)}{v_2 N_{n_1, m_1}} G \int_0^{\mu_0} \sqrt{1-\mu^2} P_{2n_1}(\mu) d\mu, \quad (3.67)$$

це

$$L_{n_1}(\mu_0) = \int_0^{\mu_0} P_{2n}(\mu) P_{2n_1}(\mu) d\mu,$$

$$S_{n_1, m_1}^{(1)} = \frac{1}{N_{nm} N_{n_1, m_1}} \int_0^1 \frac{\lambda(\rho)}{v(\rho)} \Psi_{nm}(\rho) \Psi_{n_1, m_1}(\rho) \rho d\rho,$$

$$S_{n_1, m_1}^{(2)} = \frac{1}{N_{nm} N_{n_1, m_1}} \int_0^1 \frac{\lambda(\rho)}{v(\rho)} \Psi_{nm}(\rho) \Psi_{n_1, m_1}(\rho) \rho^2 d\rho, \quad (3.68)$$

$\delta_n^{n_1}$  – символ Кронекера.

Особливість такого підходу полягає в тому, що елементи матриці (3.65) – (3.67) практично виражаються в явному вигляді – інтеграли від поліномів Лежандра легко знаходяться за допомогою формули Гауса.

Для розв'язку системи (3.64) використаємо різницеву схему Кранка – Нікольсона [146]:

$$\frac{D}{\tau}(A^{s+1} - A^s) + \frac{E}{2}(A^{s+1} + A^s) = \frac{1}{2}(F^{s+1} + F^s), \quad (3.69)$$

яка записана симетрично відносно  $\left(s + \frac{1}{2}\right)\tau$ , де  $\tau$  – шаг за часом;  $s = 0, 1, \dots$

Оскільки компоненти вектор-стовпчика  $F$  не залежать від часу, то одержимо:

$$A^{s+1}\left(D + \frac{E}{2}\tau\right) = A^s\left(D - \frac{E}{2}\tau\right) + \tau F, \quad (3.70)$$

при  $A^0 = 0$ .

Таким чином, використання методу Гальоркіна з розкладенням функцій по власних функціях спектральних задач з параметром в рівнянні і граничній умові дає можливість отримати розв'язок нестационарної задачі теплопровідності для півсферичного тіла з покриттям, з якого висвердлений сферичний сектор з центром на початку координат. При цьому теплофізичні властивості покриття істотно відрізняються від аналогічних властивостей основи матеріалу долота. Далі на підставі цього рішення проведемо аналіз температурних полів в алмазному долоті в процесі буріння міцних і абразивних гірських порід. Припускається, що теплофізичні властивості покриття відповідають аналогічним властивостям матеріалу, із якого виготовлено породоруйнівні вставки, а півсферичне тіло основи моделює роботу дослідного бурового долота.

### 3.3. Аналіз температурних полів і їх фізична інтерпретація

Як об'єкт, що досліджується, взяте алмазне бурове долото ІНМ – 214,3 Т зовнішнім діаметром 214,3 мм, оснащене буровими вставками однакових розмірів (діаметром 10 мм, висотою 10 мм за початкової товщини алмазовмісного шару  $h_a = 3$  мм) хімічного складу алмаз – твердий сплав ВК6. Дані про  $p - T - t$  умови спікання,



передісторії вихідних речовин, спосіб приготування шихти наведено в попередньому розділі (див. п. 2. і 2.2). Контрольні розрахунки проведено в процесі буріння граніту і пісковіку при варіюванні вихідних даних: товщина алмазовмісного шару до початку зношування  $h_a = 3$  мм; коефіцієнти теплопровідності матеріалу композита  $\lambda_2$  і основи долота (сталь)  $\lambda_1$  відповідно (Вт/(м·К)), 100 – 200 і 20 – 80; відносна концентрація алмазів  $K = 75 – 125$  (що відповідає 3,3 – 5,5 карата алмазів на 1 см<sup>3</sup> шихти); зернистість алмазів  $Z$  (мкм), 400/315 – 1000/800; відносне значення коефіцієнта теплообміну  $\alpha$  (кВт/(м<sup>2</sup>·К)), 0,5 – 3,5; кутова координата  $\theta$  (град), 10 – 90; контактний тиск  $p$  (МПа), 1 – 50; лінійна швидкість ковзання  $v$  (м/с), 2,5 – 4,0; час буріння  $t$  (с), 0,1 – 1000; питома вага матеріалу композита  $\rho_2$  і основи долота  $\rho_1$  (кг/м<sup>3</sup>) 13000 і 7800 відповідно; масова теплоємність матеріалу композита  $C\rho_2$  і основи долота  $C\rho_1$  (Дж/(кг·К)) 500 і 550.

На рис. 3.3, а, б показано графічні зображення залежності поля температур від часу  $t$  при бурінні граніту і пісковіку, отримані в результаті розрахунків по запропонованому нами розв'язку при  $N_1 = 8$  і  $N_2 = 6$ .

Їх аналіз показує, що температурне поле в долоті залежно від радіальної координати  $\rho$  досить швидко виходить на усталений температурний режим. При цьому контактні температури при бурінні пісковіку (рис. 3.3, б) мають відносно більші значення, ніж при бурінні граніту (рис. 3.3, а), що є наслідком різних фізико-механічних характеристик гірських порід. Узгодження розрахункових даних з експериментальними значеннями роботи [147] свідчить про точність і адекватність розробленої моделі.

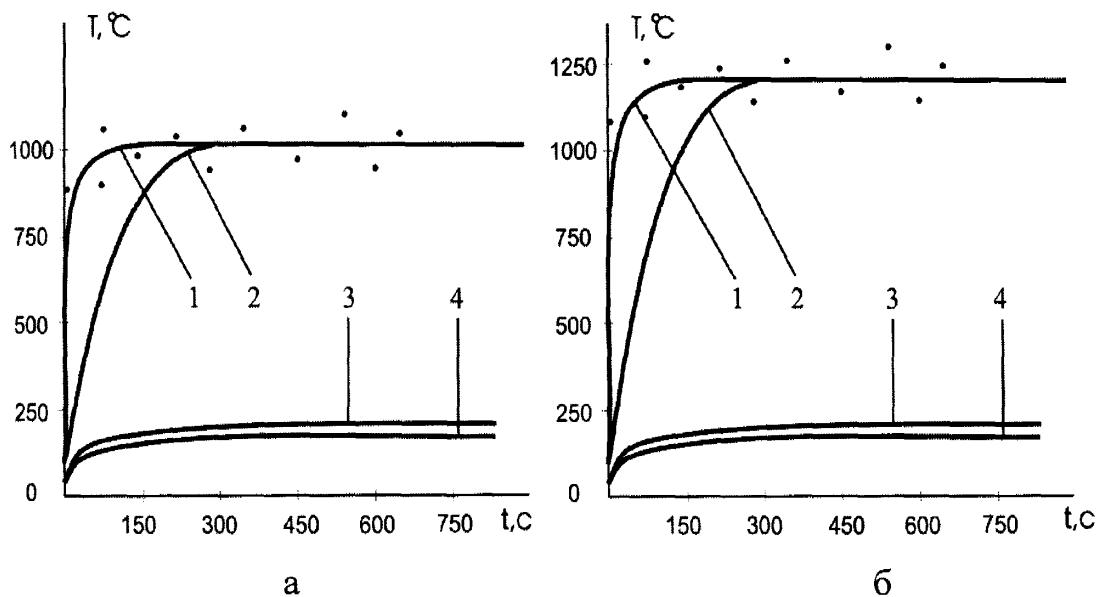


Рис. 3.3. Графічні зображення поля температур в алмазному долоті при  $\rho = 1,0$  (1),  $0,98$  (2),  $0,8$  (3) і  $0,75$  (4) в процесі буріння граниту (а) і пісковика (б) при  $p = 30$  МПа;  $\omega = 6 \text{ с}^{-1}$ ;  $\lambda_1 = 80 \text{ Вт}/(\text{м}\cdot\text{К})$ ;  $\lambda_2 = 120 \text{ Вт}/(\text{м}\cdot\text{К})$ ;  $\alpha_1 = 1,5 \text{ кВт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$ ;  $K = 100$ ,  $Z = 800/630$  (—, • – розрахункові і експериментальні дані відповідно).

При зростанні коефіцієнта теплопровідності матеріалу композита  $\lambda_2$  від  $100 \text{ Вт}/(\text{м}\cdot\text{К})$  до  $200 \text{ Вт}/(\text{м}\cdot\text{К})$  спостерігається істотне зменшення температури на робочій поверхні долота. Подальше його зростання вже не так сильно впливає на температуру на робочій поверхні, хоча й зумовлює її незначне зменшення (рис. 3.4, а). Звідси випливає, що для підвищення теплопровідності композита і, як наслідок, зносостійкості як композита, так і долота в цілому потрібно в шихті використовувати не тільки сортовані природні алмази зернистістю від  $800/630$  до  $1000/800$ , а обов'язково овалізовані алмази, що не мають в собі мікротріщин і сколів. З точки зору економічності, зносостійкості і надійності таких інструментів це рентабельно. Збільшення коефіцієнта теплопровідності основи долота  $\lambda_1$  також позитивно впливає на температурний стан долота (рис. 3.4, б).

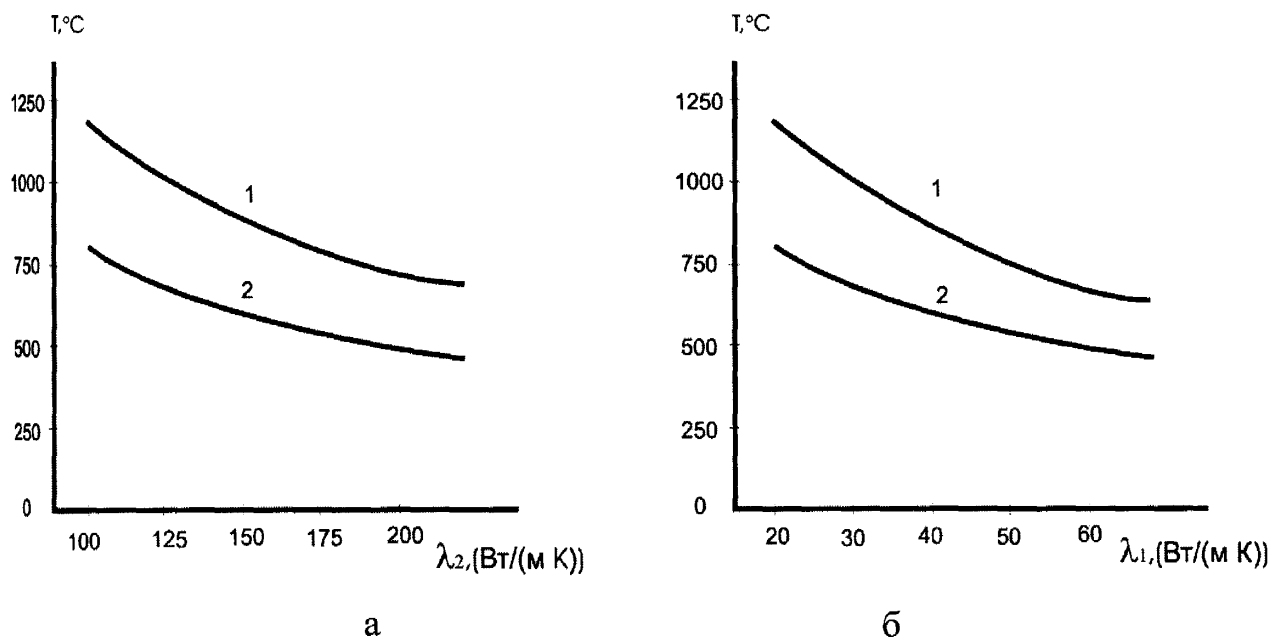


Рис. 3.4. Вплив коефіцієнтів теплопровідності матеріалу композита (а) і основи долота (б) при  $p = 25$  (1) і  $p = 30$  (2) МПа на контактну температуру в процесі буріння пісковика для:  $\alpha_1 = 1,5$  кВт/(м<sup>2</sup>·К);  $K = 100$ ;  $Z = 800/630$ ;  $t = 1000$  с;  $\rho = 1,0$ ; а –  $\lambda_1 = 40$  Вт/(м·К); б –  $\lambda_2 = 180$  Вт/(м·К).

Тут потрібно відзначити, що як у першому, так і в другому випадках теплопровідність композитів алмаз – твердий сплав ВК6 залежить переважно від тиску пресування і температури спікання. Зростання цих параметрів на заключному етапі спікання покращує структуру і фізико-механічні властивості композита за рахунок ущільнення складових алмазовмісного шару і їх подрібнення. Примусове введення до вихідної шихти більш теплопровідних порошоків металів і неметалів по відношенню до теплопровідності основних компонентів матеріалу, що спікається, як правило, тільки погіршує структуру і фізико-механічні властивості композита, а також може призвести до окиснення і передчасного зношування.

Цілком закономірними і адекватними реальному процесу нагрівання інструменту є залежності температури робочої поверхні долота при бурінні пісковика від концентрації алмазів  $K$  (рис. 3.5, а) та їх зернистості  $Z$  (рис. 3.5, б) в композиті.

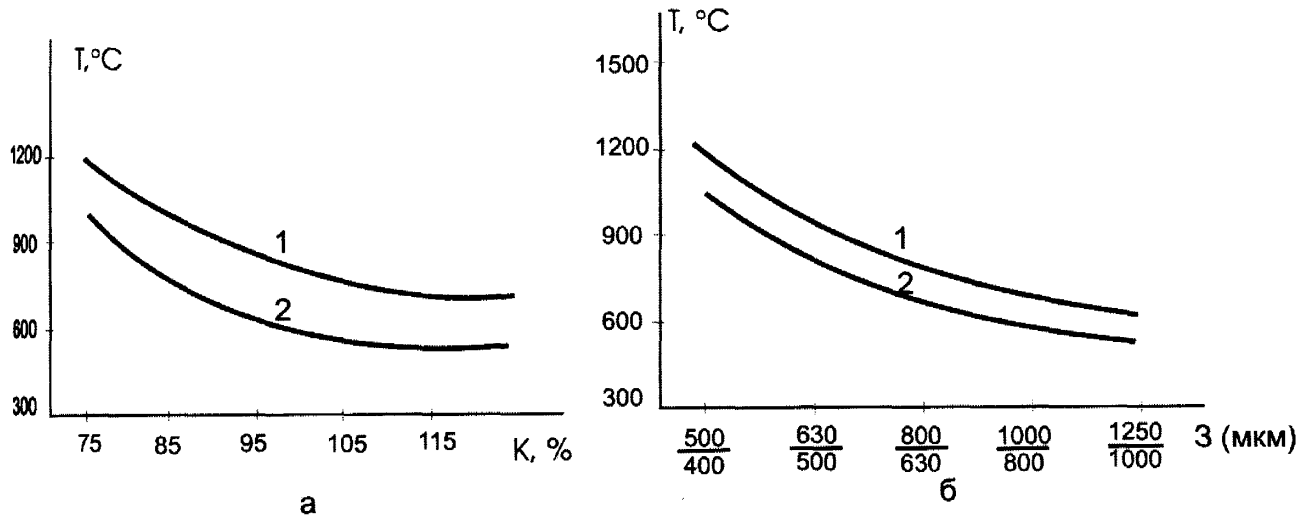


Рис. 3.5. Вплив концентрації (а) і зернистості алмазів (б) при  $\theta = 60(1)$ ;  $\theta = 45(2)$  градус на контактну температуру в процесі буріння пісковика для:  $\alpha_1 = 1,5$  кВт/(м<sup>2</sup>·К);  $t = 1000$ с;  $v = 4$ м/с;  $p = 27,3$  МПа;  $\lambda_1 = 80$  Вт/(м·К);  $\lambda_2 = 120$  Вт/(м·К), а –  $z = 800/630$ , б –  $K = 100$ ,  $\rho = 1,0$ .

Аналіз цих результатів дозволяє стверджувати, що для зменшення контактних температур і, як наслідок, збільшення зносостійкості бурових доліт потрібно використовувати алмази при виготовленні композита за значень відносної концентрації  $K = 100$  зернистістю в інтервалі від 800/630 до 1000/800.

Продовжуючи аналізувати температурний стан алмазного долота при бурінні свердловин, слід відзначити, що температура на робочій поверхні інструменту істотно залежить від кутової координати  $\theta$  (рис. 3.5, а). При збільшенні  $\theta$  відбувається зростання лінійної швидкості породоруйнівного елемента на вибої свердловини, що сприяє зростанню контактної температури і, як наслідок, зношуванню алмазного долота. Із аналізу цих результатів випливає, що для забезпечення рівномірного зношування інструменту потрібно його периферію (за ходом кутової координати) оснащувати більшою кількістю бурових вставок. Температурне поле в алмазних бурових долотах дуже залежить від відносного значення коефіцієнта теплообміну  $\alpha$  (рис. 3.6, б). Збільшення  $\alpha$  від 0,5 кВт/(м<sup>2</sup>·К) до 3,5 кВт/(м<sup>2</sup>·К) зменшує контактну температуру у понад 2,5 рази, що є потенційним резервом підвищення зносостійкості і надійності таких інструментів.

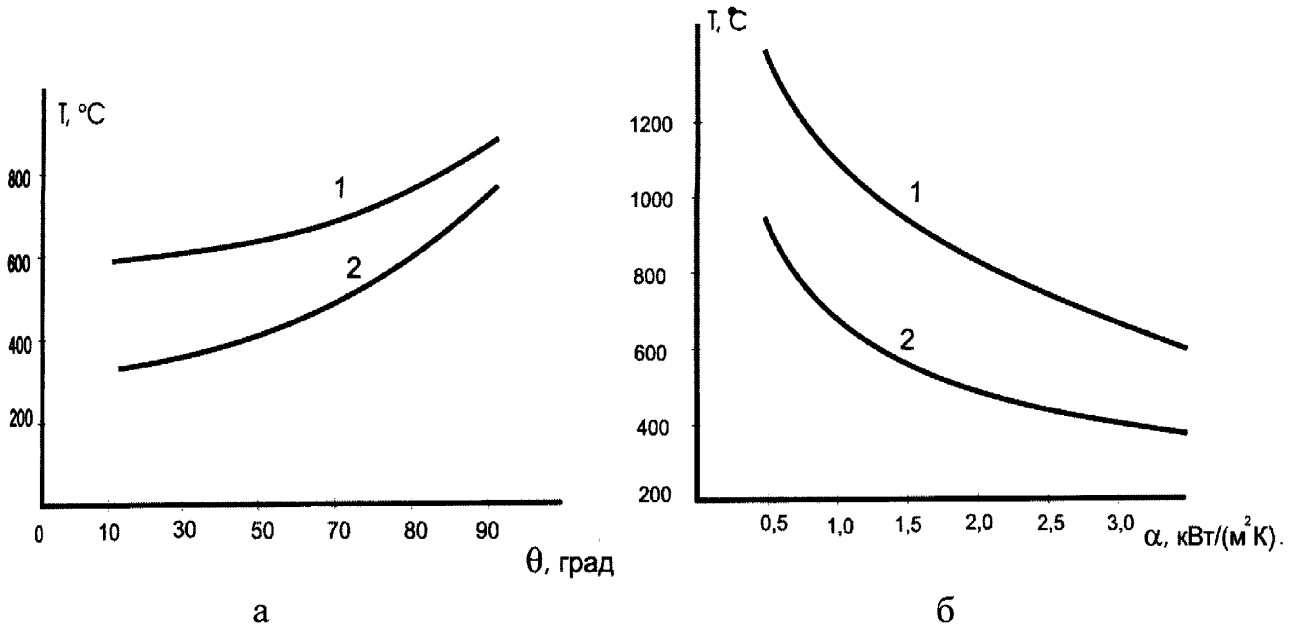


Рис. 3.6. Залежності температури на робочій поверхні долота від кутової координати (а) при  $p = 27,3$  (1) і  $30,0$  (2) МПа і відносного значення коефіцієнта теплообміну (б) при  $\theta = 88$  (1) і  $65$  (2) градус при бурінні пісковіку для:  $K = 100$ ,  $Z = 800/630$  (такі ж умови, як і на рис. 3.5).

Ця обставина прямо залежить від умов подавання охолоджуючої рідини на вибій свердловини і конструктивних особливостей промивних пазів і канавок [132].

На рис. 3.7 наведено графічні зображення впливу контактного тиску  $p$  (а) і лінійної швидкості ковзання  $v$  (б) на температуру робочої поверхні долота при бурінні пісковіку.

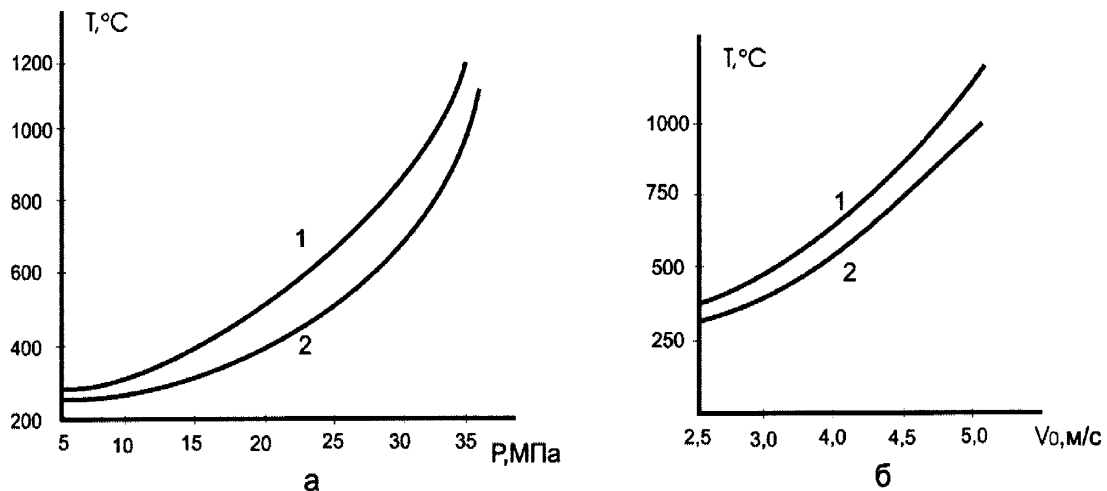


Рис. 3.7. Вплив тиску (а) і лінійної швидкості переміщення (б) при  $\theta = 85$  (1) і  $\theta = 66$  (2) градус на температуру робочої поверхні долота (умови такі, як на рис. 3.6).

Їх аналіз показує, що збільшення контактного тиску і швидкості ковзання чи продуктивності буріння зумовлює стрімке зростання температури на робочій поверхні інструменту. Ці результати свідчать про необхідність вибору раціональних режимів буріння, які можуть забезпечити високу зносостійкість бурових доліт та їх надійну роботу за рахунок зменшення контактних температур на робочій поверхні

Таким чином, в цьому параграфі вперше поставлено змішану задачу нестационарної теплопровідності для алмазного долота в сферичних координатах з урахуванням теплофізичних властивостей композита та основи долота, складних умов теплообміну внаслідок сумісної дії природної та вимушеної конвекції і отримано її розв'язок в аналітичному вигляді. Представлений розв'язок дозволяє визначити температурний стан алмазного долота в довільний проміжок часу буріння свердловин і проаналізувати його залежно від концентрації і зернистості алмазів, теплофізичних властивостей композита, відносного значення коефіцієнта теплообміну, режимів буріння, радіальної і кутової координати профілю. З детальнішими дослідженнями нестационарних температурних полів в алмазному долоті при бурінні можна ознайомитись в роботах [148 – 152].

### **3.4. Зв'язана контактна задача термопружності для алмазного бурового долота**

*Актуальність задачі.* Висновки і пропозиції, викладені в попередньому розділі, безпосередньо стосувалися опису температурних полів в алмазному долоті при бурінні нафтових та газових свердловин для різноманітних силових і теплофізичних ситуацій. Для аналізу міцності, зносостійкості і правильної експлуатації бурових інструментів велике значення має термопружний стан, який істотно залежить як від зовнішнього навантаження, так і розподілу температури в алмазовмісному шарі. Високі значення температур зумовлюють температурні і пластичні деформації в матриці композита, які можуть призвести до повної деградації алмазовмісного шару і передчасного зношування бурового долота.

В даний час вплив цих факторів на роботу алмазного бурового долота вивчено недостатньо, хоча є деякі спроби їх врахування при рішенні практичних задач [64 –

94, 115 – 123]. В роботах [124, 125] проведено аналітичне і експериментальне вивчення нестационарного температурного поля і квазістатичних термічних напружень в алмазному відріжному крузі за умов різання граніту з охолодженням (включаючи і його відсутність). Модель враховувала нагрівання круга за рахунок тертя в зоні контакту і охолодження внаслідок конвективного теплообміну. В ній було отримано аналітичні співвідношення для визначення температурних і механічних напружень. Було показано, що температурні напруження можуть досягати великих значень і навіть перевищувати границю міцності матеріалу композита залежно від технологічних режимів різання і умов охолодження. Однак ці розв'язки не дозволяють проаналізувати взаємний вплив теплофізичних характеристик складових композита, концентрацію і зернистість алмазів тощо. Їх неможливо використати для розрахування термопружного стану алмазного бурового долота переважно через складну форму профілю і специфічні особливості робочої поверхні цих інструментів.

Використання конкурентоспроможних алмазних бурових доліт потребує подальшого удосконалення математичних моделей термопружного стану систем і розробки методів їх розрахунків з урахуванням реальних фізико-механічних властивостей композитів, конструкції інструменту і умов буріння. НКМ, які використовуються в бурових долотах, мають нелінійні властивості, пружні характеристики цих матеріалів, діаграми температур і тисків змінюються залежно від об'ємного вмісту складових, навантаження і ряду технологічних факторів.

В цьому розділі розглядається контактна задача термопружності бурового долота півсферичної форми, заглибленого в гірську породу, з урахуванням теплоутворення при обертанні, фізико-механічних властивостей алмазовмісного шару, умов буріння і охолодження. Тут використовуються аналітичні співвідношення для розрахунку температурних полів в алмазному долоті, отриманих в попередньому пункті, які використовуються для розрахунку контактної задачі термопружності за наявності зношування контактних тіл.

### 3.4.1. Фізичні передумови і математична постановка задачі дослідження

Розглянемо сферичне долото, яке обертається з постійною кутовою швидкістю  $\omega$  (рис. 3.8). Сферичне долото  $\Omega_1 = \left\{ (r, \theta, \varphi) \mid r \in [0; r_2]; \theta \in \left[ 0; \frac{\pi}{2} \right]; \varphi \in [0; 2\pi] \right\}$  розглядаємо у вигляді у сферичній системі координат:  $x = r \sin \theta \cdot \cos \varphi$ ;  $y = r \sin \theta \cdot \sin \varphi$ ;  $z = r \cos \theta$ . Умови розглядаємо симетричними навколо осі  $z$ , тобто незалежні від кута  $\varphi$ . В зоні контакту маємо радіальний  $\sigma_{rr}(r_2, \theta, t)$  і дотичний  $\sigma_{r\theta}(r_2, \theta, t)$  складові контактного тиску, зв'язані між собою законом Кулона:

$$\sigma_{r\theta}(r_2, \theta, t) = k \sigma_{rr}(r_2, \theta, t), \quad (3.71)$$

де  $k$  – коефіцієнт тертя (ковзання).

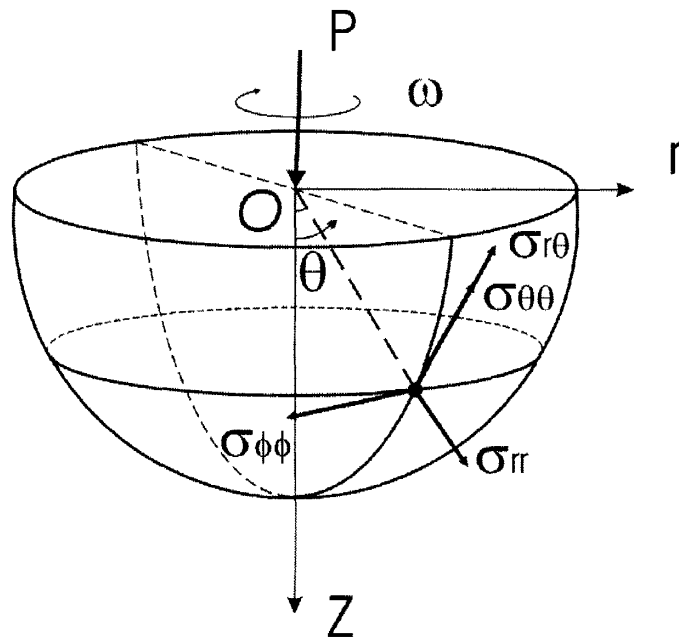


Рис. 3.8. Геометричне зображення контакту алмазне долото – гірська порода:  $r, \theta, \varphi$  – сферичні координати;  $P$  – вертикальне зусилля;  $\omega$  – кутова швидкість обертання;  $r_2$  – зовнішній радіус долота з алмазовмісним покриттям;  $\sigma_{rr}, \sigma_{r\theta}, \sigma_{\theta\theta}$  і  $\sigma_{\varphi\varphi}$  – складові загальних термонапружень;  $\mu = \cos \theta$ .



Контактний тиск  $\sigma_{r\theta}(r_2, \theta, t)$  здійснює в одиницю часу роботу:

$$Q(\theta, t) = \omega r_2 \sigma_{r\theta}(r_2, \theta, t) = \omega r_2 k \sigma_{rr}(r_2, \theta, t), \quad (3.72)$$

переважна частина якої витрачається на теплоутворення.

Для того, щоб визначити температуру і термонапруження в зоні контакту, слід розв'язати зв'язану осесиметричну задачу термопружності для сферичного долота:

$$\frac{1}{\chi_i} \frac{\partial T_i}{\partial t} = \Delta T_i, \quad t > 0; \quad (3.73)$$

$$T_H(\theta, t) = T_1(r_2, \theta, t) = T_2(r_2, \theta, t), \quad \theta \in \left[0; \frac{\pi}{2}\right]; \quad (3.74)$$

$$\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial r} - \lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial r} \Big|_{r=r_2} = \alpha(T_H(\theta, t) - T_{\infty}) + Q(\theta, t), \quad \theta \in \left[0; \frac{\pi}{2}\right]; \quad (3.75)$$

$$\frac{\partial T_i}{\partial \theta} = 0, \quad \theta = \frac{\pi}{2}, \quad r \in [0; +\infty]; \quad (3.76)$$

$$T_i(r, \theta, 0) = T_0; \quad (3.77)$$

$$\sigma_{r\varphi} = 0; \quad \sigma_{\theta\varphi} = 0;$$

$$\sigma_{rr} = \bar{\sigma}_{rr} + \bar{\bar{\sigma}}_{rr}; \quad \sigma_{\theta\theta} = \bar{\sigma}_{\theta\theta} + \bar{\bar{\sigma}}_{\theta\theta}; \quad \sigma_{\varphi\varphi} = \bar{\sigma}_{\varphi\varphi} + \bar{\bar{\sigma}}_{\varphi\varphi}; \quad (3.78)$$

$$\sigma_{r\theta} = \bar{\sigma}_{r\theta} + \bar{\bar{\sigma}}_{r\theta}; \quad \varepsilon_{kj} = \bar{\varepsilon}_{kj} + \bar{\bar{\varepsilon}}_{kj}.$$

Тут  $i = 1$  належить до сферичного долота, а  $i = 2$  – до півпростору, в якому знаходиться долото:

$$\Omega_2 = \left\{ (r, \theta) \mid r \in [r_2; +\infty]; \theta \in \left[0; \frac{\pi}{2}\right] \right\};$$

$\bar{\sigma}_{ij}, \bar{\varepsilon}_{kj}$  – напруження і деформації відповідно, які пов'язані зі зміною температури і визначаються за допомогою термопружного потенціалу  $\Phi$ :

$$\Delta\Phi = \frac{1+\nu}{1-\nu} \alpha_T (T - T_{ж}). \quad (3.79)$$

Умови рівноваги:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \bar{\sigma}_{rr}}{\partial r} + \frac{1}{r} \left( \frac{\partial \bar{\sigma}_{r\theta}}{\partial \theta} + 2\bar{\sigma}_{rr} - \bar{\sigma}_{\theta\theta} - \bar{\sigma}_{\varphi\varphi} + \bar{\sigma}_{r\theta} \operatorname{ctg} \theta \right) + \gamma \omega^2 r \sin^2 \theta &= 0; \\ \frac{\partial \bar{\sigma}_{r\theta}}{\partial r} + \frac{1}{r} \left( \frac{\partial \bar{\sigma}_{\theta\theta}}{\partial \theta} + (\bar{\sigma}_{\theta\theta} - \bar{\sigma}_{\varphi\varphi}) \operatorname{ctg} \theta + 3\bar{\sigma}_{r\theta} \right) + \gamma \omega^2 r \sin \theta \cos \theta &= 0. \end{aligned} \quad (3.80)$$

Співвідношення для деформації:

$$\begin{aligned} \bar{\varepsilon}_{rr} = \frac{\partial u_r}{\partial r}; \bar{\varepsilon}_{\theta\theta} = \frac{1}{r} \left( \frac{\partial u_\theta}{\partial \theta} + u_r \right); \bar{\varepsilon}_{\varphi\varphi} = \frac{1}{r} (u_r + \operatorname{ctg} \theta \cdot u_\theta); \\ \bar{\varepsilon}_{r\theta} = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{r} \frac{\partial u_r}{\partial \theta} - \frac{u_\theta}{r} + \frac{\partial u_\theta}{\partial r} \right); \bar{\varepsilon}_{r\varphi} = \bar{\varepsilon}_{\theta\varphi} = 0, \end{aligned} \quad (3.81)$$

де  $U_r, U_\theta$  – складові вектора переміщення.

Співвідношення для напружень:

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_{rr} = \frac{E}{1+\nu} \left( \bar{\varepsilon}_{rr} + \frac{\nu}{1-2\nu} e \right); \bar{\sigma}_{\theta\theta} = \frac{E}{1+\nu} \left( \bar{\varepsilon}_{\theta\theta} + \frac{\nu}{1-2\nu} e \right); \\ \bar{\sigma}_{\varphi\varphi} = \frac{E}{1+\nu} \left( \bar{\varepsilon}_{\varphi\varphi} + \frac{\nu}{1-2\nu} e \right); \bar{\sigma}_{r\theta} = \frac{E}{1+\nu} \bar{\varepsilon}_{r\theta}; \bar{\sigma}_{r\varphi} = 0; \bar{\sigma}_{\theta\varphi} = 0, \end{aligned} \quad (3.82)$$

де  $E$  – модуль пружності;  $\nu$  – коефіцієнт Пуассона;

$$e = \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} (r^2 u_r) + \frac{1}{r \sin \theta} \frac{\partial}{\partial \theta} (u_\theta \sin \theta); \quad (3.83)$$

$$\Delta = \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left( r^2 \frac{\partial}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2 \sin \theta} \frac{\partial}{\partial \theta} \left( \sin \theta \frac{\partial}{\partial \theta} \right). \quad (3.84)$$

### 3.4.2. Розв'язок задачі

Для дослідження температурного поля і термопружного стану алмазного долота розглянемо сталий режим, який більш за все підходить до експлуатації цього інструменту.

З урахуванням заміни

$$\rho = \frac{r}{r_2}; \mu = \cos \theta; u_i(\rho, \mu) = \frac{T_i(\rho, \mu) - T_{жс}}{T_k - T_{жс}} \quad (3.85)$$

для сталого режиму будемо мати таку температурну задачу:

$$\frac{1}{\rho^2} \frac{\partial}{\partial \rho} \left( \rho^2 \frac{\partial u_i}{\partial \rho} \right) + \frac{1}{\rho^2} \frac{\partial}{\partial \mu} \left( (1 - \mu^2) \frac{\partial u_i}{\partial \mu} \right) = 0, \quad i = 1, 2; \quad (3.86)$$

$$u_1(1, \mu) = u_2(1, \mu) = u_*(\mu), \quad \mu \in [0; 1]; \quad (3.87)$$

$$\frac{\partial u_2}{\partial \rho} - \frac{\lambda_1}{\lambda_2} \frac{\partial u_1}{\partial \rho} \Big|_{\rho=1} = hu_*(\mu) + q_0 \sigma_{rr}(1, \mu); \quad (3.88)$$

$$\frac{\partial u_i}{\partial \mu} = 0, \quad \mu = 0, \quad \rho \in [0; +\infty]; \quad (3.89)$$

де

$$h = \frac{\alpha r_2}{\lambda_2}; q_0 = \frac{\omega r_2^2 k}{\lambda_2 (T_k - T_{жс})}. \quad (3.90)$$

Застосовуємо до цієї задачі скінчене парне перетворення Лежандра за змінною  $\mu$ :

$$\bar{u}_{i, 2n}(\rho) = \int_0^1 u_i(\rho, \mu) P_{2n}(\mu) d\mu \quad (3.91)$$

з формулою обернення:

$$u_i(\rho, \mu) = \sum_{n=0}^{\infty} (4n+1) \bar{u}_{i, 2n}(\rho) P_{2n}(\mu). \quad (3.92)$$

В результаті маємо допоміжну задачу:

$$\frac{d^2 \bar{U}_{i,2n}}{d\rho^2} + \frac{2}{\rho} \frac{d\bar{U}_{i,2n}}{d\rho} - \frac{2n(2n+1)}{\rho^2} \bar{U}_{i,2n} = 0, \quad i = 1, 2; \quad (3.93)$$

$$\bar{U}_{1,2n}(1) = \bar{U}_{2,2n}(1) = \bar{U}_* ; \quad (3.94)$$

$$\frac{d\bar{U}_{2,2n}}{d\rho} - \frac{\lambda_1}{\lambda_2} \frac{d\bar{U}_{1,2n}}{d\rho} = h\bar{U}_* + q_0 b_{2n}, \quad \rho = 1, \quad (3.95)$$

де

$$b_{2n} = \int_0^1 \sigma_{rr}(1, \mu) \cdot P_{2n}(\mu) d\mu. \quad (3.96)$$

Розв'язок рівняння (3.93) представляємо у вигляді:

$$\bar{U}_{1,2n}(\rho) = A_{2n} \rho^{2n}; \quad \rho \in [0; 1]; \quad (3.97)$$

$$\bar{U}_{2,2n}(\rho) = B_{2n} \rho^{-(2n+1)}; \quad \rho \in [1; +\infty], \quad (3.98)$$

а коефіцієнти  $A_{2n}$  і  $B_{2n}$  знайдемо з умов (3.94) – (3.95):

$$\begin{cases} A_{2n} = B_{2n}; \\ -(2n+1)B_{2n} - \frac{\lambda_1}{\lambda_2} 2nA_{2n} = hA_{2n} + q_0 b_{2n}, \end{cases} \quad (3.99)$$

звідки:

$$A_{2n} = -\frac{q_0 b_{2n}}{2n+1 + \frac{\lambda_1}{\lambda_2} 2n + h}. \quad (3.100)$$

Тоді співвідношення для визначення температурного поля в алмазному буровому долоті набуває вигляду:

$$U_1(\rho, \mu) = - \sum_{n=0}^{\infty} \frac{q_0 (4n+1) \cdot b_{2n} \cdot P_{2n}(\mu) \rho^{2n}}{2n \left( 1 + \frac{\lambda_1}{\lambda_2} \right) + h + 1}. \quad (3.101)$$

Для визначення термопружного потенціалу  $\Phi(\rho, \mu)$  маємо рівняння [153]:

$$\frac{1}{\rho^2} \frac{\partial}{\partial \rho} \left( \rho^2 \frac{\partial \Phi}{\partial \rho} \right) + \frac{1}{\rho^2} \frac{\partial}{\partial \mu} \left( (1 - \mu^2) \frac{\partial \Phi}{\partial \mu} \right) = \frac{1 + \nu}{1 - \nu} \alpha_T r_2^2 (T_k - T_{жс}) U_1(\rho, \mu), \quad (3.102)$$

де  $\alpha_T$  – лінійний коефіцієнт температурного розширення матеріалу композита.

Частинний розв'язок рівняння (3.102) шукаємо у вигляді

$$\tilde{\Phi}(\rho, \mu) = \sum_{n=0}^{\infty} f_{2n}(\rho) P_{2n}(\mu). \quad (3.103)$$

Підставляючи (3.103) в (3.102), отримаємо таке рівняння для термопружного потенціалу:

$$\tilde{\Phi}(\rho, \mu) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1 + \nu}{1 - \nu} \alpha_T (T_k - T_{жс}) r_2^2 A_{2n} \frac{4n+1}{2(4n+3)} \rho^{2n+2} \cdot P_{2n}(\mu). \quad (3.104)$$

Відповідні рівняння для розрахунку температурних напружень в алмазному доплі в процесі буріння мають вигляд:

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_{rr} &= \frac{E}{(1 + \nu) r_2^2} \left( \frac{\partial^2 \tilde{\Phi}}{\partial \rho^2} - \Delta \tilde{\Phi} \right) = \\ &= \frac{E}{1 - \nu} \alpha_T (T_k - T_{жс}) \sum_{n=1}^{\infty} A_{2n} \frac{(4n+1)(4n^2 - 2n - 4)}{4n+3} \rho^{2n} P_{2n}(\mu); \end{aligned} \quad (3.105)$$

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_{\theta\theta} &= \frac{E}{(1 + \nu) r_2^2} \left( \frac{1}{\rho} \frac{\partial \tilde{\Phi}}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho^2} \frac{\partial^2 \tilde{\Phi}}{\partial \theta^2} - \Delta \tilde{\Phi} \right) = \\ &= - \frac{E}{(1 - \nu)} \alpha_T (T_k - T_{жс}) \sum_{n=1}^{\infty} A_{2n} \frac{(4n+1)}{4n+3} \rho^{2n} \left( (2n+2)^2 P_{2n}(\mu) - \mu \frac{dP_{2n}}{d\mu} \right); \end{aligned} \quad (3.106)$$

$$\begin{aligned}\bar{\sigma}_{\varphi\varphi} &= \frac{E}{(1+\nu)r_2^2} \left( \frac{1}{\rho} \frac{\partial \tilde{\Phi}}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho^2} \mu \frac{\partial \tilde{\Phi}}{\partial \mu} - \Delta \tilde{\Phi} \right) = \\ &= -\frac{E}{(1+\nu)} \alpha_T (T_k - T_{жс}) \sum_{n=1}^{\infty} A_{2n} \frac{4n+1}{4n+3} \rho^{2n} \left( (6n+4)P_{2n}(\mu) + \mu \frac{dP_{2n}}{d\mu} \right); \end{aligned} \quad (3.107)$$

$$\begin{aligned}\bar{\sigma}_{r\varphi} &= \frac{E}{2(1+\nu)r_2^2} \left[ \frac{\partial}{\partial \rho} \left( \frac{1}{\rho} \frac{\partial \tilde{\Phi}}{\partial \theta} \right) + \frac{1}{\rho} \left( \frac{\partial^2 \tilde{\Phi}}{\partial \rho \partial \theta} - \frac{1}{\rho} \frac{\partial \tilde{\Phi}}{\partial \theta} \right) \right] = \\ &= \frac{E}{2(1+\nu)} \alpha_T (T_k - T_{жс}) \sum_{n=1}^{\infty} A_{2n} \frac{4n+1}{4n+3} \rho^{2n} (2n+1) \sqrt{1-\mu^2} \frac{dP_{2n}}{d\mu}. \end{aligned} \quad (3.108)$$

Для того, щоб задовольнити умови рівноваги (3.80), вибираємо складові напружень  $\bar{\sigma}_{ij}$  у вигляді:

$$\begin{aligned}\bar{\sigma}_{rr} &= \frac{E}{1+\nu} \sum_{n=0}^{\infty} \left[ c_{2n} 2n(2n-1)(\rho r_2)^{2n-2} + d_{2n} (2n+1) \times \right. \\ &\quad \left. \times (4n^2 - 2n - 2 - 2\nu)(\rho r_2)^{2n} \right] P_{2n}(\mu); \end{aligned} \quad (3.109)$$

$$\begin{aligned}\bar{\sigma}_{\theta\theta} &= -\frac{E}{1+\nu} \sum_{n=0}^{\infty} \left\{ c_{2n} (4n^2 P_{2n}(\mu) - \mu P'_{2n}(\mu)) (\rho r_2)^{2n-2} + \right. \\ &\quad \left. + d_{2n} [(2n+1)(4n^2 + 8n + 2 + 2\nu) P_{2n}(\mu) - (2n+5-4\nu)\mu P'_{2n}(\mu)] (\rho r_2)^{2n} \right\}; \end{aligned} \quad (3.110)$$

$$\begin{aligned}\bar{\sigma}_{\varphi\varphi} &= \gamma \omega^2 r^2 (1-\mu^2) + \frac{E}{1+\nu} \sum_{n=0}^{\infty} \left\{ c_{2n} (2n P_{2n}(\mu) - \mu P'_{2n}(\mu)) \times \right. \\ &\quad \left. \times (\rho r_2)^{2n-2} + d_{2n} [(2n+1)(2n-2-2\nu-8n\nu) P_{2n}(\mu) - (2n+5-4\nu)\mu P'_{2n}(\mu)] (\rho r_2)^{2n} \right\}; \end{aligned} \quad (3.111)$$

$$\begin{aligned}\bar{\sigma}_{r\theta} &= -\frac{E}{1+\nu} \sum_{n=0}^{\infty} \left[ c_{2n} (2n-1)(\rho r_2)^{2n-2} + \right. \\ &\quad \left. + d_{2n} (4n^2 + 4n - 1 + 2\nu)(\rho r_2)^{2n} \right] \sqrt{1-\mu^2} P'_{2n}(\mu). \end{aligned} \quad (3.112)$$

Проектуючи зовнішні і внутрішні сили в напрямку осі  $O_z$ , отримуємо такі умови рівноваги долота:

$$\begin{aligned}P &= \int_0^{2\pi} d\varphi \int_0^{\pi/2} (\sigma_{rr} \cos \theta - \sigma_{r\theta} \sin \theta) r_2^2 \sin \theta d\theta = \\ &= 2\pi r_2^2 \int_{-1}^0 (\mu \sigma_{rr} - \sqrt{1-\mu^2} \sigma_{r\theta}) d\mu, \end{aligned} \quad (3.113)$$

на поверхні долота:

$$\int_{-1}^0 [\sigma_{r0}(r_2, \mu) - k\sigma_{rr}(r_2, \mu)] \mu = 0. \quad (3.114)$$

Отримані рівняння (3.105) – (3.112) і (3.78) дозволяють визначити складові температурних і загальних термонапружень в алмазному долоті при бурінні нафтових чи газових свердловин. Підставляючи (3.78), (3.113) і (3.114) в (3.100), отримаємо систему рівнянь для визначення невідомих коефіцієнтів  $c_{2n}$ ,  $d_{2n}$  і  $A_{2n}$ , де в співвідношення для визначення  $A_{2n}$  входить параметр

$$b_{2n} = \frac{1}{4n+1} [c_{2n} 2n(2n-1)r_2^{2n-2} + d_{2n} (2n+1)(4n^2 - 2n - 2 - 2\nu)r_2^{2n}]$$

Для розв'язку цієї системи зручно використати ітераційний процес:

находячи на  $i$ -му кроці  $c_{2n}^{(i)}$ ,  $d_{2n}^{(i)}$  за формулами (3.100):  $A_{2n}^{(i+1)}$ , далі із співвідношень (3.113), (3.114) визначаємо  $c_{2n}^{(i+1)}$ ,  $d_{2n}^{(i+1)}$ . На початковому етапі  $c_{2n}^{(i)} = d_{2n}^{(i)} = 0$ . Процес закінчується за умов  $|c_{2n}^{(i+1)} - c_{2n}^{(i)}| \leq \epsilon$ ;  $|d_{2n}^{(i+1)} - d_{2n}^{(i)}| \leq \epsilon$ ;  $|A_{2n}^{(i+1)} - A_{2n}^{(i)}| \leq \epsilon$ , де  $\epsilon \sim 10^{-4}$ .

Таким чином, у цьому параграфі розв'язано квазістатичну задачу термопружності для алмазного бурового долота в процесі його роботи зі складними умовами теплообміну і з врахуванням специфічних особливостей НКМ. Далі перейдемо до аналізу термопружного стану цього інструменту.

### 3.5. Аналіз термопружного стану алмазного долота в процесі буріння гірських порід

За допомогою отриманих рівнянь, викладених у попередньому параграфі, виконаємо дослідження термопружного стану алмазного долота ІНМ – 214,3 Т в процесі буріння граніту і пісковика за таких характеристик [154]:

Граніт: модуль Юнга  $E = 0,80$ ; модуль зсуву  $G = 0,32$  Мбар; коефіцієнт Пуассона  $\nu = 0,22$ ; густина  $\rho = 2,619$  Г/см<sup>3</sup>; границя міцності при стиску  $\sigma = 1,0$  Мбар; коефіцієнт теплопровідності  $\lambda = 3,4$ Вт/(м·К).

Пісковик:  $E = 0,47$  Мбар;  $G = 0,18$  Мбар;  $\nu = 0,25$ ;  $\rho = 2,543$  Г/см<sup>3</sup>;  $\sigma = 1,45$  Мбар;  $\lambda = 2,2$  Вт/(м·К).

Контрольні розрахунки виконано за такого варіювання вихідних даних: товщина алмазовмісного шару до зношування  $h_a = 3$  мм; коефіцієнти теплопровідності матеріалу композита  $\lambda_2$  і основи долота (сталь)  $\lambda_1$  відповідно (Вт/(м·К)), 100 – 200 і 20 – 80; відносна концентрація алмазів  $K = 100$  (що відповідає 4,4 карата алмазів на 1 см<sup>3</sup> шихти); зернистість  $Z = 800/630$  мкм; відносне значення коефіцієнта теплообміну  $\alpha$  (кВт/(м<sup>2</sup>град)), 0,5 – 3,5; кутова координата  $\theta$  (град), 10 – 80; контактний тиск  $p$ , МПа, 1 – 80; лінійна швидкість ковзання  $v$  (м/с), 2,5 – 5; час буріння  $t$  (с), 1 – 1000; питома вага композита  $\rho_2$  і основи долота  $\rho_1$  (кг/м<sup>3</sup>), 1900 і 1800 відповідно; вагова теплоємність композита  $c_{p2}$  і основи долота  $c_{p1}$  (Дж/(кг·К)), 500 і 550.

На рис. 3.9 наведено графічні зображення складових радіальних температурних напружень  $\bar{\sigma}_{rr}$  при бурінні граніту (а) і пісковіку (б) алмазним долотом ІНМ-214,3 Т залежно від кутової швидкості обертання  $\omega$  і кутової координати  $\theta$  для  $t = 100$  с;  $\alpha_1 = 1,5$  кВт/(м<sup>2</sup>·К);  $\lambda_2 = 120$  Вт/(м·К);  $\lambda_1 = 80$  Вт/(м·К);  $K = 100$ ;  $Z = 800/630$  мкм і  $P = 12000$  кг. Їх аналіз показує, що максимальні значення радіальних температурних напружень  $\bar{\sigma}_{rr}$  при бурінні граніту досягаються на границі контакту робоча поверхня долота – гірська порода (див. рис. 3.9, а), вони істотно залежить від кутової швидкості обертання  $\omega$  і кутової координати  $\theta$ . При зростанні цих параметрів відбувається істотне збільшення теплового потоку і відповідно  $\bar{\sigma}_{rr}$ ,  $\bar{\sigma}_{rr}$  також істотно залежать від вертикального навантаження  $P$ , відносного значення коефіцієнта теплообміну  $\alpha_1$  і практично не залежать від теплопровідності алмазовмісного шару, хоча за збільшення  $\lambda_2$  спостерігається незначне зменшення  $\bar{\sigma}_{rr}$ . З аналізу рис. 3.9, б явно видно, що радіальні температурні напруження  $\bar{\sigma}_{rr}$  при бурінні пісковіку мають такий самий характер, як і при бурінні граніту, однак є і відміни. Напруження мають більші значення (за абсолютною величиною) для всіх параметрів, що розглядаються, ніж при бурінні граніту.



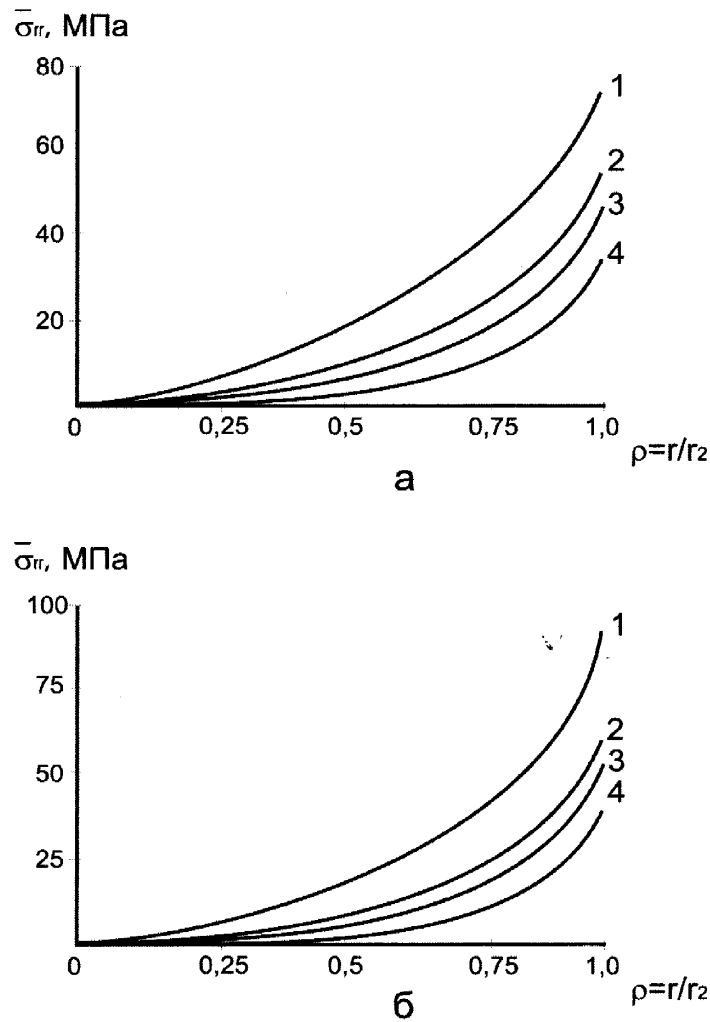


Рис. 3.9. Залежності радіальних температурних напружень  $\bar{\sigma}_{rr}$  при бурінні граніту (а) і пісковика (б) алмазним долотом ІНМ-214,3 Т для  $\lambda_2 = 120$  Вт/(м·К);  $\lambda_1 = 80$  Вт/(м·К);  $\alpha_1 = 1,5$  кВт/(м<sup>2</sup>·К);  $P = 12000$  кг;  $K = 100$ ;  $3 = 800/630$  мкм і  $\omega$  (с<sup>-1</sup>): 6 (1),  $\theta = 36^\circ$ ; 4 (2),  $\theta = 36^\circ$ ; 6 (3),  $\theta = 0^\circ$ ; 4 (4),  $\theta = 0^\circ$ .

Це пов'язане з тим, що абразивні властивості пісковика перевищують аналогічні параметри граніту. Внаслідок чого при бурінні абразивних пісковиків виникають великі теплові потоки, які зумовлюють збільшення контактних температур і термічних напружень в першому випадку, що негативно впливає на фізико-механічні властивості матеріалу композита і, як наслідок, на зносостійкість алмазних бурових доліт.

З отриманих вище результатів впливає, що для створення зносостійких, надійних алмазних доліт і визначення раціональних режимів буріння потрібно: по-перше, правильно вибирати фізико-механічні властивості як кристалів алмаза, так і складо-

вих матеріалу матриці. По-друге, потрібно враховувати щільність оснащування робочої поверхні доліт буровими вставками, тобто на периферію інструменту щільність оснащування слід збільшувати. По-третє, при бурінні міцних і абразивних гірських порід треба завжди надійно охолоджувати інструмент буровим розчином, тобто підвищувати значення відносного коефіцієнта теплообміну.

На рис. 3.10 наведено графічні залежності тангенціальних  $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$  (а) і дотичних  $\bar{\sigma}_{r\theta}$  (б) складових температурних напружень від радіальної координати  $\rho$  і таких же умов буріння граніту, як і на рис. 3.9. Їх аналіз показує, що максимальні значення цих напружень досягаються на границі контакту робоча поверхня долота – порода, але вони мають менші значення, ніж радіальні температурні напруження  $\bar{\sigma}_{rr}$ , і відрізняються характером розподілу всередині долота. Вони також мають найменші значення в порівнянні з  $\bar{\sigma}_{rr}$  за величини радіальної координати  $\rho = 0,5$  і залежать від кутової швидкості обертання  $\omega$ , вертикального навантаження  $P$ , відносного значення коефіцієнта теплообміну  $\alpha_1$  і мало залежать від теплофізичних властивостей матеріалу композита. Так, наприклад, при збільшенні відносного значення коефіцієнта теплообміну  $\alpha_1$  від 1,5 кВт/(м<sup>2</sup>·град) до 3,5 кВт/(м<sup>2</sup>·град)  $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$  і  $\bar{\sigma}_{r\theta}$  зменшуються більше ніж вдвічі для всіх умов буріння (див. рис. 3.11, а і 3.11, б відповідно).

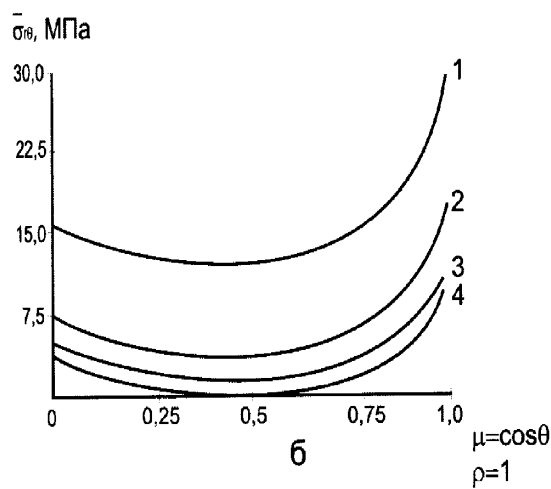
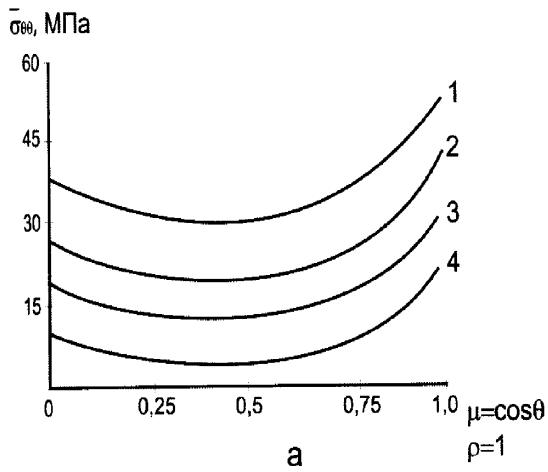


Рис. 3.10. Залежності тангенціальних  $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$  (а) і дотичних  $\bar{\sigma}_{r\theta}$  (б) температурних напружень від радіальної координати  $\rho$  і таких самих умов, як і на рис. 3.9.

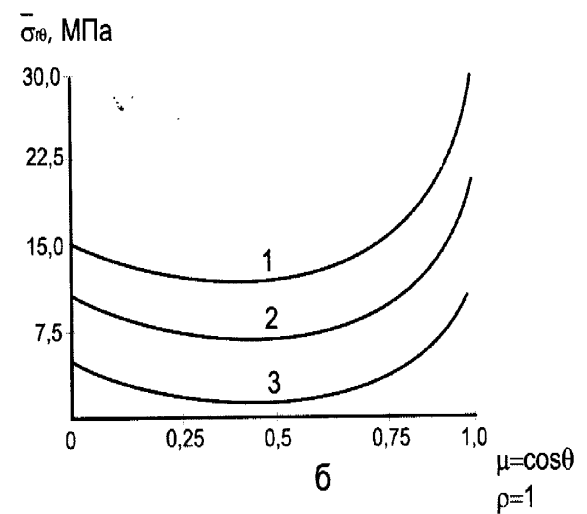
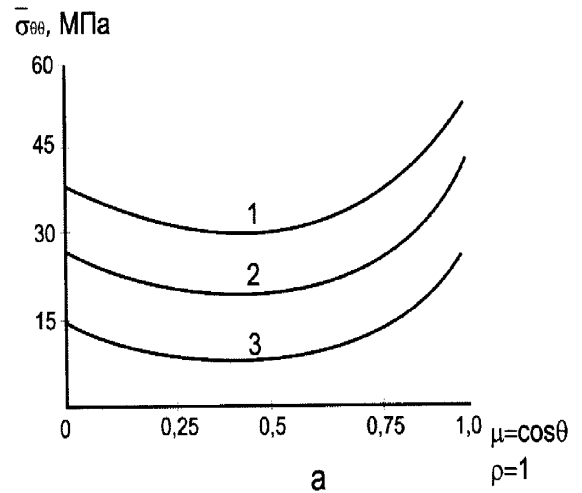
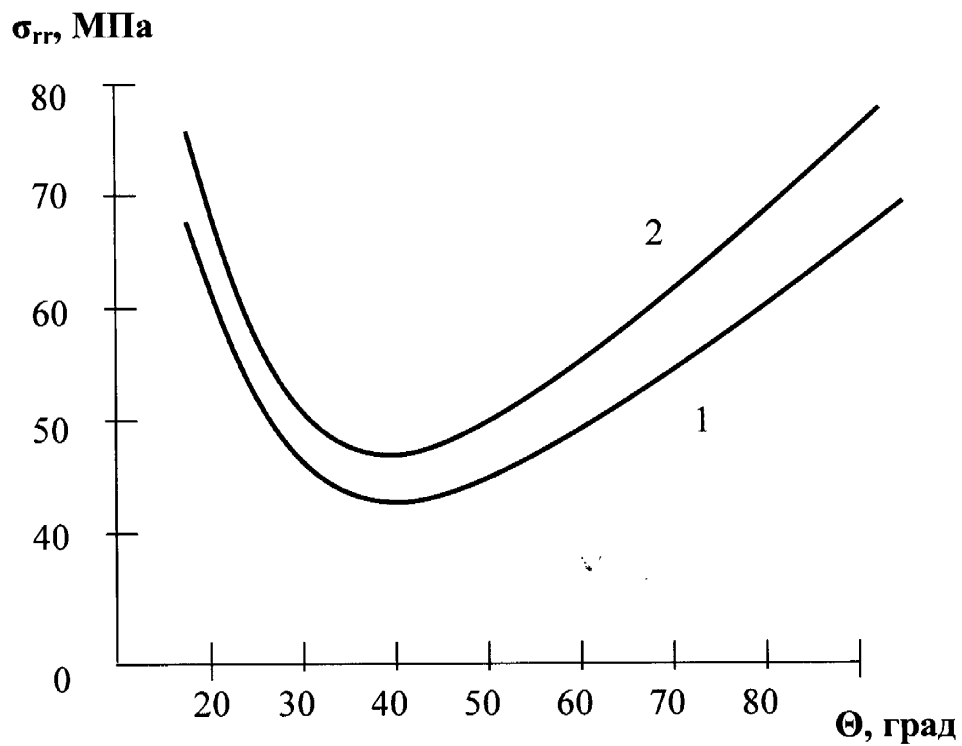
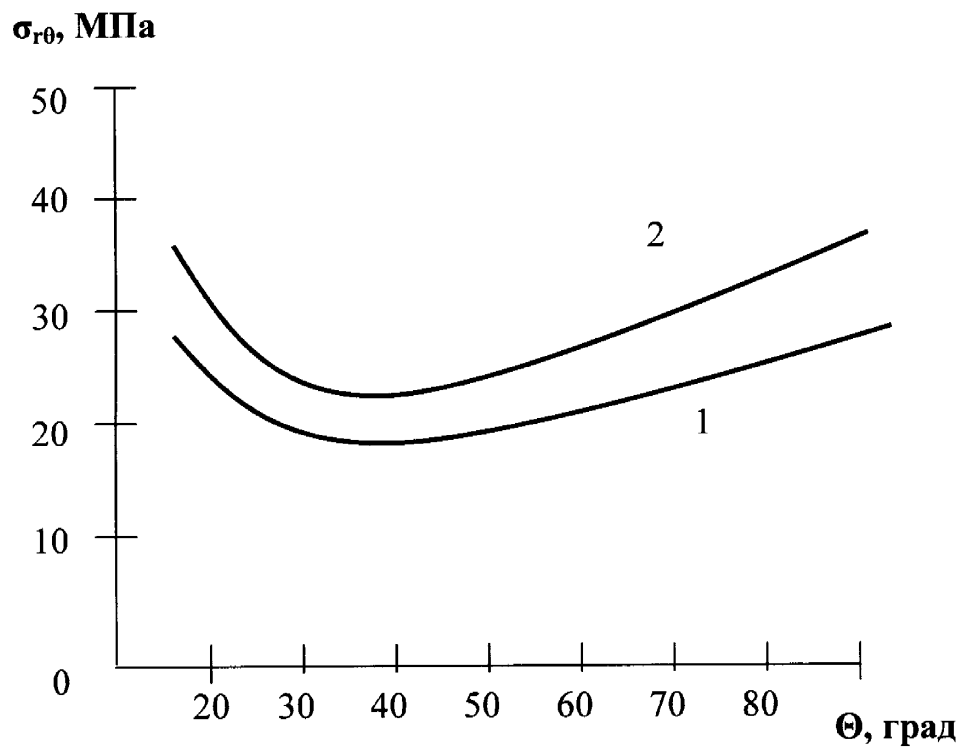


Рис. 3.11. Залежності тангенціальних  $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$  (а) і дотичних  $\bar{\sigma}_{r\theta}$  (б) температурних напружень при бурінні пісковиком алмазним долотом ІНМ-214,3 Т при значеннях коефіцієнта теплообміну  $\alpha_1$  (кВт/(м<sup>2</sup>·К)): 1 – 1,5; 2 – 2,5 і 3 – 3,5 для  $P = 12000$  кг;  $\omega = 6\text{с}^{-1}$  і таких самих  $\lambda_1, \lambda_2, K, Z$ , як і на рис. 3.9.

Для загальних термонапружень зберігаються в принципі такі самі тенденції, як і для  $\sigma_{ij}$ , хоча є також істотні відміни. Вони стискуючі для всіх умов буріння і можуть змінювати знак (рис. 3.12, а, б, в), як і температурні напруження  $\sigma_{ij}$ , теж істотно залежать від кутової координати  $\theta$ .



а



б

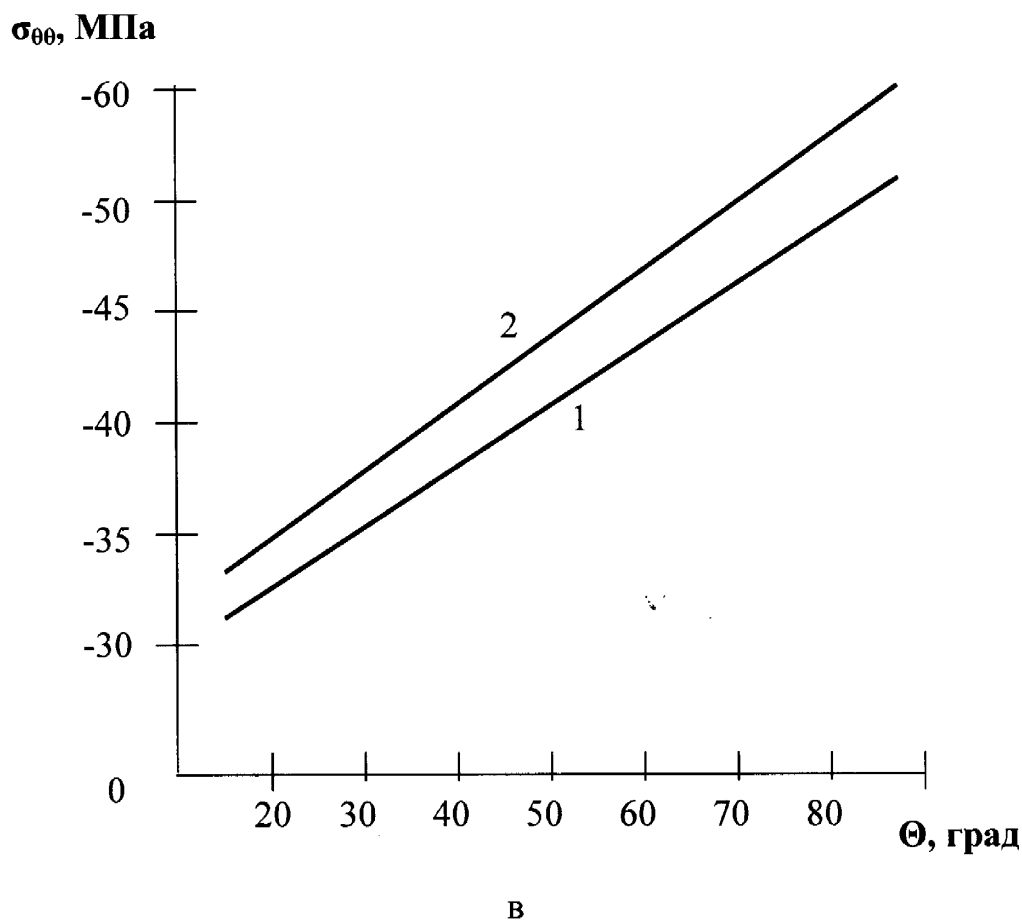


Рис. 3.12. Залежності радіальних (а), дотичних (б) і тангенціальних (в) загальних напружень від кутової координати  $\theta$  при бурінні граніту (1) і пісковіку (2) алмазним долотом ІНМ-214,3 Т для  $\rho = 1$ ;  $\omega = 6 \text{ с}^{-1}$ ;  $P = 12000 \text{ кг}$ ;  $\alpha_1 = 1,5 \text{ кВт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ ;  $\lambda_2 = 120 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$ ;  $\lambda_1 = 80 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$ ;  $K = 100$ ;  $z = 800/630 \text{ мкм}$ .

При бурінні граніту загальні складові напружень  $\sigma_{rr}$ ,  $\sigma_{\phi\phi}$ ,  $\sigma_{\theta\theta}$  мають відносно менші значення в порівнянні з бурінням пісковіку (див. рис. 3.12, а, б, в, криві 2 і 1 відповідно), вони теж залежать від радіальної координати  $\rho$ , вертикального навантаження  $P$  і відносного значення коефіцієнта теплообміну  $\alpha_1$ . Максимальні значення загальних напружень  $\sigma_{rr}$  досягаються на робочій поверхні долота при куті  $\theta = 18^\circ$  і  $\theta = 90^\circ$  (див. рис. 3.12, а), а дотичні  $\sigma_{\phi\phi}$  в цих зонах долота мають теж максимальні значення, але вони є меншими в порівнянні з  $\sigma_{rr}$  (див. рис. 3.12, б). В порівнянні з  $\sigma_{rr}$  загальні тангенціальні напруження  $\sigma_{\theta\theta}$  на робочій поверхні долота при  $\theta = 18^\circ$  мають найменші значення (див. рис. 3.12, в), а при збільшенні кутової координати вони зростають і при  $\theta = 90^\circ$  мають найбільші значення. Продовжуючи обмірковувати

термопружний стан алмазного долота, відзначимо, що при збільшенні відносного значення коефіцієнта теплообміну  $\alpha_1$  майже не змінюються дотичні напруження, а радіальні збільшуються відносно температурної складової  $\sigma_{rr}$ , однак зростання їх не таке значне, і в результаті воно менше впливає на роботу бурового долота, ніж на абразивний знос. Ці результати узгоджуються з розрахунками робіт [155, 156].

Отримані результати показують, що радіальні, дотичні і тангенціальні складові напруження істотно впливають на зносостійкість і роботоздатність алмазних бурових доліт, які залежать від фізико-механічних властивостей НКАМ, радіальної і кутової координат профілю долота і умов буріння.

Таким чином, у цьому розділі систематизовано розглянуте широке коло питань, пов'язаних як з описом квазістатичних термонапружень в алмазному буровому долоті з урахуванням специфічних особливостей НКАМ і складних умов теплообміну, так і з особливостями його застосування при рішенні технічних проблем створення алмазних породоруйнівних елементів на твердосплавних матрицях і доліт на їх основі. Отримані рішення можуть бути використані для розв'язку задачі зношування таких інструментів.

Узагальнюючи виконані дослідження, зробимо такі висновки:

1. Систематизовано розглянуто коло питань, пов'язаних як з теоретичним описом змішаної нестационарної задачі теплопровідності для алмазного долота в умовах буріння гірських порід, так і з особливостями їх застосування для вирішення технічних проблем розробки цих інструментів та їх ефективної експлуатації.

2. Використання методу Гальоркіна з розкладенням функції за власними функціями спектральних задач з параметром в рівнянні і граничній умові дало змогу отримати розв'язок задачі теплопровідності для алмазного долота. Модель включає систему диференціальних рівнянь теплопровідності в частинних похідних в сферичних координатах, початкову умову, граничну умову спряження на границі шарів і умови теплообміну на рухомих границях. Розв'язок отримано в явному вигляді, що дає змогу виконувати параметричний аналіз цих рішень за варіювання теплофізичних властивостей композита і основи долота, мікрогеометрії алмазовмісного шару в конкретних ситуаціях буріння нафтових чи газових свердловин.

3. Встановлено, що при збільшенні коефіцієнта теплопровідності матеріалу композита від 100 до 200 Вт/(м·К) в умовах екстремального буріння міцних і абразивних гірських порід відбувається зменшення температури на робочій поверхні долота до 500 °С. Подальше його зростання вже не так істотно впливає на температурний стан алмазовмісного шару.

4. Показано, що на температуру робочої поверхні долота істотно впливає відносна концентрація і зернистість алмазів, контактний тиск і кутова швидкість обертання. Оптимізація цих параметрів дозволила вибрати раціональні режими буріння гірських порід та забезпечити нормальний температурний стан алмазовмісного шару композита.

5. Визначено, що температурне поле в алмазному долоті дуже залежить від відносного значення коефіцієнта теплообміну. Показано, що при збільшенні цього параметра від 0,5 до 3,5 кВт/(м<sup>2</sup>·К) відбувається зменшення контактної температури до 2,5 разів.

6. Установлено, що температурне поле в долоті істотно залежить від радіальної і кутової координат. Це дало змогу раціонально розміщувати бурові вставки на робочій поверхні долота при його конструюванні.

7. Отримано результати на основі розв'язку нестационарної задачі теплопровідності, які мають наукове і прикладне значення для технології виробництва бурових доліт з НКМ і оптимізації режимів буріння. Ці результати можна використовувати при розв'язку задач термопружності і зношування бурового інструменту.

8. Розв'язано осесиметричну задачу термопружності для сферичного алмазного долота в процесі буріння нафтових і газових свердловин. Особливістю цієї задачі є те, що самі напруження залежать від температури нелінійно, а умови рівноваги включають компоненти вектора об'ємної сили (навантаження на долото повздовж осі  $O_z$  і обертання долота з кутовою швидкістю  $\omega$  навколо цієї осі). Розв'язок задачі отримано у вигляді рядів за поліномами Лежандра і сферичними функціями.

9. Отримано рішення, які дозволяють визначити складові квазістатичних термонапружень в алмазному долоті в будь-який момент буріння і проаналізувати основні фактори, які впливають на їх змінювання.

10. Установлено, що максимальні значення радіальних температурних напружень  $\sigma_{rr}$ , тангенціальних  $\sigma_{\theta\theta}$  і дотичних  $\sigma_{r\theta}$  при бурінні гірських порід алмазним долотом досягаються на границі контакту робоча поверхня інструменту – порода; вони істотно залежать від радіальної і кутової координат профілю і кутової швидкості обертання  $\omega$ .

11. Показано, що при збільшенні відносного значення коефіцієнта теплообміну  $\alpha_1$  від 1,5 до 3,5 кВт/(м<sup>2</sup>·град) всі складові  $\sigma_{ij}$  зменшуються більше, ніж вдвічі для всіх умов буріння.

12. Визначено, що загальні термопружні напруження  $\sigma_{ij}$  істотно залежать від кутової координати  $\theta$ , навантаження і кутової швидкості обертання. Максимальні значення загальних радіальних напружень  $\sigma_{rr}$  досягаються на робочій поверхні долота при  $\theta = 18^\circ$  і  $\theta = 90^\circ$ , а дотичні  $\sigma_{r\theta}$  в цих зонах мають менші значення ніж  $\sigma_{rr}$ . Загальні тангенціальні напруження  $\sigma_{\theta\theta}$  на робочій поверхні долота при  $\theta = 18^\circ$  мають, навпаки, найменші значення, при збільшенні кутової координати вони зростають і при  $\theta = 90^\circ$  мають максимальні значення.

13. Висока збіжність розрахункових даних з експериментальними значеннями свідчить про адекватність розробленої математичної моделі для визначення термопружного стану алмазного долота в процесі буріння і точності отриманих результатів.

14. Отримано результати на основі рішення задачі термопружності, що мають наукове і прикладне значення для технології виробництва бурових доліт з НКМ і оптимізації режимів буріння. Вони можуть бути використані для розв'язку задачі зношування таких інструментів.



## РОЗДІЛ 4

### МОДЕЛЬ ДЛЯ ОПИСУ ФІЗИКО-ХІМІЧНИХ ПРОЦЕСІВ СПІКАННЯ І РОЗРОБКА ПОРОДОРУЙНІВНИХ ЕЛЕМЕНТІВ НОВОГО ПОКОЛІННЯ

В попередніх розділах ґрунтовно досліджено температурні поля і термопружний стан алмазного долота в процесі буріння нафтових та газових свердловин залежно від мікрогеометричних характеристик алмазовмісного шару бурових вставок, теплофізичних і механічних властивостей композита, режимних та конструктивних параметрів. Однак перспектива створення НКМ для бурових інструментів, вдосконалення технології, розширення зон використання потребує детального дослідження суті явищ і фізико-хімічних процесів, які відбуваються при спіканні, та впливу їх на формування структури, властивості і якості готових виробів. Вирішення цих задач є однією із фундаментальних і класичних проблем фізичної та хімічної кінетики, матеріалознавства і прикладної математики. При цьому розвиток цих проблем має досить тривалу історію, він пов'язаний з прізвищами класиків природознавства. Конкретні результати, які отримано при дослідженні проблеми, мають прикладне значення для розробки нових алмазовмісних композитів.

При спіканні таких матеріалів процеси дифузії, зародкоутворення нових фаз і хімічних реакцій поміж компонентами шихти істотно впливають на кінетику спікання, структуру і фізико-механічні властивості композита. Вони визначають фізичний і хімічний стан композита на усіх стадіях спікання і відповідають за якість готового виробу. Тим часом, дослідженням закономірностей, які керують швидкістю цих процесів при спіканні алмазовмісних матеріалів, займалися мало. Їх доповнюють математичним описом процесів спікання з метою виявлення основних факторів, які відповідають за властивості і якість готових композитів.

В цьому розділі пропонується метод для опису фізико-хімічних процесів, що відбуваються при спіканні алмазовмісних матеріалів на основі твердих сплавів на різних стадіях, який дозволяє ґрунтовно пояснити причини змінювання структури і

властивостей композита та створювати породоруйнівні елементи для бурових доліт з підвищеною зносостійкістю.

#### **4.1. Фізичні характеристики матеріалів і аналіз еволюції процесів, які відбуваються при спіканні**

В результаті дії високих температур при спіканні порошків металів і неметалів відбувається спонтанний процес ущільнення, внаслідок якого зменшується площа вільної поверхні і загальний об'єм. Цей процес називають спіканням. Він може відбуватися за температур, значно нижчих від температури плавлення порошку, звичайно 0,8 – 0,9 температури плавлення (за Кельвіном). Спікання переважно має фізичну природу. При спіканні багатоскладових систем (зокрема алмазовмісних) процеси дифузії, зародкоутворення нових фаз і хімічних реакцій поміж компонентами матеріалу істотно впливають на кінетику цього процесу. Вони визначають фізико-хімічний стан матеріалу на різних стадіях спікання і відповідають за формування структури і властивостей готового виробу. На початковій стадії спікання відбувається зростання перешийків поміж частинками порошку, які мали загальні точки дотику. Далі зменшується об'єм пор аж до повного їх зникнення. Цей процес довготривалий і залежить від зовнішніх температури і тиску. Кінцеві стадії спікання порошкових матеріалів можуть супроводжуватися процесами рекристалізації.

При дослідженні фізичних явищ і еволюції, які відбуваються в процесі спікання порошкових матеріалів методами порошкової металургії, мікроструктура відіграє важливу роль. До найважливіших параметрів мікроструктури належать: пористість, її розподіл за об'ємом матеріалу; вид пористості (відкрита, закрита, напіввідкрита чи тупикова); просвіт; форма і коефіцієнт звивистості пор; розподілення пор за розмірами (середні і максимальні розміри пор); стан поверхні пори; проникність і розподіл проникності за площею фільтрації пористого матеріалу; в'язкий та інерційний коефіцієнти; фізико-механічні властивості матеріалу. Пористістю  $P$  називають відношення об'єму пустот в композиційному матеріалі до його повного об'єму  $V$ . Пористість визначають за однією із формул:

$$P = V_n/P, \text{ або } P = (m_n - m)/(\rho_{жс}V), \quad (4.1)$$

де  $m_n$  – маса матеріалу, насиченого рідиною.

Якщо відомі об'єм і маса пористого тіла, а також густина компактного матеріалу, то пористість матеріалу визначають за формулою

$$P = 1 - \rho/\rho_k. \quad (4.2)$$

Загальна пористість тіла  $P$  складається з трьох видів пористості: відкритої  $P_o$ , тупикової  $P_m$  і закритої  $P_z$  ( $P = P_o + P_m + P_z$ ). Відкрита пора сполучається з поверхнями композиційного тіла і бере участь в фільтрації рідини чи газу за наявності градієнта тиску в матеріалі. Закрита пора не сполучається з поверхнею композиційного тіла і не бере участі в просочуванні рідини чи газу. Частина пор з'єднується тільки з однією поверхнею композиційного матеріалу і утворює пористість. Частина тупикової і закритої пористості при  $P > 0,18$  становить 2 – 5 % від загальної пористості матеріалу. При  $P < 0,18$  ця частина зростає. При  $P = 0,07 - 0,08$  відкрита пористість практично зникає. Пористість окремих ділянок композиційного матеріалу (зокрема алмазовмісного) залежить передусім від рівномірності розподілення частинок за розмірами в об'ємі шихти до формування матеріалу і технологічних режимів обробки цих ділянок під час пресування і спікання. Відомо, що із зростанням температури спікання пористість зменшується. Форма пор складна, вона залежить від форми і розмірів частинок порошку, тиску пресування і температури спікання [157]. Найпростішу форму пор мають пористі матеріали із сферичними частинками порошоків одного розміру. В пористих матеріалах, виготовлених із сферичних частинок порошоків різного розміру, форма пор має випадковий характер. Пори за своєю довжиною мають велику кількість звужень і розширень. На поверхні пор, як правило, зустрічаються мікронерівності у вигляді виступів і западин.

Степінь згладжування нерівностей на поверхні пор при спіканні матеріалів оцінюють за результатами вимірювання питомої поверхні пор зразків, спресованих до спікання  $S_{\text{п.н.}}^V$  і після нагрівання  $S_{\text{п.н.}}^V$ . Результати дослідів показують, що помітне зменшення поверхні пор спостерігається лише для дрібнозернистих матеріалів ( $d_z = 10 - 12$  мкм). В інших випадках зменшення питомої поверхні пор зразків при спіканні не перевищує 10 – 20 %. Мінімальна довжина пористих ліній в порах завжди дорівнює або перевищує товщину композиційного матеріалу в напрямку просочування середовища. Розподіл пор використовують для визначення таких поширених характеристик як максимальний і середній розміри пор. Найпоширеніші методи визначення розмірів пор є: вдавлювання рідкого металу; витискування рідини із пор; дослідження мікрофотографій. За відомим тиском вдавлювання ртуті в пори  $p$ , поверхневим натягом для ртуті  $\beta$  і крайовим кутом змочування  $\theta$  на межі розділу фаз ртуть – поверхня пор, вважаючи, що пори мають кругову форму, визначають розміри пор за формулою

$$d_n = 4 \beta \cos \theta / p . \quad (4.3)$$

Питома поверхня пор – це площа внутрішньої поверхні пор в одиниці об'єму  $S_{\text{п.н.}}^V$  м<sup>2</sup>/м<sup>3</sup> чи в одиниці маси  $S_{\text{п.н.}}^m$  м<sup>2</sup>/Г пористого тіла. Величини  $S_{\text{п.н.}}^V$  і  $S_{\text{п.н.}}^m$  пов'язані співвідношенням:

$$S_{\text{п.н.}}^V = S_{\text{п.н.}}^m \rho_k (1 - \Pi) 10^6 , \quad (4.4)$$

де  $\rho_k$  – густина компактного матеріалу.

За допомогою середніх розмірів пор пористих середовищ виконують перехід від реального пористого середовища до ідеального, використовуючи спосіб, заснований на таких припущеннях: сума об'ємів пор середовища дорівнює сумі об'ємів пористих каналів ідеального пористого середовища; сума поверхні усіх шарових частинок

дорівнює сумі поверхні пористих каналів; пористості фіктивного і ідеального середовищ однакові. Виходячи з цих припущень, маємо формулу для визначення діаметра пор ідеального пористого середовища у вигляді:

$$d_n = \frac{2}{3} \frac{P}{1-P} d_v. \quad (4.5)$$

Оскільки пористість фіктивного середовища може змінюватися від 0,259 до 0,476, то цю формулу можна використати тільки в такому інтервалі зміни пористості. Максимальні розміри пор відіграють істотно роль особливо для пористих матеріалів.

Технологія виготовлення композитів з порошкових матеріалів включає традиційні для порошкової металургії операції: формування і спікання. Для кожного способу виробництва, з урахуванням характеристик вихідного матеріалу, має значення можливість отримувати матеріали з різними розмірами, геометрією і густиною. Степінь ущільнення можна виразити відносною густиною пресованого або спеченого тіла. Нижче розглянемо деякі способи випробувань порошкових матеріалів, які мають практичне значення.

Густину геометрично пористих матеріалів можна визначити, якщо відомі їх маса і лінійні розміри. З цього випливає, що загальний об'єм твердого тіла  $\rho = m/V$ . Для визначення густини порошкових матеріалів складної форми використовують вагу Моора або пікнометр. В першому випадку зразок спочатку зважують, визначаючи його масу  $m_1$ , після чого відкриті пори просочують речовиною, яка підходить для цього процесу (наприклад, парафіном), щоб запобігти прониканню контрольної рідини в пори. Далі визначають  $m_2$  – масу зразка на повітрі, а на вазі Моора –  $m_2$  – масу зразка в контрольній рідині даної густини  $\rho_p$  (як правило, це вода густиною  $\sim 1\text{г/см}^3$ ); маса зразка, зваженого в контрольній рідині, занижена на масу витісненої ним рідини. Густину пористого тіла визначають за формулою:

$$\rho = m_1 \rho_{жс} / (m_2 - m_3). \quad (4.6)$$

Якщо як просочування використовують контрольну рідину, то потрібно для одержання точних результатів спочатку вилучити із пор повітря. Густина дослідного зразка в цьому разі визначають за формулою:

$$\rho = m_1 \rho_{жс} / (m_4 - m_5), \quad (4.7)$$

де  $m_4$  – маса просоченого контрольною рідиною зразка на повітрі, а  $m_5$  – маса того ж зразка в контрольній рідині.

Якщо використовувати водовідштовхувальну плівку (наприклад, безколірного лаку чи силікатного масла) і  $m_6$  – маса цього зразка на повітрі, а  $m_7$  – маса в рідині, яка визначена на вазі Моора, то густина зразка визначають за формулою:

$$\rho = m_1 \rho_{жс} / (m_6 - m_7). \quad (4.8)$$

Пікнометричну густина визначають за аналогічним принципом. Об'єм спеченого матеріалу визначають, використавши скляний циліндр з щільною пробкою, в якій просвердлено отвір для введення зразка і виходу надлишкової контрольної рідини.

Густина зразка, просоченого контрольною рідиною, визначають за формулою:

$$\rho = m_1 \rho_{жс} / (m_8 + m_4 - m_9), \quad (4.9)$$

де  $m_8$  – маса наповненого контрольною рідиною циліндра, а  $m_9$  – маса циліндра разом із зразком.

Для визначення густини алмазовмісних композитів потрібно із загального об'єму композита відрахувати об'єм алмазів, а також врахувати властивості і склад матриці.

Фізико-механічні властивості НКМ істотно залежать від величини і форми алмазних зерен, їх марки, концентрації, а також властивостей вихідних речовин, способу спікання і якості приготування шихти. Для позначення концентрації алмазів в композиті вводять спеціальний параметр  $K$ . Концентрації  $K = 100$  відповідає об'ємна частка алмазів у композиті  $V_p$ , яка дорівнює 25 %, а вагова частка  $0,88 \text{ Г/см}^3$  чи  $4,4 \text{ карат/см}^3$ . Концентрація алмазів в алмазовмісних композитах може варіюватись від 25 до 200.

Оцінити пористість, густину чи степінь ущільнення при спіканні можна методом виміру електричного опору зразків, використовуючи для цього вимірювальний міст постійного току або іншу схему з використанням принципу вихрових токів. При збільшенні густини зразків їх електричний опір зменшується, наближаючись до величини електроопору відповідного матеріалу [136]. Встановити кількісний зв'язок між питомим електричним опором і пористістю спеченого тіла можливо тільки приблизно, оскільки форма і розміщення пор, а також степінь спотворення кристалевої решітки впливають на електричний опір. В багатокомпонентних системах, включаючи і алмазовмісні, важливу роль відіграють фазові перетворення (наприклад, утворення твердих розчинів, сполук).

В процесі спікання змінюються розміри і об'єм матеріалів. За величиною цих розмірів  $\Delta l = l - l_0$ ,  $\Delta V = V - V_0$  можна обчислити лінійну і об'ємну усадку  $S_l = (\Delta l / l_0) \cdot 100$ ,  $S_V = (\Delta V / V_0) \cdot 100$  %. Для отримання більш повних уявлень про поведінку композиційних матеріалів при спіканні треба знати змінювання їх розмірів протягом усього процесу. Значення усадки для алмазовмісних матеріалів на основі твердосплавних матриць (алмаз – твердий сплав ВК6) залежно від температури, тиску пресування і часу спікання одержують безпосередньо в умовах експерименту [158 – 174], які дозволяють в поєднанні з іншими досліджуваними параметрами зробити деякі висновки про характер процесів, що відбуваються при спіканні.

Деякі характеристики міцності для порошкових матеріалів (границя пластичності, міцність на розтягнення і подовження) визначають на контрольних зразках загальноприйнятим способом. При використанні тугоплавких і крихких (наприклад, високопористих, керамічних, композиційних) матеріалів потрібно віддати перевагу випробуванню на згин. Абсолютна деформація згину більша, ніж деформація розтягу. Через це, наприклад, модуль пружності першого роду  $E$  визначається за результатами випробувань на згин. Через те, за високих температур випробування на згин краще виконувати, ніж випробування на розтягнення.

Визначені цим способом значення міцності крихких матеріалів характеризуються значним відхиленням. Воно зумовлене впливом таких факторів, як величина і форма частинок, відмінності розмірів, форм і розподілення пор, а також нерівномірне розподілення компонентів в композиційних матеріалах. Через це міцність крихких матеріалів оцінюють статистичними методами. Розроблені математичні залежності для опису міцності, придатні для спечених температуростійких матеріалів і твердих сплавів. Ймовірність руйнування таких матеріалів оцінюють за допомогою співвідношення:

$$W = 1 - \exp [-(V/V_0)(\sigma_3/\sigma_0)^m], \quad (4.10)$$

де  $V$  – об'єм зразка,  $V_0$  і  $\sigma_0$  – нормалізовані параметри відповідно,  $\sigma_3$  – міцність зразка на згин,  $m$  – параметр Вейбулла, який характеризує однорідність зразка

$$m = (\lg V_2 - \lg V_1) / (\lg \sigma_1 - \lg \sigma_2). \quad (4.11)$$

Перевага цього підходу полягає в тому, що за відносно невеликої кількості зразків досягається точність одержаних результатів. Параметр  $m$ , який визначається із наведених вище співвідношень, є міркою однорідності матеріалу і прямо пов'язаний з відхилення від середніх показників міцності: мале значення  $m$  відповідає великій



неоднорідності, розкиду міцності і навпаки. Зв'язок між модулем пружності, пористістю і формою пор визначають за відомими співвідношеннями.

Дослідження твердості порошкових матеріалів ускладнене рядом причин. При дослідженні таких матеріалів на твердість за Брінелем чи Віккерсом відбитки поверхні отримуються нерівномірними, при цьому знижується точність результатів. Випробування за Віккерсом крихких і дуже твердих матеріалів за малих значень навантажень дає невеликі відбитки поверхні, а за більш високих (так само, як за визначенням твердості за шкалою С на прикладі Роквелла) ставить суворі вимоги до деформування крихких матеріалів. В цьому разі відбувається викришування матеріалів, що спричиняє розкид параметрів, які вивчаються, і отримання неточних результатів. Для пластичних порошкових матеріалів цілком допустимі комбіновані дослідження твердості (за Брінелем і Роквеллем). Крихкі і тверді матеріали досліджують на приладі Роквелла, використовуючи шкалу С, а за невеликих навантажень, наприклад, до 600 Н для твердих сплавів чи 300 Н для керметів з високим вмістом оксидів – шкалу А. Мікротвердість окремих зерен чи фаз визначають так само, як для компактних матеріалів.

Вищевказані залежності не можуть точно охарактеризувати якість НКМ. Основною характеристикою цих матеріалів є зносостійкість, яка визначається не тільки твердістю і міцністю матриці композита, але й утримуванням частинок алмазів від випадіння. Алмазоутримання надтвердих матеріалів переважно визначається міцністю контакту алмаз – матриця, особливим станом матриці навколо алмаза, міцністю і термостійкістю як алмазів, так і матриці. В роботах [175 – 178] відзначається, що міцне утримування частинок алмазів від випадіння забезпечується за рахунок формування навколо них ділянок (зон) матриці з особливим структурним станом. Авторами цих робіт також відзначалося, що тільки за деяких технологічних режимів спікання систем алмаз – твердий сплав ВК6 в цих зонах спостерігається відсутність утворення вуглецю у вигляді графіту і монокарбиду WC в системі W – Co – C. В роботах [179 – 183] було відзначено, що утворення вільного вуглецю у вигляді пластівців чи нанодисперсного виділення в продуктах взаємодії алмаз – матриця є можливим внаслідок хімічних реакцій WC – твердий розчин вольфраму і вуглецю в коба-

лті ( $\gamma$ ) – С, а також за рахунок утворення двох потрійних евтектик складу ( $\gamma + WC + \text{графіт}$ ) і ( $\gamma + \text{потрійна фаза в системі } \gamma + WC + C (\eta) + \text{графіт}$ ). Нейтралізувати утворення вільного вуглецю в зоні алмаз – матриця можна за рахунок введення до вихідної шихти добавок деяких тугоплавких сполук перехідних металів, які мають широку область гомогенності вуглецю, що і є протидією його вільного утворення при спіканні алмазовмісних матеріалів. З результатів роботи [184] випливає, що внаслідок осаджуваності карбіду бору на поверхні зерен WC в продуктах міжфазної взаємодії не утворюється вільного вуглецю. В роботах [179, 184] також відзначається, що введені до вихідної шихти добавки, які вміщують в собі хром і бор, є інгібіторами росту зерен WC.

Знижений вміст кобальту в прошарку може сприяти як зміні пружного стану матриці навколо алмаза, так і порушенню суцільності спряження алмаз – матриця, а також в продуктах взаємодії алмаз – матриця. Утворення зазначених вище неоднорідностей є можливим безпосередньо в процесі спікання композита. За локального порушення суцільності в процесі спікання створюються умови для зворотного фазового перетворення алмаз  $\rightarrow$  графіт, що і є причиною утворення напруження і тріщин в зразках під час їх остигання після спікання. Слід також відзначити залежність напруження в зв'язуючій фазі від множини факторів: концентрації кобальту, розмірів зерен карбіду вольфраму, концентрації розчинених вольфраму і вуглецю в кобальті [185].

Механізм взаємодії алмаз – матриця при спіканні НКМ на основі твердих сплавів, які використовуються для виготовлення бурових інструментів, вивчено ще недостатньо. Його пояснюють як механічним обтисненням, так і молекулярною взаємодією, зміною структурного і енергетичного станів композита, що спікається. При цьому вплив кожного з них змінюється і залежить від передісторії вихідних речовин, їх природи, властивостей, умов отримання і спікання. В роботі [186] відзначається, що характеристика НКМ значною мірою визначається міцністю зчеплення алмаза з матрицею. Висока ступінь їх змочування розплавом, який вміщує адгезійно-активні до алмаза метали, є необхідною умовою для забезпечення механічної міцності алмазно-металевого контакту [187 – 189]. В цих роботах було показано, що

адгезійно-активні добавки (титан, хром, ванадій) істотно зменшують крайовий кут змочування. Невеликі добавки хрому в порівнянні з основними компонентами шихти забезпечують зчеплення затверділого розплаву з алмазом до 100 МПа, добавки титану також забезпечують утворення міцного контакту мідно-галієвого сплаву з алмазом. Максимальна міцність зчеплення (312 МПа) відзначена для сплаву  $\text{Cu} - 18,8\% \text{Ga} - 0,74\% \text{Ti} - 80,46\%$ , який витримано на поверхні алмаза за температуру 1273 К. Істотна адгезійна взаємодія досягається за малих концентрацій хрому, титану і ванадію. В роботі [190] вказується на те, що за використання сталевих тримачів, які вміщують у собі залізо, нікель, кобальт при пайці до них алмазних кристалів, навпаки, зменшується міцність контакту. Так, при пайці алмаза металізованим тонким шаром хрому до молібденового тримачу, міцність контакту становила лише 100 МПа. Там також було показано, що причиною зменшення міцності контакту є те, що залізо, нікель і кобальт сприяють графітизації алмаза. В роботі [191] було показано, що хромові покриття на алмазі залежно від товщини ускладнюють дифузію атомів заліза, яке розчиняється в припої і таким чином запобігає графітизації алмаза.

Для підвищення міцності, твердості, термостійкості, тріщиностійкості і, як результат, зносостійкості НКМ, до вихідної шихти додають бориди деяких перехідних металів в дуже малій кількості в порівнянні з основними компонентами. Спінання порошкових заготовок з використанням цих добавок без застосування тиску не дозволяє досягти фазової рівноваги за температури нижче 2273 К. Ці брикети починають ущільнюватися лише за температури 2363 К [192]. Усадка починає прискорюватися за температури понад 2372 К, однак навіть близько до точки плавлення дибориду хрому  $\text{CrB}_2$  повне ущільнення складових елементів матеріалу не досягається. Через це для формування однорідної структури слід використовувати гаряче пресування. В цій роботі також було показано, що при спіканні методом гарячого пресування протягом 30 хв за температури 1770 К утворилися перешийки поміж частинками  $\text{TiB}_2$  в твердому розчині  $(\text{Ti}, \text{Cr})\text{B}_2$ . Після витримки 30 хв за температури 2023 К мікроструктура характеризується майже щільними кластерами  $(\text{Cr}, \text{Ti})\text{B}_2$ , а також з частинками, які не прореагували з основою  $\text{TiB}_2$  і шаром з  $(\text{Cr}, \text{Ti})\text{B}_2$ . Це означає, що  $\text{CrB}_2$  має більшу рухомість, ніж  $\text{TiB}_2$ , і реагує з  $\text{TiB}_2$  по границях зерен.

Гаряче пресування за температури 2173 К збільшує ущільнення компонентів у зразках матеріалу з одночасним ростом концентрації  $\text{CrB}_2$ . Матеріали, спечені за температури 2273 К протягом 30 – 120 хв мають густину 88,0 – 99,6 % від теоретичної, залежно від вмісту  $\text{CrB}_2$ . Прискорене збільшення зерен гомогенного твердого розчину  $(\text{Ti}, \text{Cr})\text{B}_2$  свідчить про активацію як зернограничною, так і об'ємною дифузіями. Авторами цієї роботи було також показано, що тріщини в структурі і на границі фаз пов'язані з утворенням внутрішніх напружень за охолодження матеріалу внаслідок сильної анізотропії термічного розширення. Підвищення твердості матеріалу проходить внаслідок появи напружень стиску в матриці, які можуть бути спричинені дисперсною фазою з більшим (в порівнянні з матричною фазою) термічним розширенням чи спотворенням решітки.

Незважаючи на те, що виробництво таких композитів освоєне давно, однак природа фізико-хімічних процесів, які відбуваються при спіканні, їх вплив на структуру і властивості готових виробів вивчені зовсім мало. Експериментальні дослідження цих процесів дорогі, трудомісткі, потребують використання складного обладнання. Їх виконують, як правило, для контрольних зразків лише для того, щоб визначити основний напрямок для покращання структури і властивостей матеріалу. Ці дослідження проводять за допомогою методів РЕМ по поверхні злому зразків, а також по поверхні мікрошліфу з метою визначення таких характеристик: загальний елементний склад матриці; характер розподілення зв'язуючої фази за об'ємом зразків і в зоні безпосередньо близької до частинок алмаза; ідентифікування елементного складу продуктів взаємодії, які утворюються на контакті алмаз – матриця. Для дослідження останнього типу використовують багато допоміжного обладнання. Паралельно цим дослідженням методами ПЕМ з використанням різних методик аналізують морфологічні особливості продуктів взаємодії і природу вуглецю, який утворюється в цих зонах. Мікротвердість і зносостійкість НКМ виконують стандартними методами так само, як для звичайних порошкових матеріалів.

Щоб уявити дію процесів, які відбуваються при спіканні НКМ для бурових доліт методом гарячого пресування, і їх впливу на структуру і властивості готових виробів, коротко зупинимось на деяких нами виконаних дослідженнях в роботах

[158 – 174]. На рис. 4.1 показано мікроструктурні зображення полірувальної поверхні контакту алмаз – матриця бурової вставки, виготовлену в інтервалі температури 300 – 1800 К і тиску 0,5 – 30 МПа у вигляді циліндра діаметром 10 мм, висотою 10 мм і товщиною алмазовмісного шару 3 мм стандартного складу (мас. %) алмаз – (94 WC – 6 Co).

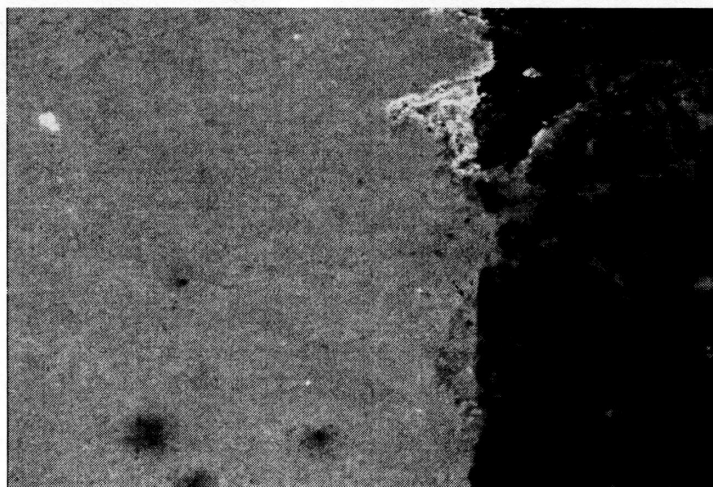


Рис. 4.1. Мікроструктурні зображення поверхні контакту алмаз – матриця стандартного зразку,  $\times 2000$ .

Концентрація алмазів у вихідній шихті становила  $K = 100$ . Приготування шихти і технологічні режими спікання описано в розділі 2 (див. п. 2.4). Аналіз зображення мікроструктури показує, що в зоні матриці навколо алмаза є мікротріщини і сколювання, які утворилися при спіканні внаслідок дії дифузії, зародкоутворення нових фаз і хімічних реакцій між вихідними речовинами.

На зображеннях злому зразків видно, що в матриці навколо частинок алмаза цього зразка є порожнини, щілини і мікротріщини (рис. 4.2, а), ділянки, на яких випали зерна алмазів з матриці (рис. 4.2, б). Мікрорельєф сколювання алмазів цих зразків проходить від одного джерела напружень, яке знаходиться на границі контакту алмаз – матриця (див. рис. 4.2, а). Ця обставина свідчить про низький рівень стискувальних напружень від матриці на поверхні контакту алмаз – матриця. Дослідження мікротвердості показали, що твердість матриці навколо алмаза істотно менша за твердість матриці вдалині від контакту алмаз – матриця. Так, мікротвердість матриці

на відстані 50 мкм від границі контакту алмаз – матриця має значення близько 21,5 ГПа, а на відстані 10 мкм від цієї границі – не перевищує 13,0 ГПа.

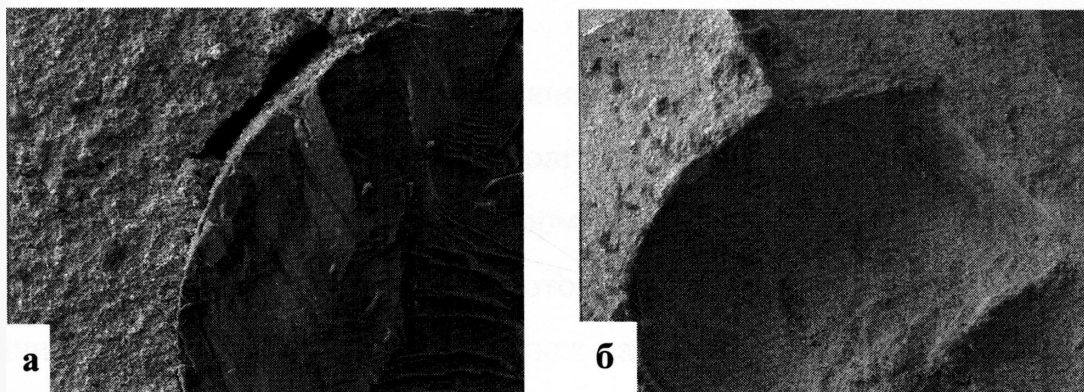


Рис. 4.2. Типова мікроструктура злому дослідного зразка стандартного складу (а,  $\times 250$ ; б,  $\times 111$ ).

Результати випробувань на зносостійкість за середньої продуктивності показали відносно великі значення зносу зразків бурових вставок, хоча вони забезпечують високі ріжучі характеристики. Однак після випробування зразків на зносостійкість за умов високих динамічних навантажень, контактних температур і вібрацій на робочій поверхні відбувалося значне випадіння алмазних зерен з матриці (рис. 4.3), тобто алмази відірвалися від матриці, не використавши своїх потенційних можливостей.



Рис. 4.3. Зображення робочої поверхні бурової вставки стандартного складу алмаз – твердий сплав ВК6 після випробування на зносостійкість,  $\times 24$ .

Ця обставина свідчить про те, що бурові вставки повинні мати не тільки дрібно-зернисту однорідну структуру з жорсткими фізико-механічними властивостями, але

й особливий стан матриці навколо алмазних зерен, який має забезпечити утворення досить міцних хімічних зв'язків на границях контакту алмаз – матриця в процесі спікання НКАМ.

Із аналізу наведених літературних даних і одержаних результатів випливає, що в процесі спікання НКАМ для бурових доліт методом гарячого пресування дифузія і хімічні реакції істотно впливають на формування структури та фізико-механічних властивостей і відповідають за якість готових виробів. Дослідження цих процесів має фізичну і хімічну природу, виконується на молекулярному рівні з урахуванням хімічного складу, передісторії вихідних речовин, технологічних режимів спікання тощо. Такі дослідження трудомісткі і потребують складного обладнання. У зв'язку з цим особливого значення набувають фізичні, хімічні, фізико-хімічні і математичні дослідження, які розкривають причини змінювання структури і фізико-механічних властивостей композита в процесі його спікання. Детальні дослідження в цьому напрямку містять в собі ключ для створення НКАМ нового покоління з унікальними властивостями і структурами для будь-яких галузей виробництва і техніки.

#### **4.2. Методи хімічної кінетики. Ступінь перетворення і константа швидкості**

В процесі спікання НКАМ на основі твердосплавних матриць, як було показано вище, завжди мають місце дифузія і хімічні реакції між компонентами шихти, які впливають на формування структури і фізико-механічні властивості композита. Хімічні реакції характеризують перехід одного чи декількох компонентів із вихідного стану в кінцевий внаслідок хімічної взаємодії. Хімічні реакції в багатокомпонентних системах неможливо описати в рамках математичного апарата.

Хімічна кінетика вивчає швидкість реакцій її змінювання. Однак ще не існує узагальнених кінетичних рівнянь для опису фізико-хімічних процесів, які відбуваються при спіканні таких багатокомпонентних і складних систем, як НКАМ. Це і є основою для короткої систематизації матеріалу щодо застосування основних законів

і принципів хімічної кінетики для опису процесів, які відбуваються в умовах неізо-термічного спікання порошкових матеріалів, включаючи і алмазовмісні.

*Степінь перетворення.* Хімічний процес за допомогою кінетики визначається як зміна стану системи від часу за конкретної температури  $T$ , як часова послідовність станів системи від початкового ( $t = t_0$ ) до кінцевого ( $t = t_\infty$ ). Для повного опису процесу слід розглянути часові залежності всього набору параметрів, які характеризують систему [193]. Однією з найважливіших задач цього процесу є визначення кількості параметрів, достатніх для адекватного опису системи. Той чи інший розв'язок цієї задачі для конкретної системи залежить від обраної моделі для опису. На практиці важливе значення мають можливості самого експерименту, тобто який параметр можна обрати і яким чином.

Гомогенні рідкофазні і твердофазні системи, в яких не враховується взаємодія між компонентами, на будь-якій стадії процесу можуть бути описані трьома параметрами: температурою  $T$ , тиском  $p$  і молярними концентраціями компонентів  $N$ . Молярну концентрацію компонентів  $N$  замінюють кінетичним ступенем перетворення  $\alpha$ , який нормують таким чином, щоб на початковій стадії ( $N = N_0$ )  $\alpha = 0$ , а на кінцевій стадії ( $N = N_\infty$ )  $\alpha = 1$ :

$$\alpha = (N - N_0)/(N_\infty - N_0). \quad (4.12)$$

Повний опис процесів в гетерогенних системах являє собою складну проблему. Для опису хімічних реакцій при спіканні порошків металів і неметалів використовують такі параметри: температуру; хімічний склад; розмір частинок порошків та фаз, а іноді і такі параметри як природа центрів зародкоутворення; ступінь деформації кристалів; зовнішній тиск та ін. Ці параметри можуть бути неоднаковими в різних ділянках системи (неперервні і гетерогенні системи). Через це слід виконувати спрощення, які допускають макроскопічне гомогенне розподілення (для температури і фазового складу) і розглядати мікроскопічну негомогенність лише для поверхні фазової границі (звичайно в одиниці об'єму). Отже, крім температури, опису фізичного стану багатоконпонентної системи потребує включення ще декількох парамет-



рів. Ці параметри фактично відіграють роль парціальних степенів перетворення  $\alpha_1, \dots, \alpha_i$  [194]. Визначення цих параметрів і знаходження взаємозв'язку між ними є найважливішою проблемою будь-яких кінетичних розрахунків. Однак введені спрощення звичайно дозволяють описати гетерогенні системи з використанням лише степеня перетворення  $\alpha$ , але цього не завжди достатньо. На практиці степінь перетворення обирають на основі об'єму системи  $V$  або іншої властивості  $L$ , яким можливо легше керувати при вивченні реакції і який дозволяє досить точно відобразити змінний стан системи. Вважається, що в ізотермічних умовах

$$\alpha = (L - L_0)/(L_\infty - L_0) = V/V_\infty, \quad (4.13)$$

де  $L$  – змінне значення вибраного параметра, а  $L_0$  і  $L_\infty$  – його початкове і кінцеве значення в умовах ізотермічного процесу. Аналогічно  $V$  і  $V_\infty$  – об'єми системи в момент  $t$  і після завершення процесу в момент  $t = t_\infty$ . В даному випадку, тобто за умов ізотермічного і неізотермічного спікання матеріалу рівняння (6.13) зручно представити у такому вигляді:

$$\alpha = \frac{(L - L_0)}{L_0} = \frac{\Delta L}{L_0}, \quad (4.14)$$

де  $\alpha$  – відносна усадка, або кінетичний параметр ущільнення;  $L_0$  і  $L$  – лінійні розміри заготовки в початковий і змінний моменти часу  $t$  відповідно. Для того, щоб не ускладнювати відмінності між гомогенними і гетерогенними системами, зупинимося тільки на самому простому типі рівнянь, які справедливі для гомогенних систем. У цьому разі кінетика ґрунтується на експериментально підтвердженому положенні, що швидкість зміни стану системи – функція цього стану. Виходячи з цього, можна записати відповідні основні рівняння у вигляді залежності швидкості реакції, яка виражається часом досягнення визначеного степеня перетворення від параметра, що характеризує змінний стан системи, в якій відбувається реагування в рамках обраної

для її опису моделі. Далі будемо звертатися тільки до тих парціальних степенів перетворення, окрім параметра  $\alpha$ , які характеризують степінь фазового виділення  $\beta$ . За незмінних умов експерименту, які підтверджують всі параметри дослідного зразку постійними, можна скласти три основних рівняння з трьома змінними:

$$\begin{aligned}\dot{\alpha} &= \hat{\alpha}(\alpha, \beta, T); \\ \dot{\beta} &= \hat{\beta}(\alpha, \beta, T); \\ \dot{T} &= \hat{T}(\alpha, \beta, T).\end{aligned}\tag{4.15}$$

Для феноменологічного опису достатньо використати середні значення температури зразка, яка приблизно дорівнює температурі зовнішнього середовища. Наступний важливий крок – визначення аналітичного вигляду функції  $\hat{\alpha}$  і  $\hat{\beta}$ . В цьому разі на перше місце ставиться питання про роздільність парціальних функцій  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $T$ . Функцію перетворення  $f(\alpha, \beta)$  легко можна відрізнити від функції  $K(T)$ . Цей спосіб часто використовується в хімічній кінетиці. При цьому вважають, що швидкість перетворення пропорційна добутку двох функцій: константі швидкості  $K(T)$ , яка залежить тільки від температури, і модельній функції  $f(\alpha, \beta)$ :

$$\begin{aligned}\dot{\alpha} &= f_{\alpha}(\alpha, \beta) K_{\alpha}(T); \\ \dot{\beta} &= f_{\beta}(\alpha, \beta) K_{\beta}(T).\end{aligned}\tag{4.16}$$

Незалежно від виду функції  $f(\alpha, \beta)$ , функції  $K_{\alpha}(T)$  і  $K_{\beta}(T)$  є експоненціальними. Визначення функції  $f(\alpha, \beta)$  – предмет нашого детального обговорення. Для знаходження цієї функції можна використати один із таких засобів:

1) уявити функцію у вигляді добутку однопараметричних функцій  $f_1(\alpha)$  і  $f_2(\beta)$ :

$$\begin{aligned}\dot{\alpha} &= f_{1\alpha}(\alpha) f_{2\alpha}(\beta) K; \\ \dot{\beta} &= f_{1\beta}(\alpha) f_{2\beta}(\beta) K.\end{aligned}\tag{4.17}$$

Застосування такого прийому не підтверджується експериментально;

2) знайти розв'язок цієї системи рівнянь в зручній аналітичній формі, використовуючи комбінацію відомих функцій (такий прийом застосовується найчастіше і буде використаний нижче для опису процесів дифузії і зародкоутворення), або просто не враховувати другий кінетичний параметр (ступінь фазового виділення  $\beta$  час-то зовсім не враховують). Такий спрощений опис процесів за допомогою лише двох макроскопічних параметрів  $\alpha$  і  $T$  найчастіше зустрічається в кінетиці гетерогенних процесів:

$$\begin{aligned}\dot{\alpha} &= \hat{\alpha}(\alpha, T) = f(\alpha) K; \\ \dot{T} &= \hat{T}(\alpha, T) = 0.\end{aligned}\quad (4.18)$$

Вид функції  $f(\alpha)$  шукають, ґрунтуючись на фізичних і геометричних уявленнях про розвиток границі реакції поміж вихідними речовинами і продуктом. Математичні моделі частіше всього виражають залежністю  $\alpha$  і  $t$ .

Кінетичний аналіз зводиться до обчислення кінетичних констант, які задовольняють диференціальним рівнянням (4.18). Отримані з експериментальних даних значення констант називають кінетичними параметрами процесу. Ця процедура математично розв'язується і називається інверсійний метод вирішення загального диференційного рівняння. Вона є основним вмістом будь-яких кінетичних розрахунків.

*Константа швидкості і коефіцієнт дифузії.* В загальному вигляді кінетична модель системи з  $i$  компонентів з  $j$  незалежними хімічними реакціями може бути описана  $m$  рівняннями через молярні концентрації  $N$ :

$$\dot{N}_j = \sum_{j=1} v_{ij} K_j f(\alpha)_{ji}, \quad (4.19)$$

де  $v_{ij}$  – стехіометричний коефіцієнт  $i$ -го компонента;  $K_j$  – константа швидкості;  $f(\alpha)_{ji}$  – функція, яка відображує механізм реакції.

Рівняння (4.19) можна інтегрувати, і для невідомих  $N(t)$  отримати систему лінійних за визначеним параметром  $K_j$  рівнянь. Така система рівнянь може бути вирішена за допомогою методу мінімізації, звичайно вважаючи, що кількість незалежних рівнянь завжди менша за кількість констант швидкості. При великому наборі експериментальних даних інтегрування може бути виконане за допомогою чисельних методів. У разі обмеження набору експериментальних даних застосовують спеціальні прийоми, наприклад, сплайн-функції для послідовно визначених похідних. Серед інших методів можна застосувати матричне перетворення Лапласа.

Не менш важливою стадією процесу спікання є перенесення маси речовин з однієї ділянки матеріалу до іншої або в результаті хаотичного руху (градієнт концентрацій і температури), чи внаслідок дії зовнішніх сил (механічні напруження, електромагнітне поле і т. п.). Процес перенесення речовини називають дифузією.

Подібно теплопровідності, стаціонарну дифузію можна описати першим законом Фіка:

$$J = \dot{N}/A = -D(\partial N/\partial x), \quad (4.20)$$

де  $J = \dot{N}/A$  – щільність потоку речовини через площу  $A$ ;  $D$  – коефіцієнт дифузії;  $\partial N/\partial x$  – градієнт концентрації в напрямку дифузійного потоку.

У разі нестационарної дифузії є справедливим другий закон Фіка:

$$\dot{N} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{D \partial N}{\partial x} \right) = D \frac{\partial^2 N}{\partial x^2} (D = \text{const}). \quad (4.21)$$

Для вирішення цього рівняння, яке визначається за допомогою граничних умов, на початкових стадіях процесу застосовують функції похибок, а на кінцевих стадіях – тригонометричні ряди, функції Бесселя чи функції, подібні Бесселевим. Розв'язок

отримують у вигляді графічних залежностей розподілення концентрації за часом і простором. Частіше рішення дифузійних рівнянь має вигляд залежності від параметра  $\sqrt{Dt}$ , що графічно зображується параболою, а не прямо пропорційною залежністю, як у разі хімічної реакції. Аналогічний висновок одержують і при рішенні першого закону Фіка для стаціонарного росту прошарку продукту на границі реакції, тобто

$$\dot{N} / A = \rho \dot{x} = D \Delta N / x, \quad (4.22)$$

де  $\dot{x}$  – швидкість росту прошарку товщиною  $x$  і густиною  $\rho$  за постійного градієнта концентрації  $\Delta N$ . При інтегруванні рівняння (4.22) маємо:

$$x = (2DNt / \rho)^{1/2} = (2DKt)^{1/2}, \quad (4.23)$$

де  $K$  – константа швидкості, яка підкоряється закону Арреніуса.

Будь-який з процесів припускає переміщення реагуючих речовин з початкового в кінцевий стан, який супроводжується подоланням енергетичного бар'єра, що розділяє ці два стани. Однією з основних теорій сучасної хімічної кінетики є теорія активованого комплексу. Ця теорія припускає існування деякого проміжного реакційного стану, якому можна приписати визначені термодинамічні функції. У цьому разі швидкість процесу визначається швидкістю розпаду комплексу до кінцевих продуктів. Відповідно до теорії активованого комплексу процес дифузії припускає існування проміжного стану з найвищою енергією, хоча цілком зрозуміло, що більш вигідним і швидким шляхом є шлях з найменшим енергетичним бар'єром. Ця та інші теорії вважають за необхідне визначити взаємозв'язок між параметрами рівняння, яке описує константу швидкості процесу, і фізичними величинами, що вивчаються. При цьому враховують константи, які характеризують вихідний стан, геоме-

трію і фізико-механічні властивості зразка. У цьому разі важливе значення має гіпотетичне наближення, яке використовує парціальні функції:

$$K \approx \frac{kT}{h} \frac{Q^*}{Q} \exp\left(-\frac{E_0}{RT}\right) = Z_0 \exp\left(-\frac{E_0}{RT}\right), \quad (4.24)$$

де  $Q$  – парціальна функція активованого комплексу, яка має обмежений степінь незалежності в напрямку координати реакції;  $Q^*$  – парціальна функція реагенту;  $E_0$  – різниця потенціальних енергій активованого комплексу і реагенту;  $Z_0$  – передекспоненційний (частотний) фактор;  $K$  і  $h$  – постійні Планка і Больцмана відповідно.

Далі слід також обміркувати зв'язок між термодинамічним чи статистичним описами даного процесу і енергію активації, яка визначається на основі кінетичного експерименту. Однак в процесі спікання порошкових та інших композиційних матеріалів зустрічається проблема формального відношення величини енергії активації до одного моля, що у разі гетерогенних реакцій, які локалізовані на границі розділу фаз, втрачає свій сенс, який був спочатку визначений для гомогенних реакцій. Найточніше визначено фізичний сенс енергії активації для процесів дифузії, в яких енергія активації  $E$  визначена сумою ентальпії утворення  $\Delta H_y$  і переміщення  $\Delta H_p$  структурних дефектів.

Знання рухомості атомів і іонів  $B_i$  може бути використане, наприклад, для визначення швидкості їх руху під дією одиничної сили. Вважаючи, що рухомою силою дифузії є градієнт хімічного потенціалу, маємо:

$$J_i = B_i N_i (\partial \mu_i / \partial x), \quad (4.25)$$

де  $B_i$  – рухомість  $i$ -го компонента у дифузійному потоці  $J_i$ .

Враховуючи, що активність

$$d\mu_i = RTd \ln N_i = RTdN_i / N_i, \quad (4.26)$$

отримаємо

$$J_i = RTB_i \partial N_i / \partial x. \quad (4.27)$$

Підставляючи рівняння (4.27) у співвідношення першого закону Фіка (4.20), отримаємо рівняння Нерста – Ейнштейна:

$$D_i = RTB_i, \quad (4.28)$$

яке є особливо ефективним для визначення рухомості заряджених частинок і дозволяє розрахувати іонну рухомість кристалів:

$$\sigma_i = N_i Z_i^2 e^2 B_i = \sigma t_i, \quad (4.29)$$

де  $\sigma_i$  – провідність, зумовлена переміщенням частинок  $i$ -го сорту;  $N_i$  – кількість іонів в  $1 \text{ см}^3$ ;  $Z_i$  – валентність;  $e$  – заряд електрона;  $B_i$  – абсолютна рухомість;  $\sigma$  – загальна провідність;  $t$  – кількість перенесених частинок  $i$ -го сорту.

Ці рівняння в ряді випадків є корисними при розрахунках швидкості дифузії на основі даних по провідності.

В багатокомпонентних системах коефіцієнт дифузії має складний характер [193 - 199]. Наприклад, вирівнювання концентрацій в бінарних системах (сплавах) можна описати одним значенням хімічного коефіцієнта дифузії  $D$  компонентів  $A$  і  $B$ :

$$\tilde{D} = (D_A N_B \pm D_B N_A) \left( 1 + \frac{d \ln \gamma_A}{d \ln N_A} \right) \quad (4.30)$$

Для ідеальних твердих розчинів ( $\gamma = \text{const}$ ) це рівняння перетворюється у тотожність  $D = \tilde{D}$ . Це співвідношення, отримане Даркеном, у точному значенні не є

строгим, оскільки при його отриманні не враховувалися відхилення. Роль недіагональних коефіцієнтів може бути оцінено при побудові кінетичної теорії дифузії. Однак спікання НКАМ на основі твердих сплавів ВК6 істотно відрізняється від спікання порошкових матеріалів (бінарних сплавів) тим, що такі системи багатоконпонентні, а фізико-механічні властивості алмазів, їх геометричні розміри відрізняються від аналогічних характеристик складових матриці композита (порошків WC і Co). Задачу кінетичного опису кінетики спікання таких матеріалів в даний час ще не вирішено. Лише в роботі [158] нами з використанням формули Чубинського було розроблено методу дослідження механізму спікання бурових вставок алмаз – (94 % WC + 6 % Co) в інтервалі температури 300 – 1800 К і тиску 0,5 – 20 МПа та отримано залежність, яка описує зв'язок відносної усадки  $\alpha$  і енергії активації процесу від  $p - T - t$  умов спікання у вигляді:

$$\alpha = \frac{\Delta L}{L} = K_0 \exp\left(-\frac{E_0}{RT}\right) t^{1,1}; \quad (4.31)$$

$$\alpha = \frac{\Delta L}{L} = D_0 T^{\alpha^*} t^{\beta} p^{\gamma}, \quad (4.32)$$

де  $D_0 = 4,84 \cdot 10^{-14}$  – коефіцієнт, який залежить від радіуса порошків матриці;  $E_0 = 78951$  Дж/моль – загальна енергія активації процесу спікання;  $K_0 = 0,23473$  с<sup>-1</sup> – частотний фактор;  $t$  – усереднений час спікання;  $R = 8,31$  Дж/(К·моль) – газова константа;  $T$  – температура спікання;  $p$  – тиск пресування;  $\alpha^* = 3,40$ ;  $\beta = 0,44$  і  $\gamma = 0,8859$  – константи.

Аналіз цих рівнянь показує, що в процесі спікання композитів алмаз – твердий сплав ВК6 методом гарячого пресування переважно проходить в'язка плинність і процеси дифузії. При цьому усадка з появою рідкої фази протікає досить швидко, а далі змінюється механізм перенесення маси. Отримані дані показують, що наведені вище рівняння (4.31 і 4.32) можна використати лише для наближеного опису процесів спікання НКАМ на початкових стадіях спікання. Для глибшого вивчення впливу



фізико-хімічних процесів на кінетику спікання таких матеріалів потрібне детальне дослідження температурної залежності константи швидкості реакції і кінетичних параметрів з урахуванням як дифузійних, так і хімічних процесів, які протікають внаслідок взаємодії складових компонентів шихти і  $p - T - t$  умов спікання. Реальна проблема, яка стоїть за побудовою кінетичної моделі для опису фізико-хімічних процесів, які відбуваються при спіканні НКAM, дуже складна. З вичерпною повнотою освітити ці різноманітні сторони досить складно.

### **4.3. Кінетика фізико-хімічних процесів, які відбуваються при спіканні бурових вставок алмаз – твердий сплав ВК6 методом гарячого пресування**

У цьому параграфі вперше розглядається кінетична модель для опису фізико-хімічних процесів, які одночасно відбуваються при спіканні НКAM на основі твердого сплаву ВК6 на різних стадіях. Метод ґрунтується на кінетичному аналізі процесів зародкоутворення нових фаз, дифузії і хімічних реакцій поміж компонентами за умов неізотермічного спікання зразків алмаз – твердий сплав ВК6 і алмаз – (твердий сплав ВК6 –  $CrB_2 - W_2B_5$ ).

#### **4.3.1. Експериментальні дослідження процесу спікання**

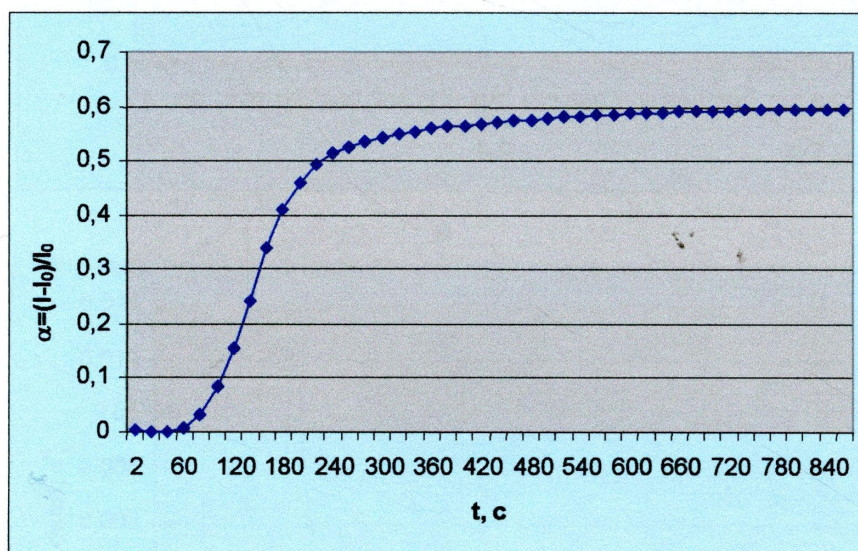
НКAM, які використовуються для виготовлення бурового інструменту, мають бути міцними, зносостійкими, жорсткими, самозагострювальними, а також хімічно інертними по відношенню до реагентів бурового розчину. Для забезпечення цих характеристик НКAM повинні мати не тільки здатність змочувати алмази і зерна карбїду вольфраму рідкою фазою (в даному разі кобальтом), але й особливий стан матриці навколо алмазів, який утворює досить сильні хімічні зв'язки на границі контактів алмаз – матриця. В процесі виготовлення таких НКAM (бурових вставок) із сушійші частинок природних чи синтетичних алмазів з дрібнішими частинками карбїду

вольфраму і кобальту в них відбувається ряд складних процесів: в'язка плинність; процеси дифузії і самодифузії; хімічні реакції поміж компонентами; зміна механізмів перенесення маси; утворення нових фаз; пасивне переміщення алмазів та їх взаємодія з матрицею. Деякі з цих процесів відбуваються паралельно, інші – послідовно. Для цих процесів висновки відомих теорій дуже загальні або, в кращому разі, потребують детальних знань про швидкості процесу, кінетичні параметри, хімічні реакції поміж компонентів і енергії дифузії та зародкоутворення нових фаз, які, як правило, є невідомими. Через це при розробці математичної моделі для опису кінетики спікання НКМ слід розглядати процеси, які відбуваються в умовах неізотермічного експерименту, з різних сторін: дифузія, хімічна реакція, зародкоутворення нових фаз в залежності від хімічного складу і  $p - T - t$  умов спікання.

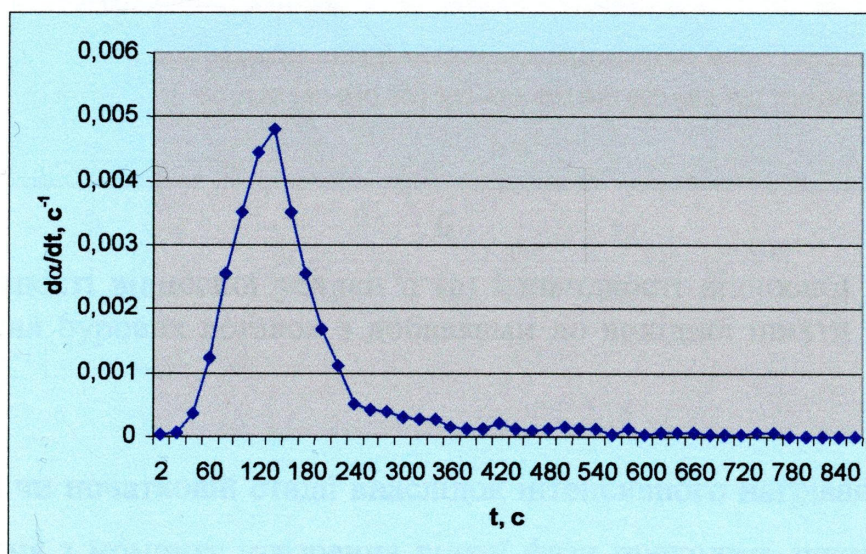
*Матеріали і об'єкти дослідження.* Як об'єкти, що досліджуються, взято бурові вставки однакових розмірів (діаметром 10 мм, висотою 10 мм і початковою товщиною алмазовмісного шару 3 мм) стандартного хімічного складу – зразки 1 і дослідні – зразки 2. Зразки першого типу отримано на основі вихідної шихти алмаз – (WC + Co), а другого – алмаз (WC + Co + CrB<sub>2</sub> + W<sub>2</sub>B<sub>5</sub>). Порошки вихідних речовин в потрібній пропорції змішували в млині за співвідношення мас куль і порошоків 1:1 протягом 24 год. Природні овалізовані алмази зернистістю 800/630 (середній діаметр алмазів 0,75 мм) за відносної концентрації  $K = 100$  домішували у суміші вихідних порошоків без використання розмельних куль. Розміри частинок порошоків WC, Co, CrB<sub>2</sub>, W<sub>2</sub>B<sub>5</sub> становлять 3 – 6 мкм. Спорядження комірки для спікання виконували згідно вимог до виробництва бурових вставок на основі стандартного матеріалу славутич (алмаз – твердий сплав ВК6). Процес спікання здійснювали на спеціальній установці (див. рис. 2.1 в розділі 2) за варіювання температури від 300 до 1800 К і тиску від 0,5 до 32 МПа. При цьому детально вивчали залежності відносної усадки від змінювання температури і тиску на усьому етапі спікання. За експериментальними значеннями відносної усадки розраховували швидкість усадки з використанням кубічних сплайн-функцій. Підвищення і стабілізацію температури і тиску виконували з точністю  $\pm 10$  °С і 100 Па відповідно, припускаючи при цьому, що вуглецевмісне середовище не впливає на результати. Отримані результати кінетики

усадки при спіканні зразків, які вивчаються, наведено в табл. 2.7 (див. п. 2.4 в розд. 2).

За результатами експериментальних даних відносної усадки  $\alpha = \Delta/l$  наведено залежності швидкості відносної усадки  $da/dt$  (рис. 4.4 і 4.5). Аналіз цих залежностей показує, що процес спікання зразків умовно можна розділити на два етапи чи стадії.

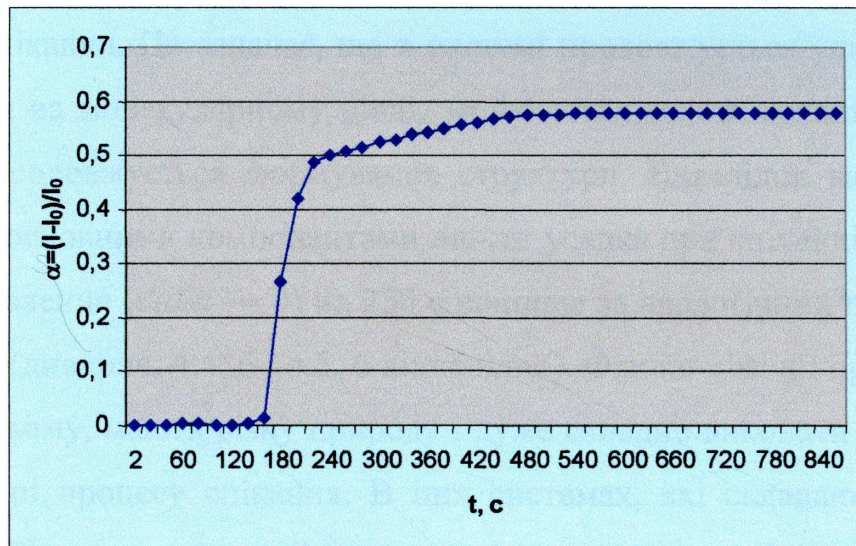


а

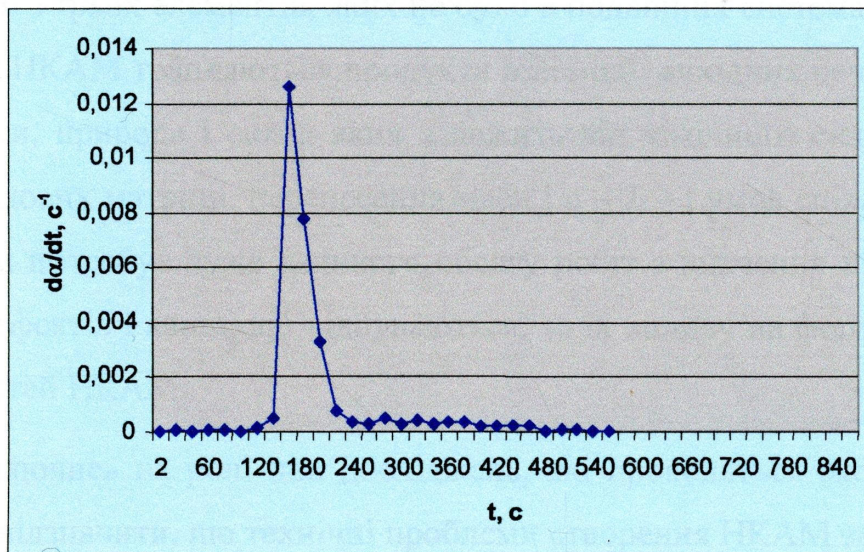


б

Рис. 4.4. Залежності відносної усадки  $\alpha$  (а) і швидкості відносної усадки  $da/dt$  (б) процесу спікання бурових вставок стандартного складу (зразки 1).



а



б

Рис. 4.5. Залежності відносної усадки  $\alpha$  (а) і швидкості відносної усадки  $da/dt$  (б) процесу спікання бурових вставок з добавками до вихідної шихти порошоків  $CrB_2$  і  $W_2B_5$  (зразки 2).

На першій чи початковій стадії внаслідок інтенсивного нагрівання та зростання тиску пресування з моменту утворення рідкої фази проходить швидка усадка (тривалість цієї стадії наближається до 165...185 с, залежить від складу шихти і технологічних режимів спікання).

Міжцентрова відстань між центрами частинок порошоків матриці зменшується з затухаючою швидкістю і досягає граничного значення при  $da/dt \rightarrow 0$ , не зважаючи

на те, що в системі продовжується подальше збільшення тиску пресування протягом усього часу спікання. Це означає, що в системі продовжується ущільнення складових композита на молекулярному рівні, змінюються також механізми перенесення маси та ще продовжується формування структури. Внаслідок активної взаємодії  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$  з основними компонентами шихти усадка при спіканні зразка 2 досягає граничного значення ( $da/dt \rightarrow 0$ ) на 250 с швидше за аналогічний параметр при спіканні зразка 1 (див. рис. 4.4, б і 4.5, б відповідно). Фізико-хімічні процеси, які відбуваються при цьому, мають різну природу і дуже складно виконати якісний їх аналіз на всьому етапі процесу спікання. В цих системах, які складаються з чотирьох, п'яти, шести і більше компонентів, утворюються сполучення із двох елементів, а також комбінації з трьох елементів, яких не було в подвійних системах. Тобто в структурі спечених НКАМ трапляються продукти взаємодії вихідних речовин: тверді розчини і сполуки, природа і склад яких залежить від хімічного складу, передісторії алмазів і складових матриці, перенесення маси і  $p - T - t$  умов спікання. Дослідження цих систем потребує дуже великого обсягу робіт з вивчення процесів дифузії і самодифузії, ефектів і явищ, що відбуваються, та їх впливу на формування структури і властивостей НКАМ.

Не зупиняючись на ролі цих досліджень, які проводяться експериментальним шляхом, слід відзначити, що технічні проблеми створення НКАМ зводяться лише до визначення основних факторів, які впливають на покращання структури і властивості готових виробів експериментальним шляхом. Важливим є і питання вартості виробництва. Тому дуже актуальним є розробка методу дослідження кінетики спікання композиційних матеріалів для опису процесів, що відбуваються при всій їх сукупності, який дозволяє визначити енергетичний стан, а також спрогнозувати властивості матеріалу на різних етапах.

#### **4.3.2. Фізичні основи і побудова математичної моделі**

Математична модель для опису процесів, які відбуваються при спіканні НКАМ на основі твердих сплавів методом гарячого пресування, ґрунтується на кінетичних рівняннях і фізичних положеннях:

Узагальнене кінетичне рівняння Йохансона – Мела – Аврамі – Єрофієва – Кол-  
огорова для опису процесів зародкоутворення нових фаз [200, 201]:

$$-\ln(1-\alpha) = K_{\alpha} t^r. \quad (4.33)$$

Параболічний закон Яндера для опису процесів дифузії [202 – 204]:

$$(1 - (1 - \alpha)^{1/3})^2 = AK_{\alpha}t. \quad (4.34)$$

Рівняння для випадку, коли швидкість процесу спікання визначає хімічна реак-  
ція [205]:

$$(1 - (1 - \alpha)^n) = K_{\alpha}t, \quad (4.35)$$

де  $\alpha = (L - L_0)/L$  – нормована усадка чи відносний параметр ущільнення (ступінь пе-  
ретворення);  $L$  і  $L_0$  – лінійні розміри зразка в початковий і змінний момент часу  $t$   
відповідно;  $K_{\alpha}$  – константа швидкості,  $\text{с}^{-1}$ ;  $r$  і  $n$  – показники степеню, які мають значення  
кінетичних параметрів;  $A$  – коефіцієнт, що визначає частку порошоків, які не  
прореагували.

Узагальнене кінетичне рівняння, запропоноване нами в роботах [163, 165 – 168,  
170, 171] для загального випадку, коли швидкість процесу спікання одночасно ви-  
значає дифузія і хімічна реакція:

$$\frac{d\alpha}{dt} = f(\alpha, p, T, t)K_{\alpha}(T, p), \quad (4.36)$$

де  $d\alpha/dt$  – швидкість усадки,  $\text{с}^{-1}$ ;  $p$  і  $T$  – змінні тиск пресування і температура спікан-  
ня, МПа і К відповідно;  $K_{\alpha}(T, p)$  – узагальнена константа швидкості, яка одночасно

залежить від температури і тиску, визначає швидкість хімічної реакції в системі, що спікається,  $s^{-1}$ ;  $f(\alpha, p, T, t)$  – модельна функція, яка описує процеси, що відбуваються при спіканні, і задовольняє умові фізичної залежності змінних.

Вирішення кінетичних рівнянь (4.33 – 4.36), які описують процеси, що відбуваються при спіканні НКМ, ґрунтується на фізичних положеннях.

Першим фізичним положенням моделі є те, що константа швидкості  $K_\alpha$  підкоряється закону Арреніуса:

$$K_\alpha = K_0 \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right), \quad (4.37)$$

де  $K_0$  – передекспоненційний множник (частотний фактор,  $s^{-1}$ ;  $E_a$  – позірна енергія активації процесу спікання, Дж/моль;  $R = 8,31$  Дж/(моль·К) – газова стала.

Другим положенням моделі є те, що модельна функція  $f(\alpha, p, T, t)$  може бути виражена співвідношенням:

$$f(\alpha, p, T, t) = \alpha^m (1 - \alpha)^n, \quad (4.38)$$

де  $m$  і  $n$  – показники степеня, які мають значення кінетичних параметрів процесу спікання:  $m$  визначає дифузійні процеси,  $n$  – зародкоутворення нових фаз в матеріалі, що спікається.

В порошковій металургії, так само, як у кінетиці спікання гомогенної фази, часто ідуть на спрощення, припускаючи кінетичний параметр  $m = 0$ , а інший параметр  $n$  визначають як порядок хімічної реакції чи навпаки. Це спрощення неадекватно і невірно описує гетерогенні процеси, оскільки в системі паралельно відбуваються дифузія і хімічна реакція поміж складовими матеріалу.

Проблема застосування рівнянь (4.33 – 4.38) залишається важливою, оскільки до теперішнього часу ще не запропоновані якісніші математичні моделі, які дозволяють виконати кінетичний аналіз процесів, що відбуваються при спіканні, і пояснити причини змінювання структури і властивостей алмазовмісного композита на основі твердосплавних матриць. З однієї сторони значення  $E_a$  визначає енергетичний бар'єр, який мають подолати атоми реакційної системи для утворення зародкоутворення нових фаз і хімічних реакцій, а з іншої сторони значення  $E_a$  визначає залежність швидкості процесу від температури  $T$ . В той же час виникає необхідність врахування впливу тиску на  $E_a$  і  $d\alpha/dt$ , а також механізм переносення маси і кінетичні константи при спіканні методом гарячого пресування.

Через це третім положенням моделювання є врахування тиску пресування на кінетику процесу, в зв'язку з цим в рівнянні (4.37) позірну енергію активації  $E_a$  виражаємо у вигляді:

$$E_a = E_0 - p\Delta V, \quad (4.39)$$

де  $E_0$  – величина енергетичного бар'єра, який мають подолати атоми системи, що спікається для реалізації дифузійних процесів і хімічних реакцій між складовими матеріалу, Дж/моль;  $p$  – змінний тиск, МПа;  $\Delta V$  – активаційний об'єм, м<sup>3</sup>/моль.

### 4.3.3. Кінетичний аналіз процесу спікання зразків

Кінетичний аналіз процесу спікання дослідних зразків зводиться до обчислення кінетичних констант  $K_\alpha(T, p)$ ,  $K_0$ ,  $E_0$ ,  $E_a$ ,  $\Delta V$ ,  $m$  і  $n$ , які строго задовольняють рівнянням (4.33 – 4.36), фізичним положенням (4.37 – 4.39) і експериментальним значенням швидкості усадки (див. табл. 2.7).

В рамках кінетичного рівняння Йохансона – Мела – Аврамі – Єрофієва – Колмогорова (4.33) на першій стадії процес спікання зразка 1 характеризується з наростом



таючою швидкістю зародкоутворення нових фаз (оскільки кінетичний параметр  $r = 1,06$ ) [205]:

$$-\ln(1 - \alpha) = 0,0005643 t^{1,06} \exp\left(-\frac{7592,03 - 0,00499p}{RT}\right), \quad (4.40)$$

де  $E_{G1} = 7592,03$  Дж/моль – позірна енергія активації процесу зародкоутворення нових фаз (тут і надалі індекси 1 і 2 належать до зразків 1 і 2 відповідно на кожній стадії процесу, яка розглядається, а символи  $G$ ,  $D$  і  $R$  в літерному позначенні  $E$  визначає значення енергії активації зародкоутворення нових фаз, дифузії і хімічних реакцій між складовими матеріалу відповідно);  $V_1 = 0,004996$  м<sup>3</sup>/моль активаційний об'єм;  $K_{0,1} = 0,0005643$  с<sup>-c</sup> – передекспоненційний множник;  $r = 1,06$  – кінетичний параметр, який характеризує процес зародкоутворення нових фаз;  $t$  – змінний час, с на цій же стадії спікання зразка 2 характеризується зі зменшувальною швидкістю зародкоутворення:

$$-\ln(1 - \alpha) = 0,0004834 t^{0,42} \exp\left(-\frac{14642,12 - 0,014052p}{RT}\right). \quad (4.41)$$

Тут  $E_{G2} = 14642,12$  Дж/моль вдвічі більша за  $E_{G1}$ . Це пов'язане з тим, що умови спікання ще не змінили повністю енергетичного стану порошоків  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$ .

В той самий час на першій стадії спікання починаються дифузійні процеси, кінетичні рівняння, отримані нами на основі параболічного закону Яндера (4.34) мають вигляд:

для зразків 1

$$\left(1 - (1 - \alpha)^{1/3}\right)^2 / t = 2,285 \cdot 10^{-5} \exp\left(-\frac{28501,66 - 0,01104p}{RT}\right), \quad (4.42)$$

для зразків 2

$$\left(1 - (1 - \alpha)^{1/3}\right)^2 / t = 1,0005 \cdot 10^{-8} \exp\left(-\frac{27120,65 - 0,027589p}{RT}\right). \quad (4.43)$$

В цих рівняннях  $E_{D1} = 28501,66$  Дж/моль і  $E_{D2} = 27120,65$  Дж/моль – значення позірної енергії активації дифузії при спіканні зразків 1 і 2 відповідно, вони приблизно вдвічі перевищують значення позірної енергії активації зародкоутворення нових фаз. Можна вважати, що на початковому етапі спікання процеси дифузії ускладнюються (не можуть ще здолати енергетичного бар'єра для реалізації цього процесу) через недостатнє ущільнення структурних складових матеріалу композита. Однак порівняння значень  $E_{D1}$  і  $E_{D2}$  в кінетичних рівняннях (4.42) і (4.43) показує, що введення додатків порошків  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$  до вихідної шихти позитивно впливає на формування структури композита навіть на початковій стадії спікання.

Якщо проаналізувати роль хімічних реакцій між складовими шихти, то отримані нами за допомогою рівняння (4.35) кінетичні моделі (4.44 – 4.45) для їх опису на першій стадії спікання зразків 1 неадекватні реальному процесу ( $F_{\text{разр}} < F_{\text{кр}}$ ):

$$\left(1 - (1 - \alpha)^{1/3}\right) / t = 0,0002628 \exp\left(-\frac{8121,54 - 0,004893p}{RT}\right); \quad (4.44)$$

$$\left(1 - (1 - \alpha)^{1/2}\right) / t = 0,000387 \exp\left(-\frac{7997,69 - 0,004804p}{RT}\right); \quad (4.45)$$

$$\alpha / t = 0,000735 \exp\left(-\frac{7636,01 - 0,00455p}{RT}\right), \quad (4.46)$$

тому можна вважати, що роль хімічних реакцій в даному разі не істотна.

В порівнянні зі зразком 1 на формування структури і властивостей зразків 2 при їх спіканні на першій стадії хімічні реакції між компонентами шихти вже починають

позитивно впливати. Найбільш статистично достовірними є їх тримірний характер (рівняння (4.47) в порівнянні із двомірним і одновірним характером (рівняння (4.48) і (4.49) відповідно)):

$$\left(1 - (1 - \alpha)^{1/3}\right)/t = 5,4975 \cdot 10^{-6} \exp\left(-\frac{7431,036 - 0,013168p}{RT}\right); \quad (4.47)$$

$$\left(1 - (1 - \alpha)^{1/2}\right)/t = 8,2428 \cdot 10^{-6} \exp\left(-\frac{7368,809 - 0,013092p}{RT}\right); \quad (4.48)$$

$$\alpha/t = 1,6465 \cdot 10^{-5} \exp\left(-\frac{7185,401 - 0,012867p}{RT}\right). \quad (4.49)$$

На другій (заключній) стадії спікання зразків 1 на основі стандартної шихти процес зародкоутворення нових фаз практично не відбувається (кінетичний параметр  $r = 0,08$ ). Його зростання тісно пов'язане з дифузією на усьому проміжку спікання і хімічними реакціями на заключному етапі процесу:

$$-\ln(1 - \alpha) = 0,5268 \cdot t^{0,08} \exp\left(-\frac{2600,76 - 8,55 \cdot 10^{-5} p}{RT}\right). \quad (4.50)$$

На цій же стадії спікання зразків 2, які вміщують у собі добавки порошків  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$ , процес характеризується зменшенням швидкості зародкоутворення нових фаз:

$$-\ln(1 - \alpha) = 0,08655794 t^{0,396} \exp\left(-\frac{1635,002 - 0,00164p}{RT}\right). \quad (4.51)$$

Аналіз кінетичних рівнянь (4.50) і (4.51) показує, що введення добавок порошків  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$  до вихідної шихти зменшує позірну енергію активації зародкоутво-

рення нових фаз від 2600,76 до 1635,00 Дж/моль і збільшує значення кінетичного параметра  $r$  від 0,08 до 0,396. Ці обставини дозволяють припустити, що на заключній стадії спікання зразків 2 на границях контакту алмаз – матриця утворився карбід складу  $(Cr, W)C_x$  (де  $x > 1$ ) (тобто утворилися досить міцні хімічні зв'язки алмазних зерен із матрицею), що має запобігти утворенню вільного вуглецю і покращити таким чином структуру композита, а також підвищити фізико-механічні властивості.

В результаті зміни структури композита внаслідок збільшення  $p - T$  умов позір-на енергія активації дифузії зменшилась більше ніж у 10 разів (від 28502,67 до 2113 Дж/моль, рівняння (4.42) і (4.52)), що пояснюється активністю дифузійних процесів на заключній стадії спікання зразків 1. Дифузійні процеси переважають на цій ста-дії:

$$\left(1 - (1 - \alpha)^{1/3}\right)^2 / t = 0,000254 \exp\left(-\frac{2113,06 - 0,00019p}{RT}\right). \quad (4.52)$$

Позірна енергія активації процесів дифузії при спіканні дослідних зразків 2 на заключному етапі вдвічі менша за аналогічний параметр при спіканні зразків 1, кі-нетичне рівняння для опису цього процесу має вигляд:

$$\left(1 - (1 - \alpha)^{1/3}\right)^2 / t = 0,00019445 \exp\left(-\frac{1085,581 - 0,00011p}{RT}\right) \quad (4.53)$$

і свідчить про те, що введення добавок порошоків  $CrB_2$  і  $W_2B_5$  до вихідної шихти ал-маз – твердий сплав ВК6 позитивно впливає на покращення структури і фізико-механічні властивості композита.

На заключному етапі спікання зразків 1 паралельно дифузійним процесам від-буваються хімічні реакції поміж складовими композита, кінетичні рівняння для опи-су цього процесу за всіма трьома можливими напрямками мають такий вигляд:

$$\left(1 - (1 - \alpha)^{1/3}\right)/t = 0,000254 \exp\left(-\frac{13507,46}{RT}\right); \quad (4.54)$$

$$\left(1 - (1 - \alpha)^{1/2}\right)/t = 0,0002914 \exp\left(-\frac{13674,98}{RT}\right); \quad (4.55)$$

$$\alpha/t = 0,002280 \exp\left(-\frac{14126,82}{RT}\right). \quad (4.56)$$

Аналіз цих рівнянь показує, що значення позірної енергії активації хімічних реакцій поміж складовими композита при спіканні зразків 1 на заключному етапі значно перевищує значення позірної енергії активації процесів дифузії ( $E_{R2} > E_{D2}$ ). Це означає, що атомам реакційної системи при спіканні зразків стандартного складу дуже важко здолати енергетичний бар'єр при реалізації хімічних реакцій між складовими елементами вихідної шихти ( $E_{R2} \approx 13507,64$  Дж/моль  $> RT$ ) [206]. Це дає можливість припустити, що на кінцевій стадії спікання зразків 1 позірна енергія активації хімічних реакцій між складовими композита має великі значення через утворення вільних вакансій внаслідок активної дифузії.

На протилежність зразкам 1 при спіканні зразків 2 на кінцевій стадії позірна енергія активації хімічних реакцій поміж складовими композита має значно менші значення, кінетичні рівняння для опису цього процесу за всіма трьома можливими напрямками мають такий вигляд:

$$\left(1 - (1 - \alpha)^{1/3}\right)/t = 0,00127116 \exp\left(-\frac{8040,67}{RT}\right); \quad (4.57)$$

$$\left(1 - (1 - \alpha)^{1/2}\right)/t = 0,001816 \exp\left(-\frac{8181,41}{RT}\right); \quad (4.58)$$

$$\alpha/t = 0,0031512 \exp\left(-\frac{8562,22}{RT}\right). \quad (4.59)$$

Аналіз цих рівнянь свідчить про те, що величини позірної енергії активації хімічних реакцій поміж вихідними речовинами композита його спіканні на заключному етапі за всіма трьома можливими напрямками має майже однакові значення  $E_{R2} \approx 8040,67$  Дж/моль. При цьому  $E_{R2} < RT$ . Це означає, що атоми реакційної системи, яка містить в собі добавки порошоків  $CrB_2$  і  $W_2B_5$ , легко здолали енергетичний бар'єр для того, щоб відбулися хімічні реакції при спіканні зразків 2. Порівняння значень кінетичних констант в рівняннях (4.54 – 4.55) і (4.57 – 4.59) дозволяє констатувати, що хімічні реакції поміж складовими композита, включаючи і алмазні зерна, істотно впливають на швидкість цього процесу і за правильного визначення хімічного складу і  $p - T - t$  умов спікання значно покращують структуру і фізико-механічні властивості композита (дослідні зразки 2), оскільки вони відіграють найважливішу роль при утворенні міцних хімічних зв'язків на границях контакту алмаз – матриця. Остатня обставина має дуже важливе значення для створення НКАМ і бурових інструментів на їх основі нового покоління, з широким спектром властивостей, а також для розширення зон їх застосування.

Таким чином, отримані за допомогою запропонованих кінетичних рівнянь (4.40 - 4.59) результати свідчать про те, що позірна енергія активації процесів дифузії, зародкоутворення нових фаз, хімічних реакцій між складовими шихти та інші кінетичні константи дозволяють визначити енергетичний стан композита, що спікається, та передбачити його структуру і властивості. Важливим тут є те, що такий підхід дозволяє запобігти великій кількості експериментів і отримати інформацію про фізичний стан НКАМ в процесі їх спікання. Однак відзначимо, що цей підхід описує процеси спікання НКАМ лише по одному з можливих механізмів: дифузії і хімічних реакцій, що обмежує виявлення причини змінювання структури і властивостей. Проблеми зв'язку енергії активації і кінетичних констант із структурою і властивостями НКАМ залишаються ще відкритими. Для більш ґрунтовного вивчення процесів, що відбуваються при спіканні, та їх впливу на формування структури і фізико-механічних властивостей НКАМ, а також з метою спроби виявлення феномену покращання структури, виконаємо детальний аналіз процесів за допомогою розробле-

ної нами кінетичної моделі (4.36 – 4.39) для загального випадку, коли швидкість процесу спікання одночасно визначає дифузія і хімічна реакція [163, 165 – 171].

Остаточні кінетичні рівняння, які виражають зв'язок поміж фізичними величинами, що вивчаються, і швидкістю процесу спікання методом гарячого пресування дослідних зразків на заключному етапі мають вигляд:

для зразків алмаз – твердий сплав ВК6 (зразки 1)

$$\frac{d\alpha}{dt} = 0,0596\alpha^{0,59}(1-\alpha)^{3,51} \exp\left(-\frac{7420,43 - 0,001105p}{RT}\right); \quad (4.60)$$

для зразків алмаз – (твердий сплав ВК6 – CrB<sub>2</sub> – W<sub>2</sub>B<sub>5</sub> (зразки 2)

$$\frac{d\alpha}{dt} = \alpha^{1,3678}(1-\alpha)^{11,5902} \exp\left(-\frac{30815,3734 - 0,000134p}{RT}\right), \quad (4.61)$$

де параметри співвідношення  $\alpha^m(1-\alpha)^n$  визначають дифузійні і хімічні процеси, які паралельно відбуваються при спіканні.

Аналіз рівняння (4.60) показує, що при спіканні зразків 1 на основі вихідної шихти алмаз – твердий сплав ВК6 на заключному етапі має місце дифузія (кінетичний параметр  $m = 0,59$ ) з відносно низьким значенням порядку хімічної реакції (кінетичний параметр  $n = 3,51$ ). В той час, як при спіканні зразків 2, які вміщують у вихідній шихті добавки порошоків CrB<sub>2</sub> і W<sub>2</sub>B<sub>5</sub>, на цій стадії кінетичний параметр  $m = 1,37$  вказує на об'ємні дифузійні процеси, зміну механізму перенесення маси (перегрупування частинок складових композита на молекулярному рівні) із значним збільшенням порядку хімічної реакції (кінетичний параметр  $n = 11,59$ ). При цьому значення активаційного об'єму  $\Delta V_2 = 0,000134$  м<sup>3</sup>/моль по відношенню до аналогічного параметра зразків 1  $\Delta V_1 = 0,001105$  м<sup>3</sup>/моль свідчить про активацію процесу його

спікання і про краще ущільнення структурних складових композита. Значення енергії активації процесу спікання цього зразка  $E_2 = 30815,37$  Дж/моль по відношенню до значення енергії активації процесу спікання стандартного зразка 1  $E_1 = 7420,43$  Дж/моль констатує, що у даний момент часу на границях контакту алмаз – матриця утворилися досить міцні хімічні зв'язки (утворення складного карбїду в системі WC – Cr – Co) і нова фаза в матриці вдалині від алмаза (твердий розчин хрому в кобальті), на що і знадобилося реакційній системі, яка вміщує у вихідній шихті добавки порошоків CrB<sub>2</sub> і W<sub>2</sub>B<sub>5</sub>, допоміжна енергія. Характерною рисою цих рівнянь також є і те, що незначна зміна енергії активації процесу спікання зумовлює істотну зміну кінетичних констант і параметрів.

Для кожної моделі наводимо значення коефіцієнтів кореляції, фактичного і критичного значень критеріїв Фішера за рівне значущості  $\alpha = 0,05$ . Незначний розкид дослідних і модельних розрахунків має випадковий характер (для всіх зображених моделей  $F_{роз.} > F_{кр}$ ) через це дані моделі можуть бути використані для моделювання фізико-хімічних процесів, які відбуваються при спіканні НКМ на основі твердо-сплавних матриць для бурових інструментів. Крім того, ці дані узгоджуються з даними [207, 208]. Результати статистичної перевірки наведені в табл. 4.1.

Таблиця 4.1

Статистична перевірка кінетичних рівнянь

Рівняння (модель)	Степінь вільності		Множинний коэф. кореля- ції, $r$	Розрахунко- ве значення критерію Фішера, $F_{роз}$	Критичне значення критерію Фішера, $F_{кр}$
	$k_1$	$k_2$			
Зразок 1					
6.40	3	6	0,7284	5,3825	4,7571
6.42	2	7	0,7254	5,2913	4,7374
6.44	2	7	0,1945	0,8452	4,7374
6.45	2	7	0,1910	0,8264	4,7374
6.46	2	7	0,1807	0,7718	4,7374



Рівняння (модель)	Степінь вільності		Множинний коэф. кореля- ції, $r$	Розрахунко- ве значення критерію Фішера, $F_{роз}$	Критичне значення критерію Фішера, $F_{кр}$
6.50	2	30	0,9495	188,072	3,3158
6.52	2	31	0,9047	147,067	3,3048
6.54	1	32	0,7422	91,6437	4,1491
6.55	1	32	0,7391	90,6362	4,1491
6.56	1	32	0,7333	87,9686	4,1991
6.60	4	39	0,6460	17,7909	2,6123
Зразок 2					
6.41	1	6	0,8934	16,7575	4,7571
6.43	2	7	0,8370	17,9789	4,7374
6.47	2	7	0,7813	12,5060	4,7374
6.48	2	7	0,7795	12,3707	4,7374
6.49	2	7	0,7739	11,9770	4,7374
6.51	2	16	0,9183	89,9594	3,6337
6.53	2	16	0,8431	43,0018	3,6337
6.57	1	17	0,4187	12,2445	4,4513
6.58	1	17	0,4126	11,9429	4,4513
6.59	1	17	0,3969	11,1890	4,4513
6.61	4	6	0,9284	19,4403	4,5337

Аналізуючи отримані результати, робимо висновок: процеси дифузії і хімічні реакції, які відбуваються при спіканні, відіграють найважливішу роль в покращанні структури і фізико-механічних властивостей НКAM. Енергія активації процесу спікання і запропоновані кінетичні параметри в моделях можуть служити мірками якості готових виробів і оптимізації технологічних режимів спікання. Фундаментальне дослідження зв'язку енергії активації дифузії, зародкоутворення нових фаз, хімічних реакцій поміж складовими шихти зі структурою і властивостями НКAM в поєднанні з методами рентгеноспектрального аналізу (РЕМ і ПЕМ) є ключем створення алмазовмісних композитів нового покоління з широким спектром властивостей. Однак дослідження структури і фізико-механічних властивостей НКAM мають бути всеохоплюючими – від перевірки вірогідності результатів до ретельного вивчення ви-

падків, які навіть з загальної точки зору визнаються цілком дійсними. Всі дані слід кваліфіковано перевіряти, не звертаючи уваги на величезний обсяг робіт і труднощі виконання. Існує навіть природна тенденція концентрувати увагу на фактах, які є цікавими і мають прикладне значення. Ми переходимо до рентгеноспектральних досліджень особливого стану матриці навколо алмаза і матриці вдалині від алмаза з метою встановлення правдивості запропонованої вище кінетичної моделі для опису фізико-хімічних процесів, які паралельно відбуваються при спіканні НКМ для бурових інструментів, та перевірки результатів, отриманих за її допомогою.

#### **4.4. Структурні дослідження композитів системи алмаз – твердий сплав ВК6**

В цьому параграфі досліджено особливості формування структури і властивостей композитів складу алмаз – твердий сплав ВК6 (зразки 1) і алмаз – твердий сплав ВК6 з добавками  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$  (зразки 2), які виготовлено методом гарячого пресування.

Як об'єкти, що досліджуються, взято бурові вставки однакових розмірів (діаметром 10 мм, висотою 10 мм і товщиною алмазного шару 3 мм), як і в попередньому параграфі. Дані про приготування шихти на основі вихідних речовин,  $p - T - t$  умови спікання і методологію структурних досліджень наведено в п.п. 2.4 і 4.3.1.

##### **4.4.1. Загальна характеристика дослідних зразків**

На рис. 4.6 наведено мікроструктурні зображення зони контакту алмаз – матриця дослідних зразків 1 (рис. 4.6, а, б, в) і 2 (рис. 4.6, г, д, е) [159 – 162].

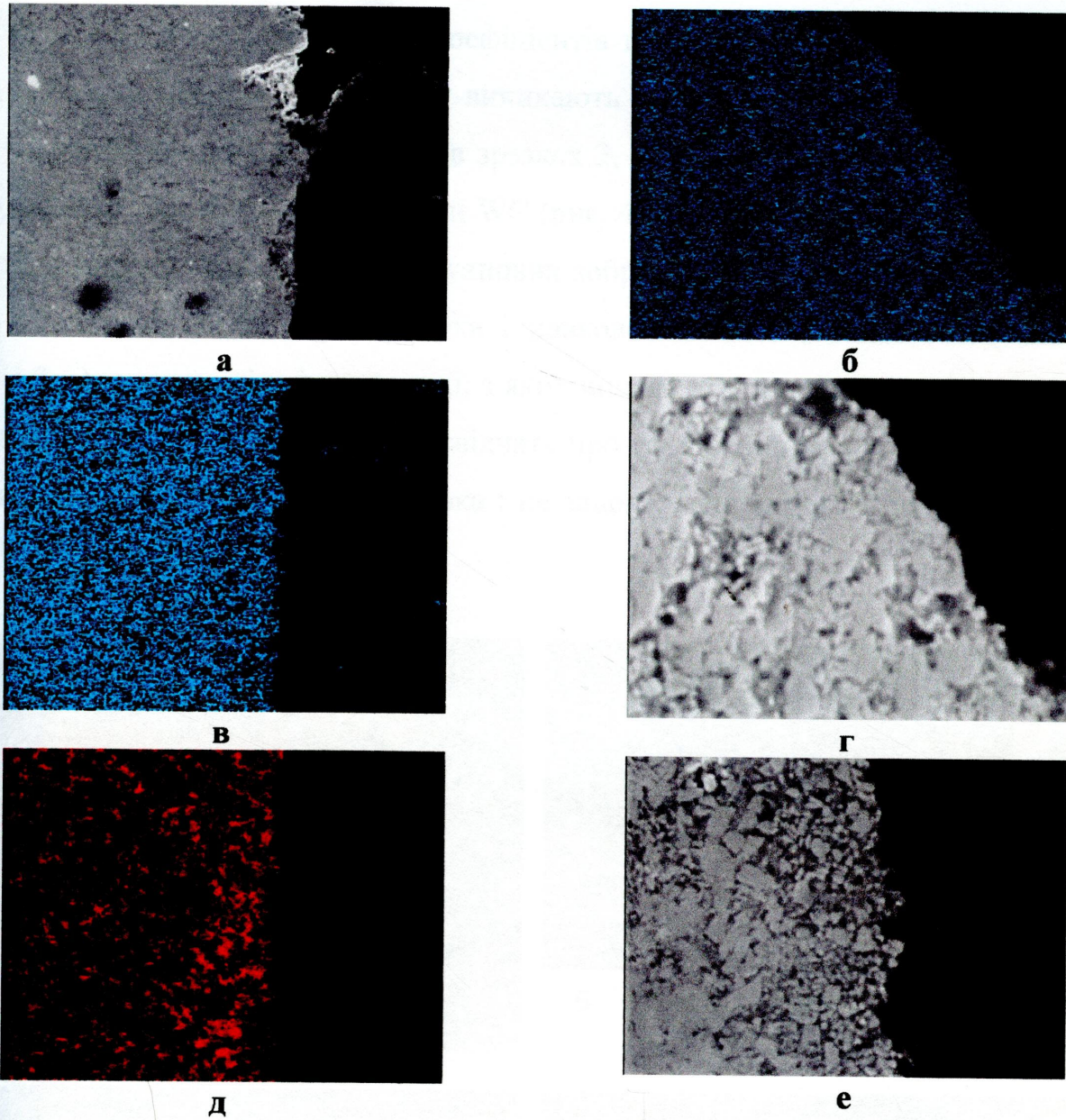


Рис. 4.6. Мікроструктура зони контакту алмаз – матриця дослідних зразків 1 (а) і 2 (г) у відбитих електронах, а також в характеристичному рентгенівському випромінюванні вольфраму (б – зразок 1, д – зразок 2) і кобальту (в – зразок 1) і розмірів зерен WC (е – зразок 2).

Їх аналіз показує, що мікроструктура зразків істотно відрізняється. Так, в зоні матриці навколо алмаза у зразку 1 спостерігаються мікротріщини і сколювання (рис. 4.6, а), а в зразку 2, який містить у вихідній шихті добавки порошків  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$ , в цій зоні мікротріщини і сколювання відсутні. Це пов'язане з тим, що в структурі матриці навколо алмаза нерівномірно розподіляється зв'язуюча фаза (Co) (рис. 4.6, в). Остання обставина сприяє рекристалізації зерен WC під час охолодження композита 1 після спікання з утворенням контактної поверхні WC –

WC. Крім того, внаслідок різниці коефіцієнтів термічного розширення (КТР) алмаза, кобальту і карбіду вольфраму виникають мікротріщини і сколювання матриці навколо алмазу. В той час, як в зразках 2, що містять в собі добавки  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$ , трапляється подрібнення зерен WC (рис. 4.6, д, е), що і забезпечує щільний контакт алмаз – матриця. З аналізу типових зображень на РЕМ злому цих зразків (рис. 4.7) видно, що в матриці зразка 1 навколо частинок алмазів є порожнини (рис. 4.7, а), а також ділянки матриці, з яких випали кристали алмаза, і тріщини в матриці (рис. 4.7, б). Ці обставини свідчать про те, що міцність контакту алмаз – матриця в стандартних зразках низька і не задовольняє вимогам до НКМ [164, 173, 174].

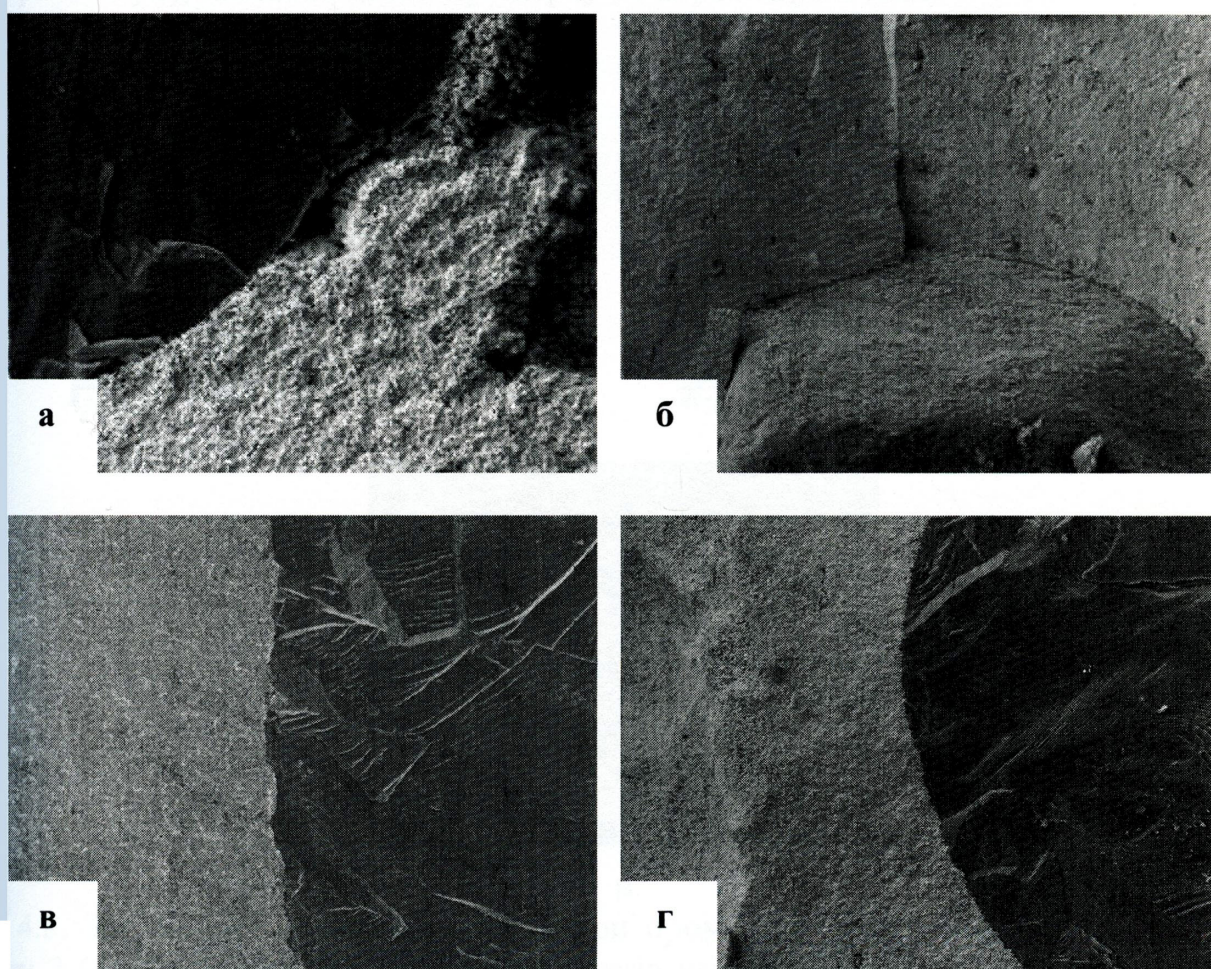


Рис. 4.7. Типова мікроструктура злому зразків 1 – а,  $\times 500$ ; б,  $\times 111$  і 2 – в,  $\times 270$ ; г,  $\times 217$ .

На протилежність зразкам 1 в зразках 2 зони матриці навкруги частинок алмазів не містять порожнин і тріщин, а руйнування проходить за обсягом частинок

алмазів, тобто внаслідок їх сколювання (рис. 4.7, в, г). Характерною рисою цих зразків є те, що вони мають дуже виражену рельєфну ступінчасту поверхню руйнування матриці навколо алмаза, а частинки алмаза зруйновані сколюванням. При дослідженні злому зразків 1 і 2 на РЕМ отримано такі результати. Для обох типів зразків розміри частинок алмаза знаходяться в діапазоні 400 – 700 мкм. Частинки мають округлу форму, яка наближається до гладенької поверхні огранювання, тобто на них практично відсутній вихідний мікрорельєф. В об'ємі зразків частинки алмаза розміщені неоднорідно.

В місцях контакту алмаз – матриця завжди є перехідний шар (прошарок), який істотно відрізняється від матриці морфологією зернистої структури (рис. 4.8, а, б і рис. 4.9, в), товщина цього прошарку не перевищує 3 мкм.

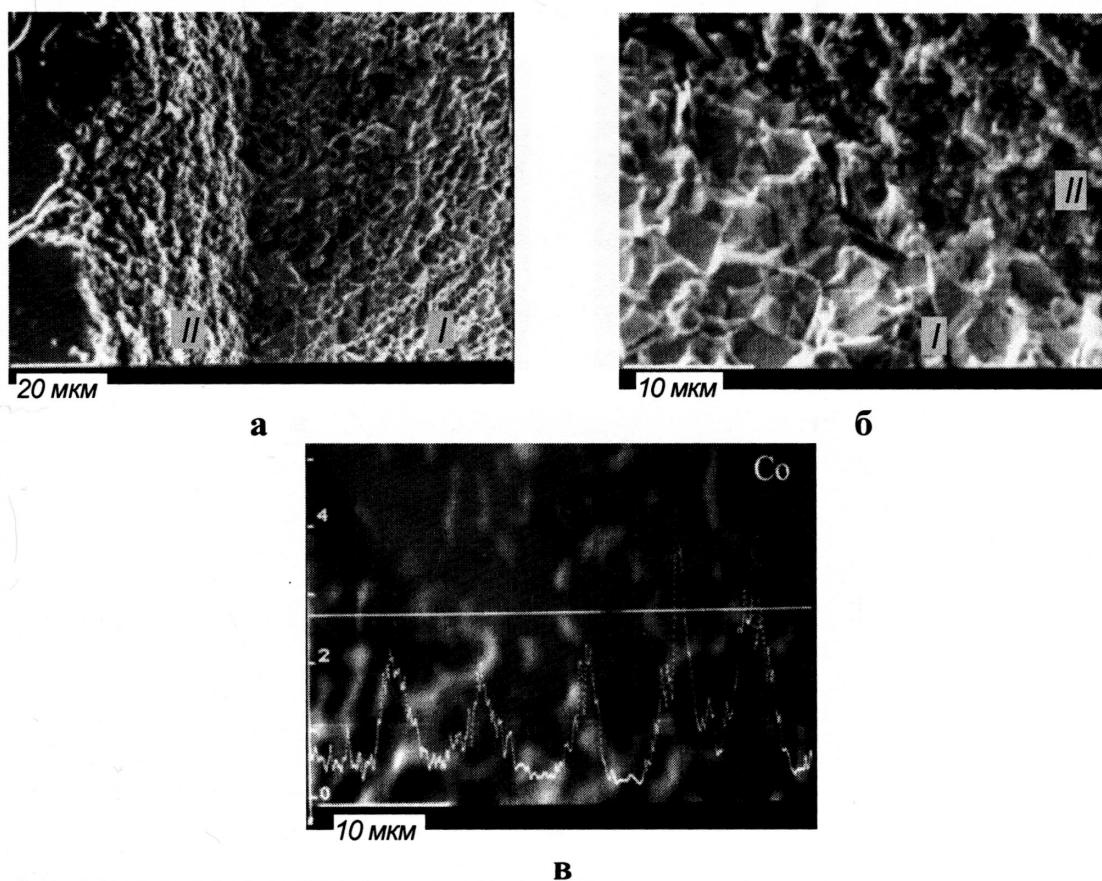


Рис. 4.8. Загальний вигляд мікроструктури проміжного шару алмаз – матриця в зразку 2 (а), фрагмент зображення продуктів взаємодії в матриці (б) і розподілу Co за перерізом цього фрагмента (в): I – матриця; II – продукти взаємодії алмаз – матриця.

Практично для всіх випадків, коли спостерігається відривання алмазів від матриці (випадання), а також в місцях несучільності (каверн, порожнин і пор) на по-

верхні контакту алмаз – матриця спостерігається занижений вміст Co (див. рис. 4.9, г). При реалізації відколювання алмаза, тобто коли границя контакту є міцною, вміст Co в цій зоні є близьким чи завищеним по відношенню з характерним для матриці вдалині від зони контакту алмаз – матриця (див. рис. 4.8, а, б і 4.9, а, б).

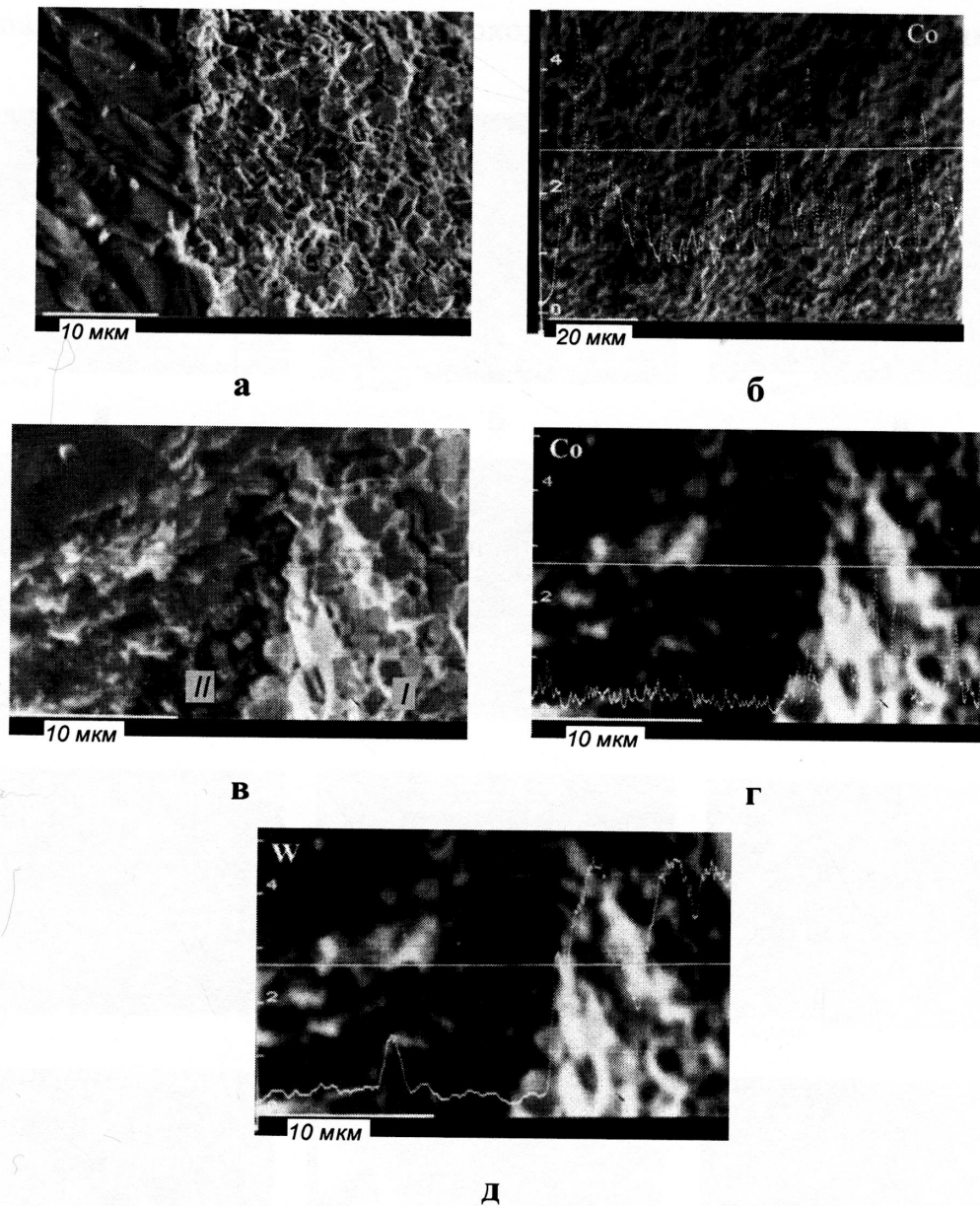


Рис. 4.9. Мікроструктурні зображення ділянки сколювання алмаза і матриці в зразку 2 (а) і поверхні розшарування зони алмаз – матриця в зразку (1) в РЕМ, а також розподілення Co біля алмаза в зразку 2 (б) і продуктів взаємодії спряження алмаз – матриця і матриці в зразку 1 (г, д): I – матриця; II – прошарок продуктів взаємодії алмаз – матриця.

Виявлено, що структурні особливості проміжного прошарку залежать від хімічного складу композита. Руйнування по поверхні контакту алмаз – матриця

(тобто відривання частинок алмаза від матриці) в обох типах зразків проходить практично тоді, коли вміст хімічних елементів на цій поверхні відрізняється від їх вмісту в матриці.

За морфологічними особливостями структури прошарку, який утворився внаслідок взаємодії компонентів при спіканні композита, можна виділити найтипівіші три випадки (рис. 4.10, в, е), коли проходить відривання частинок алмаза

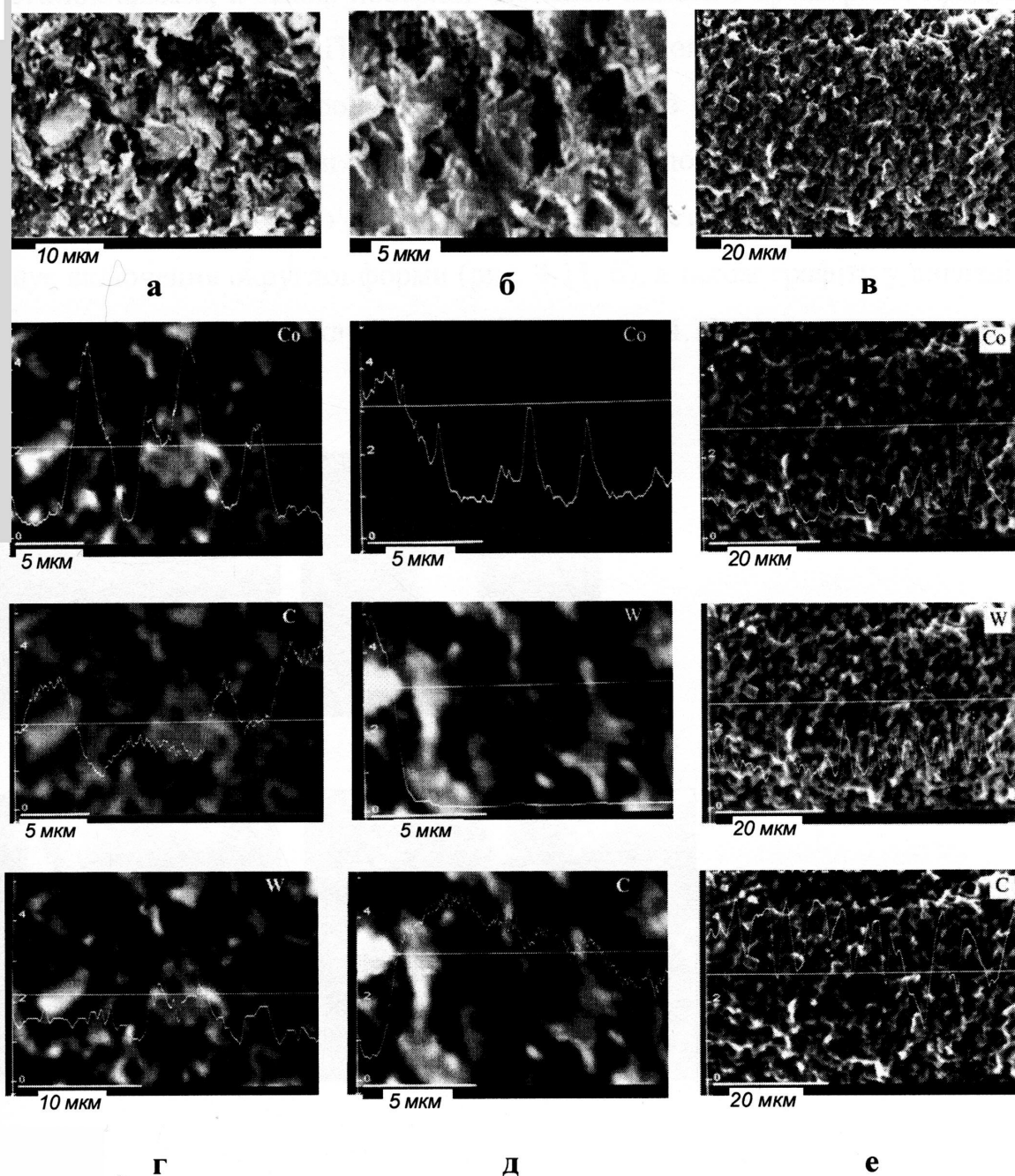
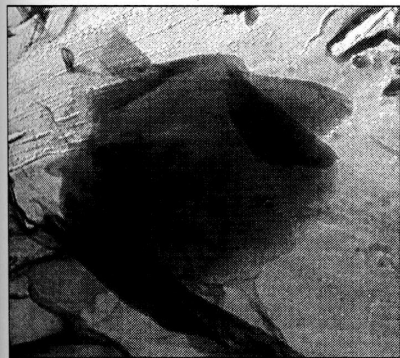


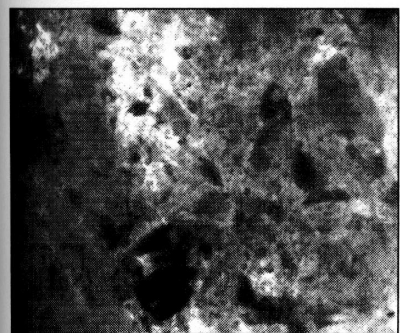
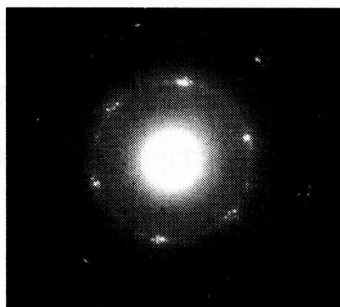
Рис. 4.10. Типові зображення ділянок продуктів взаємодії алмаз – матриця (а – в) (РЕМ) і розподіл елементів за перерізом цих ділянок (г – е).

вуглецю і особливий стан прошарку, який проявляється в присутності добре вираженої направленості мікроструктури з однієї сторони, і близьким чи практично таким чином, що збігається, розміщенням найінтенсивніших піків кобальту, вольфраму і вуглецю на їх спектрах рентгенівського випромінювання, з другої сторони.

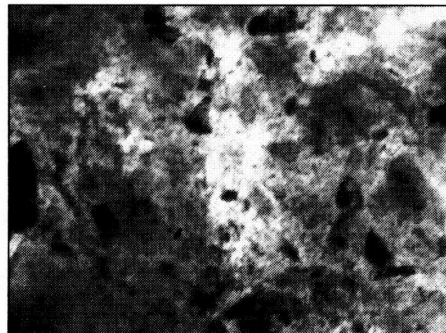
Структурно-фазовий стан останнього типу є найхарактернішим для ямок відриву частинок алмаза, а також поверхні частинок алмаза з прошарком продуктів взаємодії. Дослідженнями на ПЕМ відколених частинок алмазів встановлено, що вуглець, який утворився в продуктах взаємодії алмаз – матриця, знаходиться в трьох формах: у вигляді тонких пластинок дуже розупорядкованого графіту (рис. 4.11, а) і прошарків з особливо спрямованою мікропластинчастою субструктурою, яка вміщує включення округлої форми (рис. 4.11, б), а також графіту у вигляді бахроми, який осідає на зернах карбиду вольфраму (рис. 4.11, в).



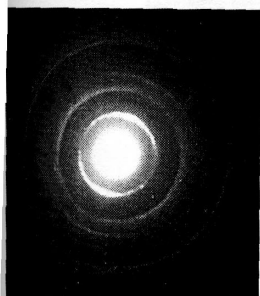
а



б







в

Рис. 4.11. Мікроструктурні зображення неалмазного вуглецю (ПЕМ), який утворився в продуктах взаємодії алмаз – матриця: частинка вуглецю і мікроелектрограма від неї; б – світлопольні і темнопольні зображення вуглецю в 0,02 г; в – багатофазні осадки вуглецю на поверхні зерен карбіду вольфраму і мікроелектронограма від неї.

Відзначимо, що мікродифракційні дослідження показали, що ці включення вуглецю (графіту) округлої форми не є базовими складовими матриці (кобальту і карбіду вольфраму), а вони утворилися в результаті взаємодії компонентів шихти під час спікання композита стандартного хімічного складу. Руйнування матриці в дослідних зразках 1 і 2 проходить тільки по міжфазних границях WC – Co, надто рідко реалізується сколювання зерен WC.

#### 4.4.2. Відмінності в мікроструктурі, механізмах руйнування і властивостей дослідних зразків

В стандартних зразках 1 на ділянках матриці навколо алмаза присутні мікротріщини, відколювання, порожнини і випадіння алмазів (див. рис. 4.6, а, рис. 4.6, а, рис. 4.7, а, б), а в зразку 2 на цих ділянках мікротріщини, відколювання, порожнини та випадіння алмазів відсутні, і руйнування зразків проходить тільки по тілу алмазів (див. рис. 4.6, б і рис. 4.7, в, г). Мікроструктура макрозлому дослідних зразків також істотно відрізняється (рис. 4.12, а, б, в). В цілому найбільша щільність макроприступок руйнування в матриці, які починаються біля границі контакту алмаз – матриця, і

біля частинок алмаза, зруйнованих відколюванням, трапляється для зразків 2 (див. рис. 4.12, а, б), а найменша – для зразків 1 (див. рис. 4.12, в).

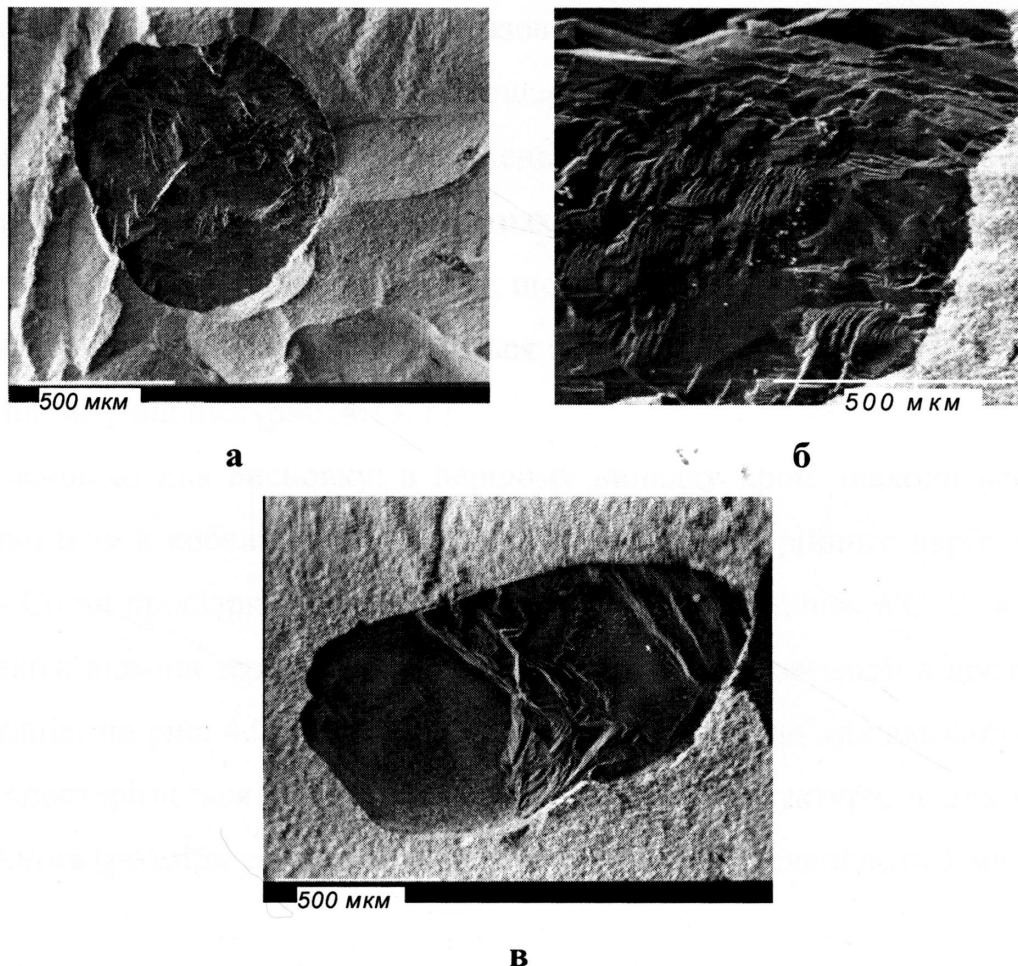


Рис. 4.12. Зображення на РЕМ типових мікроструктур відколювання частинок алмаза і макрорельєфу руйнування матриці навколо алмаза: зразок 2 (а – загальний вигляд і б – збільшений фрагмент сколювання алмаза); зразок 1 (в).

Діапазон розмірів зерен карбиду вольфраму в зразках істотно відрізняється. Для зразків 1, виготовлених із стандартної шихти алмаз – твердий сплав ВК6, розміри зерен WC дорівнюють 3 – 6 мкм, а для зразків 2, які вміщують у вихідній шихті добавки  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$  – не перевищують 1 – 3 мкм. Мікрорельєф відколювання частинок алмаза в дослідних зразках теж відрізняється. В зразках 1 відколювання звичайно проходить від одиничного джерела напружень, а в зразках 2 ці джерела формуються за всією поверхнею алмаза внаслідок різнобічного її стискування матрицею.

Для зразків 1, як на поверхні ямок відривання алмаза від матриці, так і на поверхні алмаза, на якій є прошарки продуктів взаємодії алмаз – матриця, переважно

спостерігається виділення вуглецю, зокрема для випадків, коли має місце виділення у вигляді окремих частинок чи їх скупчування (див. рис. 4.10, а, б). У разі відривання алмаза від матриці в зразках 1 на поверхні ямок і алмазів можуть виявлятися всі три, відзначені вище типи структурно-фазового стану продуктів взаємодії. В зразках 2 виявлено хром як в матриці, так і в прошарку взаємодії алмаз – матриця. Враховуючи чутливість приладу для цих досліджень, можна говорити про присутність бору тільки у вигляді слідів, оскільки на спектрах його не виявлено. Особливість розподілення вуглецю в матриці полягає в тому, що на спектрах інтенсивності рентгенівського випромінювання його піки збігаються з піками хрому чи розміщуються безпосередньо поблизу від них (рис. 4.13, г).

Це є основою для висновку: в першому випадку хром знаходиться у вигляді твердого розчину в кобальті, а в другому – у вигляді потрійного карбіду в системі WC – Cr – Co чи прошарків карбіду хрому, які осіли на зернах WC. Важливим фактором є також відміна зернистої структури в продуктах взаємодії в дослідних зразках двох типів: на рис. 4.9, в і 4.10 для зразків 1 видно, що для вказаних продуктів взаємодії спостерігається переважно крупнозерниста структура, а для зразків 2 – дрібнозерниста (розміри елементів мікроструктури не перевищують 1 мкм (див. рис. 4.13, б).

Дослідження мікротвердості показали, що твердість ділянки матриці біля алмаза зразків 2 значно перевищує аналогічне значення для зразків 1. Так, мікротвердість матриці в зразках 2 на відстані 50 мкм від границі контакту алмаз – матриця має значення 29,1 ГПа, а на відстані 10 мкм від цієї границі – 23,8 ГПа. Мікротвердість матриці в зразках 1 в цих ділянках мала значення 21,5 і 13,0 ГПа відповідно. З точки зору класичної теорії зношування, підвищення мікротвердості прошарку матриці біля алмаза від 13,0 до 23,8 ГПа є безпосередньою перевагою зразків, які вміщують у вихідній шихті добавки порошоків  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$  по відношенню до стандартних зразків 1 (алмаз – твердий сплав ВК6).

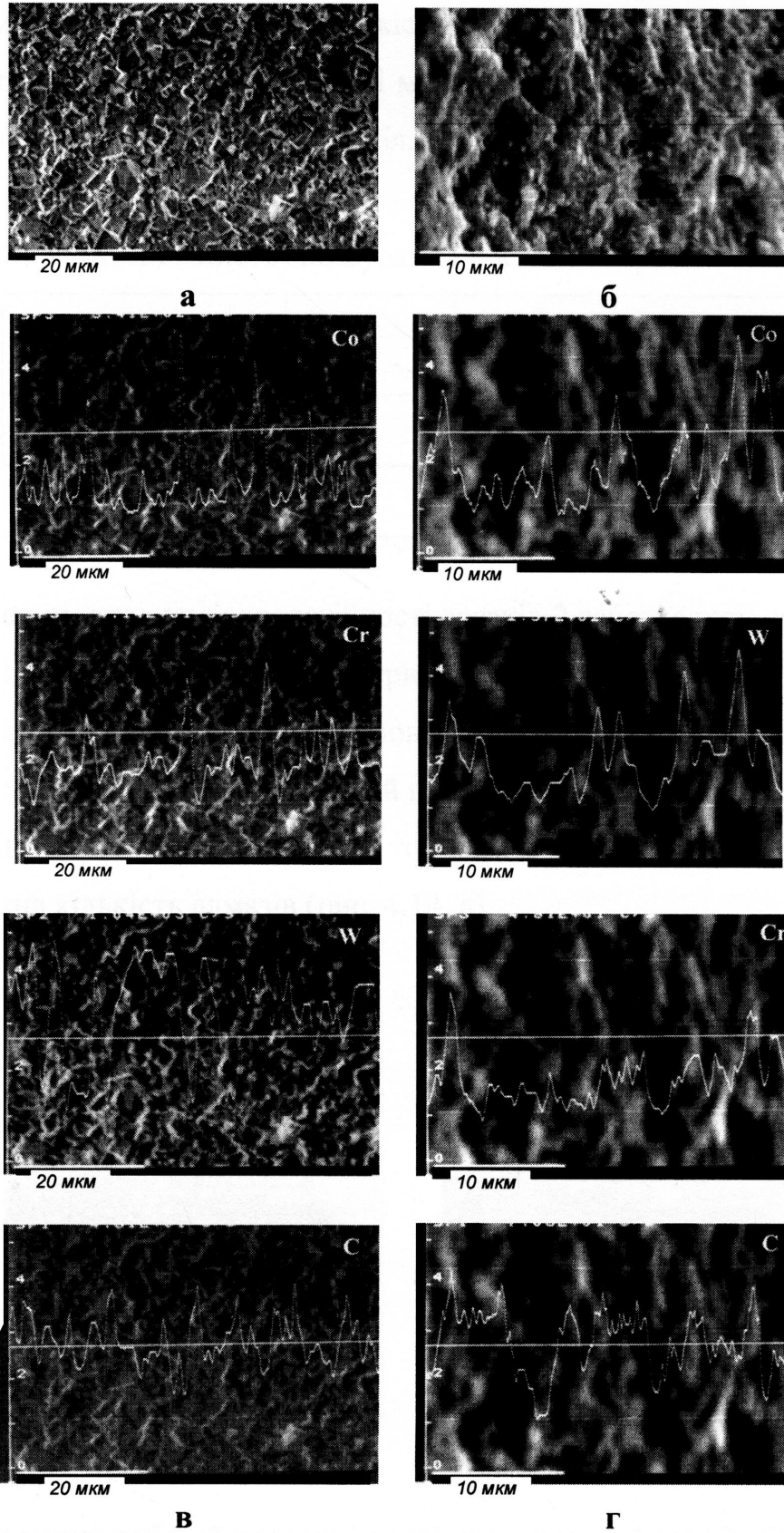


Рис. 4.13. Мікроструктура фрагментів матриці (а) і продуктів взаємодії алмаз – матриця (б) в зразку 2 (РЕМ) і розподілення елементів за перерізом ділянок (в, г).

Результати досліджень на зносостійкість показали, що інтенсивність зношування зразків другого типу (зразки 2) вдвічі менша від аналогічного параметра зразків 1. Результати випробувань наведено в табл. 4.2.

Таблиця 4.2

## Інтенсивність зношування дослідних зразків

Зразки	Склад композита	Інтенсивність зношування	
		лінійна, $10^{-6}$ г/м	об'ємна, $10^{-3}$ г/м <sup>3</sup>
1	алмаз – (WC – Co)	1752	14,1
2	Алмаз – ((WC – Co) + CrB <sub>2</sub> + W <sub>2</sub> B <sub>5</sub> )	767	10,8

Таке істотне підвищення зносостійкості зразків 2 забезпечується за рахунок надійного утримання кристалів алмаза матрицею композита проти їх випадіння. Так, після випробувань на зносостійкість в умовах високих динамічних навантажень, контактних температур і вібрацій на робочій поверхні зразка 2 випали з матриці тільки одиничні алмазні зерна (рис. 4.14, б), в той самий час з робочої поверхні зразка 1 випала переважна кількість алмазів (рис. 4.14, а).

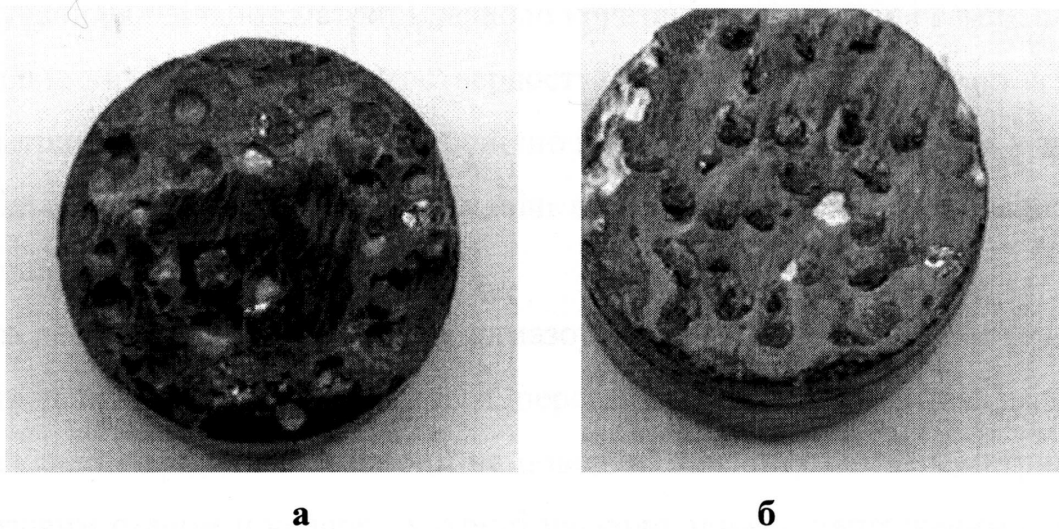


Рис. 4.14. Зображення робочої поверхні дослідних зразків 1 (а) і 2 (б) після їх випро-

#### 4.4.3. Обговорення результатів досліджень

На основі виконаних досліджень структурного стану і отриманих вище результатів впливає, що для зразків 1, які виготовлено на основі шихти стандартного складу, є ряд характерних відмін по відношенню до зразків 2, які вміщують у вихідній шихті добавки порошків  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$ .

Найважливіші з них такі:

- більш низька ступінь алмазоутримання, тобто відносна міцність границі контакту алмаз – матриця;
- присутність неалмазного вуглецю в продуктах взаємодії алмаз – матриця, за прошарком яких практично завжди відбувається руйнування, тобто відрив кристалів алмаза від матриці;
- діапазон розмірів WC в матриці значно більший;
- висока щільність розривів, тобто локальних порушень суцільності на поверхні спряження алмаз – матриця;
- відсутність або більш низький рівень стискуючих напружень зі сторони матриці на поверхні контакту алмаз – матриця, на що вказує мікрорельєф руйнування як ділянок матриці навколо кристалів алмаза, так і самих алмазів;
- більш низькі значення мікротвердості матриці біля границі контакту алмаз – матриця і вдалині від неї (відповідно в 1,7 і 2,4 разів менше, ніж у зразку 2);
- більш низька зносостійкість (удвічі вища інтенсивність зношування по відношенню до зразка 2).

З наведених даних впливає, що алмазоутримання в композиційних матеріалах алмаз – твердий сплав ВК визначається, переважно, трьома взаємопов'язаними факторами: складом продуктів взаємодії на поверхні контакту алмаз – матриця; структурно-фазовим станом прошарку матриці навколо алмаза; напруженим станом контакту алмаз – матриця. Зупинимося на детальнішому дослідженні цих факторів та їх впливі на структуру і властивості дослідних зразків НКМ.

Аналізуючи експериментальні дані бачимо, що в ямках відривання і на поверхні алмазів, які відірвалися від матриці, що характерно для зразків 1 з низкою алмазоут-

римуючою здатністю, переважно, спостерігається підвищений вміст вуглецю, зокрема, у вільному стані у вигляді пластівців або нанодисперсних виділень (див. рис. 4.10 і 4.11). Утворення такого вуглецю в продуктах взаємодії алмаз – матриця можливе внаслідок хімічної реакції в системі  $WC - (\gamma) - C$  (де  $\gamma$  – твердий розчин вольфраму і вуглецю в кобальті) на ділянках, насичених вуглецем. Відомо [184, 207, 208], що в цьому разі можливе утворення потрійної евтектики складу ( $\gamma + WC + \text{графіт}$ ). Більш висока здатність до алмазоутримання в зразках 2 визначається відсутністю або зовсім незначною кількістю графіту в продуктах взаємодії алмаз – матриця. Ця обставина пояснюється дією домішок хрому і бору, які є складовими  $CrB_2$  і  $W_2B_5$ . Внаслідок цієї взаємодії можуть утворитися карбіди елементів, зокрема карбідів складу  $(Cr, W)_x C_y$  (де  $x, y > 1$ ), які запобігають утворенню сегрегацій вільного вуглецю. Ці домішки навіть в малій кількості по відношенню до основних складових матеріалу впливають на проходження евтектичних реакцій. Так, за даними роботи [207] хром і його карбід мають значення розчинності вдвічі більші ніж розчинність вольфраму і його карбиду. В роботі [209] показано, що добавка 1 % карбиду ванадію (ванадій і його карбід згідно з роботою [207] відрізняються високою розчинністю) є ефективним інгібітором росту зерен  $WC$ .

В роботі [210] відзначається, що при осіданні прошарків карбиду бору на твердосплавній підкладці в продуктах міжфазної взаємодії відсутній неалмазний вуглець, а в [184] вказується на те, що добавки карбідів металів з широким спектром гомогенності до вуглецю можуть протидіяти утворенню вільного вуглецю при спіканні твердих сплавів.

Нами встановлено, що для зразків 1 прошарок матриці навколо контакту алмаз – матриця збіднений на кобальт. Оскільки здатність до алмазоутримання композита на основі твердосплавної матриці згідно з роботою [179] забезпечується, переважно, напруженнями розтягу в матриці, які виникають за рахунок присутності кобальту, то це є причиною негативного впливу його на міцність контакту алмаз – матриця. Занижений вміст кобальту в прошарковій зоні матриці навколо алмаза може сприяти як зміні напруженого стану матриці у цій зоні, так і порушенню суцільності контакту алмаз – матриця. Відомо [179, 180, 184, 207, 208], що КТР твердого сплаву під-

вищується за рахунок вмісту кобальту і через це відбувається зростання залишкових напружень розтягу і в'язкості руйнування твердого сплаву. Можливо, це відбувається безпосередньо в процесі спікання композита. При локальному порушенні суцільності в процесі спікання створюються умови для зворотного фазового перетворення алмаз  $\rightarrow$  графіт, що сприяє виникненню напруження і тріщин в зразках на стадії охолодження.

Що стосується природи підвищеного алмазоутримання здатності зразків 2 відносно зразків 1, можна зробити такий висновок. У вихідну суміш WC – Co вводили добавки порошоків – боридів хрому і вольфраму, що сприяє гомогенізації фазового складу, тобто більш однорідному розподілу в об'ємі його складових – карбиду вольфраму і кобальту. Крім того, відомо, що хром і бор (складові елементи CrB<sub>2</sub> і W<sub>2</sub>B<sub>5</sub>) є інгібіторами росту зерен WC [181, 182]. І це підтверджують отримані нами результати: розміри зерен WC в зразках 2, що містять у вихідній шихті додатки порошоків CrB<sub>2</sub> і W<sub>2</sub>B<sub>5</sub>, істотно менші (1 – 3 мкм), ніж у зразках 1, виготовлених на основі стандартної шихти (3 – 6 мкм). Гомогенізація фазового складу також сприяє підвищенню ущільнення структурних складових композита при його спіканні, що запобігає перенапруженню в зразках і зумовлює таким чином формування однорідного пружного стану як в матриці, так і в спряженні алмаз – матриця. Основою для цього є відомі дані про залежності напружень у зв'язуючій фазі (в даному разі в кобальті) від різних факторів: концентрації кобальту, розмірів зерен карбиду вольфраму, концентрації розчинених вольфраму і вуглецю в кобальті [179, 180, 183, 184, 207, 208, 211].

Найважливішою обставиною є відсутність вуглецю в продуктах взаємодії алмаз – матриця в зразках 2. Як було відзначено, введені добавки CrB<sub>2</sub> і W<sub>2</sub>B<sub>5</sub> можуть як зв'язувати вуглець, так і сприяти підвищенню його розчинності, а також розчинювати вольфрам в кобальті. Роль останнього фактора є дуже важливим для підвищення фізико-механічних властивостей композита. За даними [211] при концентрації вольфраму і вуглецю в кобальті, близьких до значення розчинності у твердому стані, зростають твердість, міцність і границі плинності Co (W, C).

Таким чином, результати дослідження структурного стану і механізмів руйнування двох типів зразків алмаз – твердий сплав ВК6 і алмаз – твердий сплав ВК6 з



додатками  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$  є основою для висновку. Введення вказаних добавок сприяє підвищенню однорідності зернистої структури і фазового складу матриці, зменшенню середнього розміру зерна WC в матриці, формуванню в матриці стискувальних напружень, а також запобігає утворенню неалмазного вуглецю в продуктах взаємодії алмаз – матриця. Ці фактори сприяють підвищенню міцності контакту алмаз – матриця і мікротвердості матриці композита, а також зносостійкості в цілому. Поєднання цих факторів свідчить про те, що хром і бор корінним чином впливають на хід дифузійних процесів і хімічних реакцій поміж компонентами, включаючи і алмаз, які, в свою чергу, відіграють найважливішу роль у формуванні структури і властивостей НКАМ.

В цілому отримані результати щодо відміни в структурному стані двох типів зразків НКАМ підтверджують кінетичну модель для опису фізико-хімічних процесів, що паралельно відбуваються при їх спіканні, яку наведено в попередньому пункті. Знання загальних закономірностей цих процесів та їх поєднання з рентгеноспектральними дослідженнями структурного стану матриці дозволяє ґрунтовніше пояснити причини змінювання структури і фізико-механічних властивостей НКАМ. Тому такий підхід потрібно розвивати і приділяти йому відповідну увагу. Для цього треба детально дослідити вплив добавок  $\text{CrB}_2$ ,  $\text{W}_2\text{B}_5$ ,  $\text{V}_4\text{C}$  на формування структури і фазовий склад НКАМ на основі твердосплавних матриць в процесі їх спікання, що і є метою наступного параграфа.

#### **4.5. Дослідження впливу добавок $\text{CrB}_2$ , $\text{W}_2\text{B}_5$ , $\text{V}_4\text{C}$ до вихідної шихти твердого сплаву ВК6 на формування структури і фазовий склад композита**

Дослідження впливу добавок  $\text{CrB}_2$ ,  $\text{W}_2\text{B}_5$  і  $\text{V}_4\text{C}$ , які вводили до вихідної шихти твердого сплаву ВК6, на склад і структуру композитів виконували поетапно. Спочатку досліджували взаємодію кобальту з кожним із введених добавок –  $\text{CrB}_2$ ,  $\text{W}_2\text{B}_5$  і  $\text{V}_4\text{C}$  в подвійних сумішах, далі – в потрібних сумішах, які вміщують в собі карбід вольфраму WC. Кількісні значення Co і WC відповідали складу твердого сплаву ВК6. Відношення по масі Co і добавок порошку, який вводили до вихідної шихти як

подвійних (Co + добавка), так і в потрійних (Co + WC + добавка) сумішах, відповідали середньому значенню вмісту добавок порошків у НКАМ.

Спресовані суміші на основі вихідних речовин нагрівали на установці високо-температурного диференційного термічного аналізу ВДТА – 7 в атмосфері аргону з одночасним записом ДТА – кривих нагрівання і охолодження. Нагрівання виконували зі швидкістю 70 К/хв, граничну температуру нагрівання визначали за ДТА – кривій нагрівання залежно від температури реєстрованого теплового ефекту плавлення.

Склад сумішей і граничні температури їх нагрівання наведені в табл. 4.3.

Таблиця 4.3

Склад сумішей, що досліджуються, і граничні температури нагрівання

№ ш/п	Склад										Гранична температура нагрівання, К
	ат. (мол.) %					мас. %					
	Co	WC	CrB <sub>2</sub>	W <sub>2</sub> B <sub>5</sub>	B <sub>4</sub> C	Co	WC	CrB <sub>2</sub>	W <sub>2</sub> B <sub>5</sub>	B <sub>4</sub> C	
1	88,22		11,78			85,71		14,29			1535
2	17,25	80,45	2,30			6	93	1			1775
3	63,37	23,65	8,98			42,86	50	7,14			1833
4	84,90				15,10	85,71				14,29	1833
5	72,48	25,44		1,68		42,86	50		7,14		1860
6	97,72			2,28		85,71			14,29		1823
7	65,41	22,96			11,63	42,86	50			7,14	1898

Спресовані суміші № 1 – 6 після нагрівання їх до відповідних граничних температур виявилися повністю розплавленими і сформованими у вигляді злитків, а в суміші № 7 траплялося контактне плавлення окремих ділянок.

Отримані зразки (№ 1 – 7) досліджувалися методами металографічного (за допомогою оптичного мікроскопа *Neophot* – 21), рентгеноспектрального (за допомогою дифрактометра Дрон – 2, в  $Cu_{K\alpha}$  – випромінюванні) і мікрорентгеноспектрального (за допомогою установки *Camscan* – 2DV) аналізів.

Аналіз виконаних досліджень [212] показує, що в процесі нагрівання зразків добавки CrB<sub>2</sub>, W<sub>2</sub>B<sub>5</sub> і B<sub>4</sub>C, які вводилися до вихідних сумішей, активно взаємодіють з кобальтом; в результаті утворюються нові двофазні і трифазні хімічні сполуки, пе-

реважно борид  $\text{Co}_3\text{V}$ . Суміш 1, яку приготували на основі  $\text{Co}$  і  $\text{CrB}_2$ , розплавилася за температури нижче 1535 К. Мікроструктуру отриманого злитка при збільшенні в 200 разів показано на рис. 4.15.

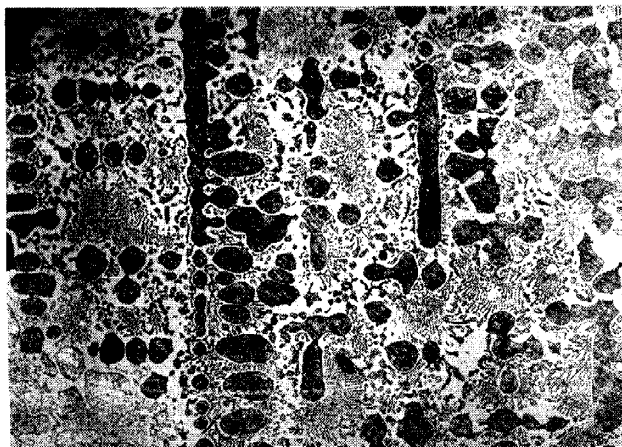


Рис. 4.15. Зображення мікроструктури зразка 1 складу 85,71  $\text{Co}$  – 14,29  $\text{CrB}_2$  (ваг. %),  $\times 200$ .

Аналіз цього рисунка показує, що в структурі зразка 1 трапляються дендрити кобальту (темний відтінок), борид  $\text{Co}_3\text{V}$  (світлий відтінок) і ділянки евтектики  $\text{P} \leftrightarrow \text{Co} + \text{Co}_3\text{V}$ .

Подібна структура трапляється також в зразках 6, отриманих після нагрівання за  $T = 1823$  К (рис. 4.16).

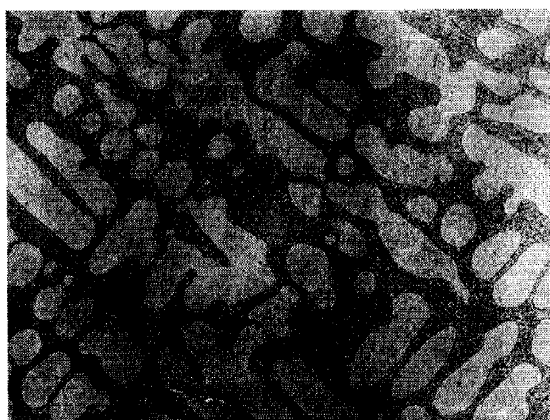


Рис. 4.16. Зображення мікроструктури зразка 6 складу 85,71  $\text{Co}$  – 14,29  $\text{W}_2\text{B}_5$  (мас. %),  $\times 200$ .

Зразки, виготовлені на основі вихідної шихти ВК6 з добавками тугоплавких боридів  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$ , характеризуються дисперсною структурою і мають складний фа-

зовий склад. На рис. 4.17 показано мікроструктурні зображення двох сплавів, які вміщують добавки порошоків  $\text{CrB}_2$  за різної концентрації вихідних речовин.

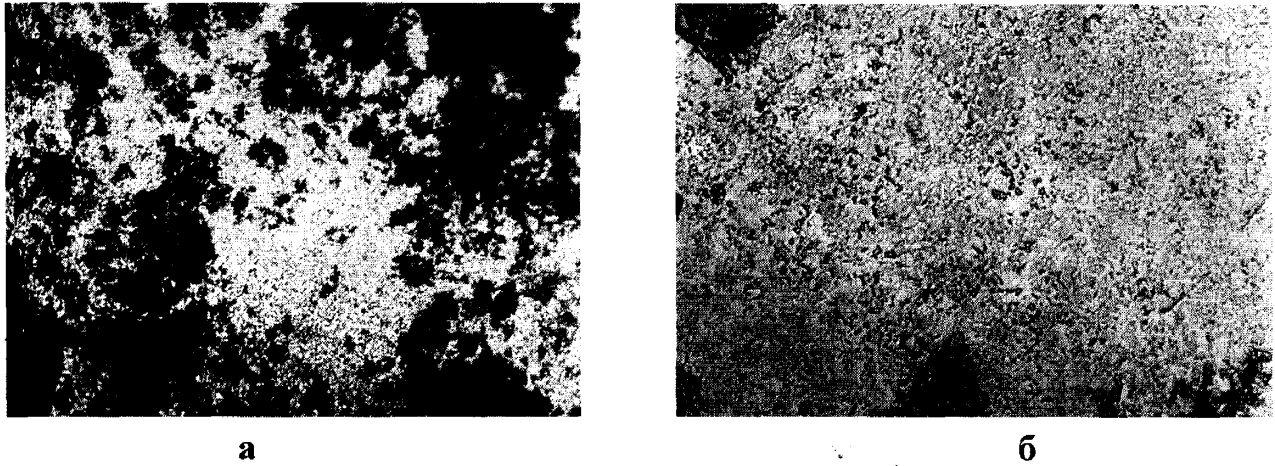


Рис. 4.17. Мікроструктурні зображення зразків 2 і 3,  $\times 400$ : а (2) – 6 Со – 93 WC – 1  $\text{CrB}_2$  (мас. %); б (3) – 42,86 Со – 50 WC – 7,14  $\text{CrB}_2$  (мас. %).

В їх структурі поряд з карбідом вольфраму і твердим розчином на основі кобальту трапляється нові хімічні сполучення, які утворилися в результаті реакцій поміж вихідними речовинами. Структура зразка 2 на основі твердого сплаву ВК6 дрібнозерниста (рис. 4.17, а).

В сплаві, отриманому на основі Со, WC і  $\text{W}_2\text{B}_5$  (зразок 5), зерна карбиду вольфраму розподілені в матриці в вигляді закристалізованих подвійної і потрійної евтектичних систем Со – W – В (рис. 4.18).

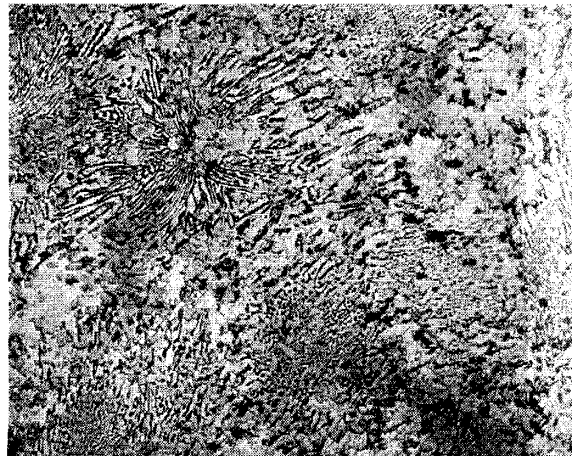


Рис. 4.18. Типова мікроструктура зразка 5,  $\times 310$  складу (мас. %) 42,86 Со – 50 WC – 7,14  $\text{W}_2\text{B}_5$ .

На основі рентгеноспектрального аналізу встановлено: структура дослідних зразків вміщує в собі як залишки вихідних речовин, так і продукти їх взаємодії. Вихідні речовини  $\text{CrB}_2$  чи  $\text{W}_2\text{B}_5$  трапляються в структурі в незначній кількості. В продуктах взаємодії переважає борид кобальту  $\text{Co}_3\text{B}$ , в невеликій кількості трапляються бориди  $\text{Co}_2\text{B}$  і  $\text{Cr}_2\text{B}$ , фаза  $\tau$  системи  $\text{Co} - \text{Cr} - \text{B}$  стехіометричного складу  $\text{Cr}_2\text{Co}_{21}\text{B}_6$ , а також складні бориди  $\text{WCoB}$ ,  $\text{W}_2\text{Co}_{21}\text{B}_6$  системи  $\text{Co} - \text{W} - \text{B}$ . В структурі дослідних зразків також трапляються утворення оксидних фаз металів і боратів кобальту. Введення карбіду вольфраму до складу зразків зумовлює появу ліній  $\text{WC}$ , виявлених у модельних сумішах  $\text{Co} - \text{CrB}_2$  чи  $\text{Co} - \text{W}_2\text{B}_5$ , фази зберігаються.

На рис. 4.19 зображено фрагменти рентгенограм вихідного  $\text{CrB}_2$  (рис. 4.19, а), суміші 1 складу  $\text{Co} - \text{CrB}_2$  (рис. 4.19, б) і суміші 2 складу  $\text{Co} - \text{WC} - \text{CrB}_2$  (рис. 4.19, в) в інтервалі кутів відображення  $2\theta$  (20 – 80) град. Вихідний порошок дібориду хрому вміщує в собі деяку кількість бору, лінії якого позначені крапками. Кристалографічні індекси характеризують структуру  $\text{CrB}_2$  з тетрагональною решіткою (див. рис. 4.19, а). Порівняння рентгенограм  $\text{CrB}_2$  і  $\text{Co} - \text{CrB}_2$  показує збіг ліній  $\text{CrB}_2$  з лініями фаз, які утворилися. Ці обставини свідчать про активну взаємодію між вихідними речовинами в процесі нагрівання зразків. На рентгенограмі зразка  $\text{Co} - \text{CrB}_2$  (1) (див. рис. 4.19, б) виявлено індивідуальні лінії кобальту з гранецентрованою решіткою, боридів  $\text{Co}_3\text{B}$ ,  $\text{Co}_2\text{B}$ ,  $\text{CrB}_2$ ,  $\text{Cr}_2\text{CoB}_6$ , сполуки  $\text{CoCr}$  і борату  $\text{CoO} \cdot \text{B}_2\text{O}_3$ . Лінії  $\alpha$ - $\text{Co}$  і  $\text{CrB}_2$  збігаються з лініями вказаних вище фаз.

Рентгенограма зразка 2 на основі  $\text{Co} - \text{WC} - \text{CrB}_2$  вміщує в собі, окрім взаємного накладення, індивідуальні лінії  $\text{WC}$ , ГЦК кобальту, боридів  $\text{Co}_3\text{B}$ ,  $\text{CrB}_2$ ,  $\text{Cr}_2\text{B}$  і складного карбіду  $\text{Co}_3\text{W}_3\text{C}$ . Виявлено відбитки  $K_\beta$  від двох найбільш інтенсивних ліній  $\text{WC}$  (див. рис. 4.19, в).

На рис. 4.20 наведені рентгенограми вихідного пентабориду дівольфраму  $\text{W}_2\text{B}_5$  (рис. 4.20, а) і зразка 5 складу  $\text{Co} - \text{WC} - \text{W}_2\text{B}_5$  (рис. 4.20, б). Вихідний  $\text{W}_2\text{B}_5$  вміщує в собі переважно модифікацію  $\text{W}_2\text{B}_5$  з гексагональною решіткою, а також в невеликій кількості домішки у вигляді низькотемпературної модифікації  $\text{W}_2\text{B}_5$  з ромбоїдною решіткою та монобориду вольфраму  $\delta - \text{WB}$  і оксиду  $\text{WO}_3$ .

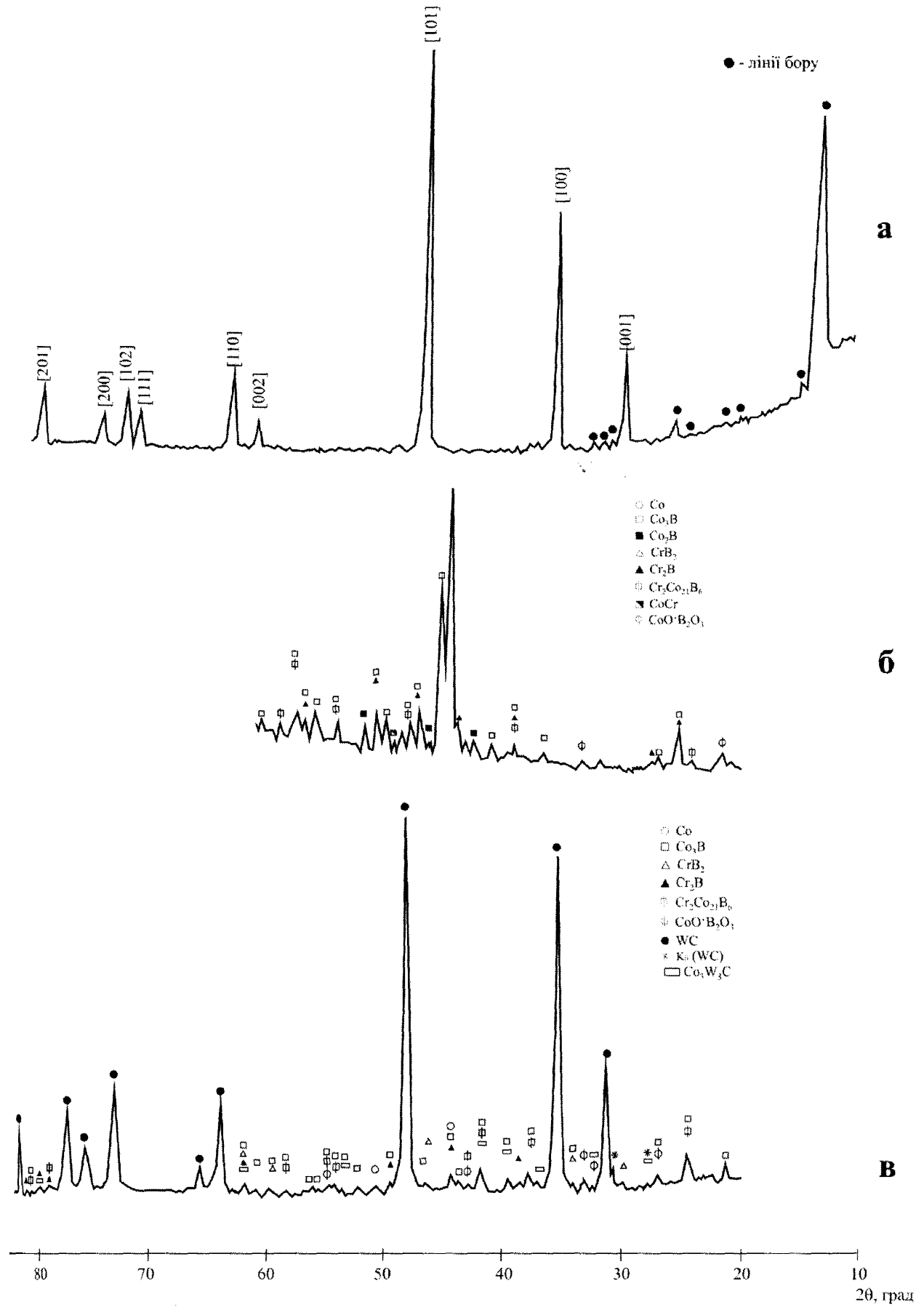


Рис. 4.19. Фрагменти рентгенограм вихідного дібориду хрому і зразків, що містять в собі CrB<sub>2</sub>: а – CrB<sub>2</sub>; б (1) – Co – CrB<sub>2</sub>; в (2) – Co – WC – CrB<sub>2</sub>.

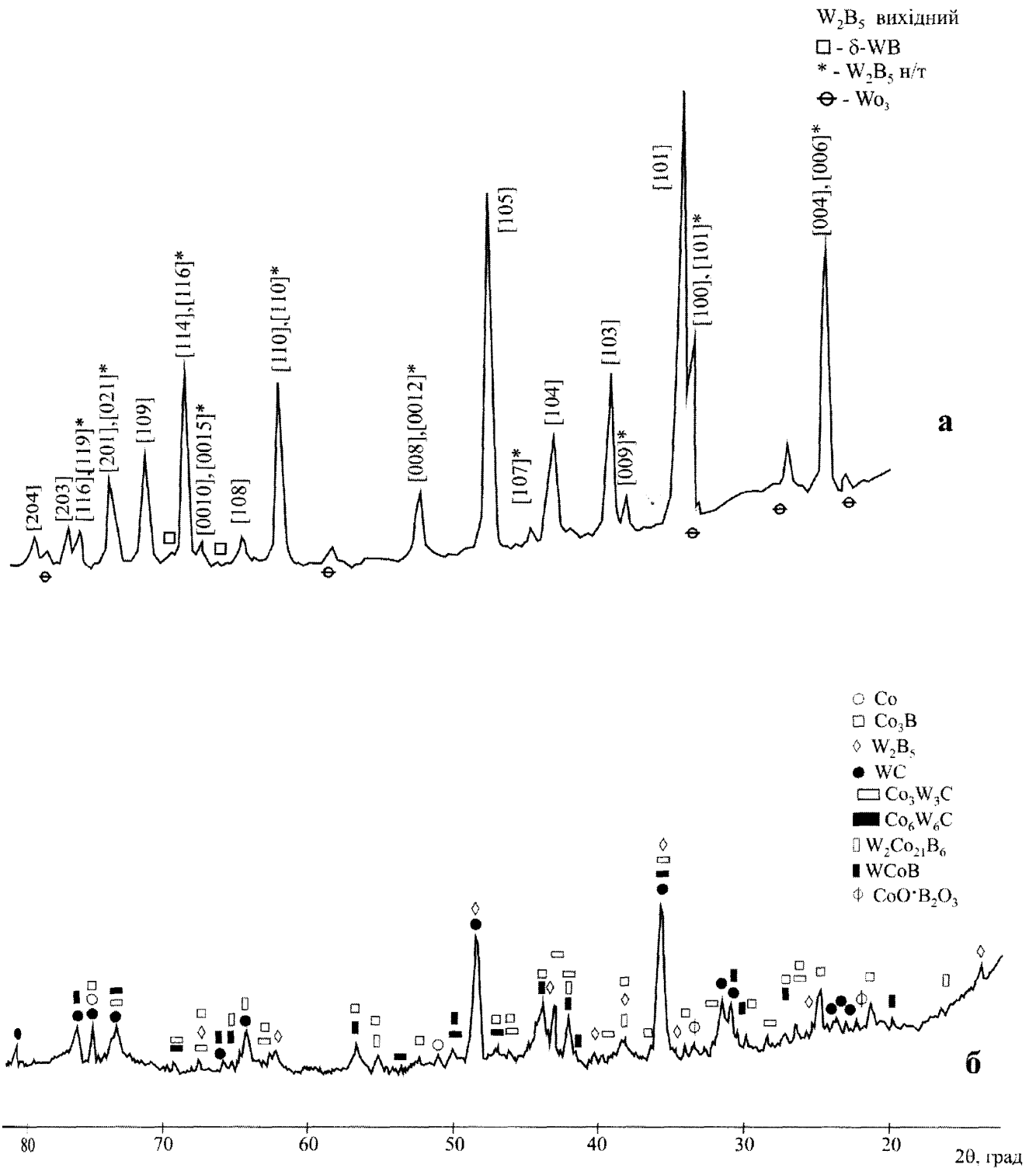


Рис. 4.20. Фрагменти рентгенограм вихідного бориду вольфраму  $W_2B_5$  (а) і зразка 5 складу  $Co - WC - W_2B_5$  (б).

Рентгенограма продуктів взаємодії  $Co - WC - W_2B_5$  вміщує індивідуальні лінії ПКК кобальту, WC, боридів  $Co_3B$ ,  $W_2B_5$ , WCoB,  $W_2Co_{21}B_6$ , карбідів  $Co_3W_3C$  і  $Co_6W_6C$ , графіту і борату  $CaO \cdot B_2O_3$ .

Результати диференціального термічного аналізу дослідних зразків, вміщених у вихідній шихті  $\text{CrB}_2$ , наведені на рис. 4.21. На ДТА – кривій нагрівання зразка 1 (рис. 4.21, а – I) плавлення евтектики  $P \leftrightarrow \text{Co} + \text{Co}_3\text{B}$  відбувається за температуру  $1120^\circ\text{C}$  (температура солідуса), а розплавлення кобальтової фази починається за температуру  $T = 1202^\circ\text{C}$ , закінчується за  $T = 1227^\circ\text{C}$  (температура ліквідус),  $1262^\circ\text{C}$  – кінцева температура нагрівання.

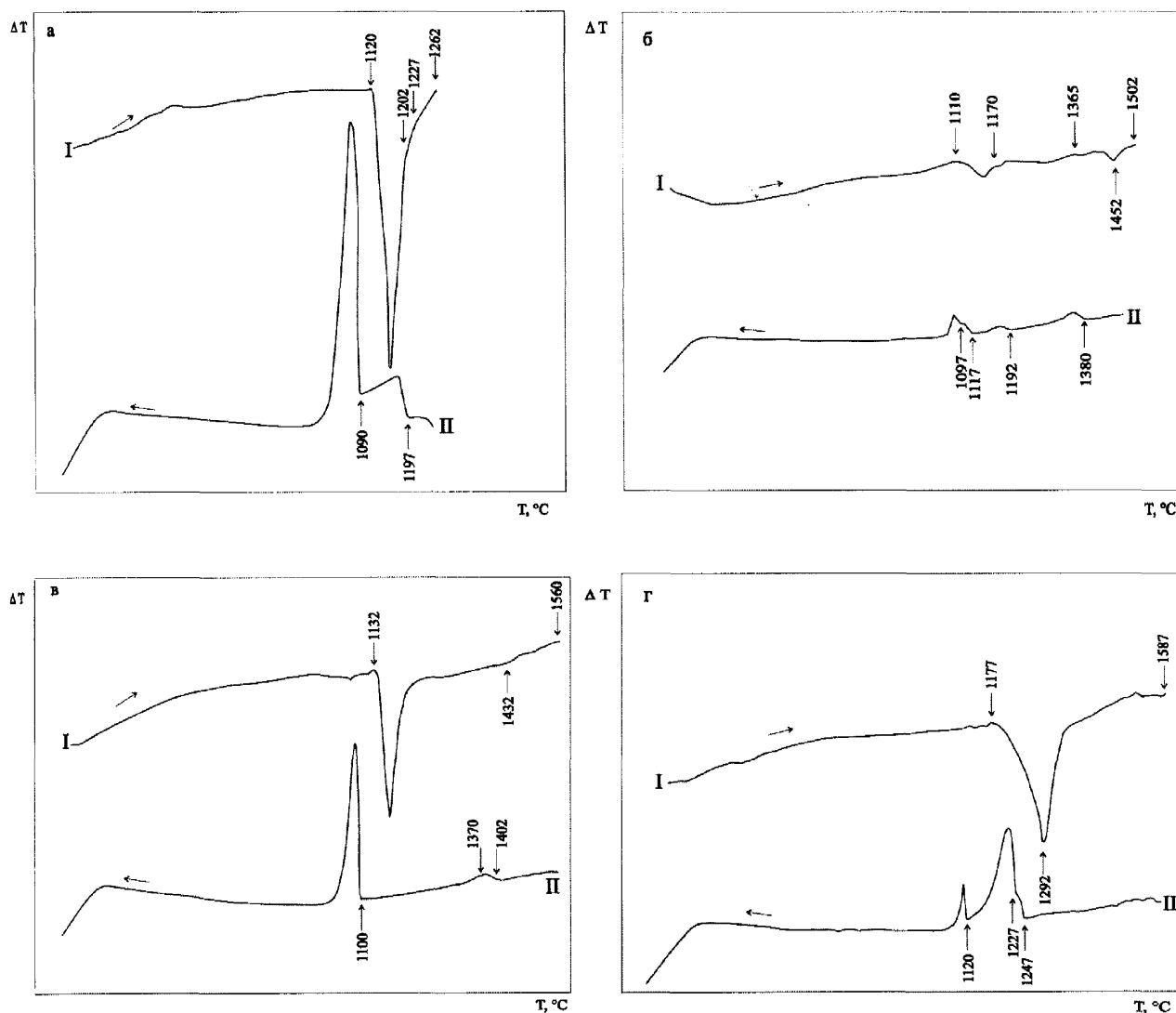


Рис. 4.21. ДТА – криві нагрівання (I) і охолодження (II) зразків: 1 складу  $\text{Co} - \text{CrB}_2$  (а); 2 складу  $\text{Co} - \text{WC} - \text{CrB}_2$  (б); 3 складу  $\text{Co} - \text{WC} - \text{CrB}_2$  (в); 5 складу  $\text{Co} - \text{WC} - \text{W}_2\text{B}_5$  (2) (г).

При охолодженні (рис. 4.21, а – II) затвердіння розплавленого брикету починається за  $T = 1197^\circ\text{C}$  з кристалізацією первинних кристалів кобальтової фази, далі проходить кристалізація евтектики  $P \leftrightarrow \text{Co} + \text{Co}_3\text{B}$  за температуру  $T = 1090^\circ\text{C}$ .



Нагрівання зразка 2 виконували за більш високих температур – до  $T = 1502\text{ }^{\circ}\text{C}$ . На ДТА – кривій нагрівання (рис. 4.21, б–І) також зафіксовано плавлення евтектики  $P \leftrightarrow \text{Co} + \text{Co}_3\text{B}$  за температуру  $T = 1110\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Ендотермічний ефект за  $T = 1177\text{ }^{\circ}\text{C}$  характеризує фазову рівновагу в потрійній системі  $\text{Co} - \text{Cr} - \text{B}$ , ефекти за температур  $T = 1365\text{ }^{\circ}\text{C}$  і  $T = 1452\text{ }^{\circ}\text{C}$  відповідають плавленню евтектики  $P \leftrightarrow \text{Co} + \text{WC}$  і повному розплавленню зразка. На ДТА – кривій охолодження (рис. 4.21, б – ІІ) відбуваються чотири термічних ефекти, з яких перший – за температури  $T = 1380\text{ }^{\circ}\text{C}$  обумовлений кристалізацією евтектики з карбідом вольфраму, а наступні – за  $T = 1192, 1117$  і  $1097\text{ }^{\circ}\text{C}$  належать до системи  $\text{Co} - \text{Cr} - \text{B}$ , причому ефект за  $T = 1097\text{ }^{\circ}\text{C}$  відповідає кристалізації евтектики  $P \leftrightarrow \text{Co} + \text{Co}_3\text{B}$ .

Згідно з ДТА – кривою нагрівання зразка 3 (рис. 4.21, в – І) температура евтектики  $P \leftrightarrow \text{Co} + \text{Co}_3\text{B}$  визначена рівною  $T = 1132\text{ }^{\circ}\text{C}$ , що незначно перевищує установлену в зразках 1 і 2. Термічний ефект плавлення евтектики з карбідом вольфраму незареєстрований. За температури  $T = 1432\text{ }^{\circ}\text{C}$  брикет повністю розплавився і являє собою злиток. При охолодженні (рис. 4.21, в – ІІ) зафіксовано випадіння первинних кристалів кобальтової фази ( $T = 1402\text{ }^{\circ}\text{C}$ ), з'являється слабкий ефект кристалізації евтектики  $P \leftrightarrow \text{Co} + \text{WC}$  ( $T = 1370\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) і більш інтенсивний пік кристалізації евтектики  $P \leftrightarrow \text{Co} + \text{Co}_3\text{B}$ .

На ДТА – кривій нагрівання зразка 5 (рис. 4.21, г – І) спостерігається ефект в інтервалі температури  $T = 1177 - 1292\text{ }^{\circ}\text{C}$ . На кривій охолодження (рис. 4.21, г – ІІ) термічні ефекти розділилися, що дозволяє пояснити послідовність кристалізації сплаву таким чином: затвердіння зразка починається за температуру  $T = 1247\text{ }^{\circ}\text{C}$  (кристалізація первинних кристалів кобальтової фази), далі за  $T = 1227\text{ }^{\circ}\text{C}$  і  $T = 1120\text{ }^{\circ}\text{C}$  проходить сумісна кристалізація фаз відповідно до нонваріантних і моноваріантних рівноваг на діаграмі плавкості системи  $\text{Co} - \text{B}$ .

Взаємодія в сумішах кобальту з карбідом бору проходить повільніше, ніж з боридами  $\text{CrB}_2$  чи  $\text{W}_2\text{B}_5$ . Про це свідчить присутність середньої інтенсивності вихідного  $\text{V}_4\text{C}$  на рентгенограмах дослідних зразків, нагрітих до температур  $\sim 1600\text{ }^{\circ}\text{C}$ . В продуктах реакції поряд з розглянутими вище відмінами боридних фаз ідентифіковані нові фази – інтерметалід  $\text{Co}_7\text{W}_6$  і борокарбід  $\text{Co}_{11}\text{B}_2\text{C}$ . На ДТА – кривих нагрів-

вання сумішей  $\text{Co} - \text{V}_4\text{C}$  і  $\text{Co} - \text{WC} - \text{V}_4\text{C}$  з'явилися екзотермічні ефекти (виділення тепла), що свідчить про самостійне розігрівання брикетів в інтервалі температур  $T = 1110 - 1200$  °С. При охолодженні затвердіння зразків закінчується кристалізацією евтектики  $\text{P} \leftrightarrow \text{Co} + \text{Co}_3\text{V}$  аналогічно дослідним зразкам 1, 2, 3 і 5.

Методами мікрорентгеноспектрального аналізу дослідних зразків отримано картини фазового контрасту структури в електронному зображенні при збільшенні у 200 – 3000 разів. Виконано знімки розподілення елементів в їх характерному рентгенівському випромінюванні, зокрема, легких елементів: бору, вуглецю і кисню. Досліджено взаємодію компонентів в різних фазових складових і визначено вміст компонентів у фазах, за винятком легких елементів. Хімічний аналіз показав, що, окрім використаних компонентів в сумішах вихідних речовин, в зразках 1 і 6 присутні вуглець, а в зразках 2 і 5 – кисень. Дані мікрорентгеноспектрального аналізу, в основному, збігаються з результатами металографічного і рентгенівського досліджень.

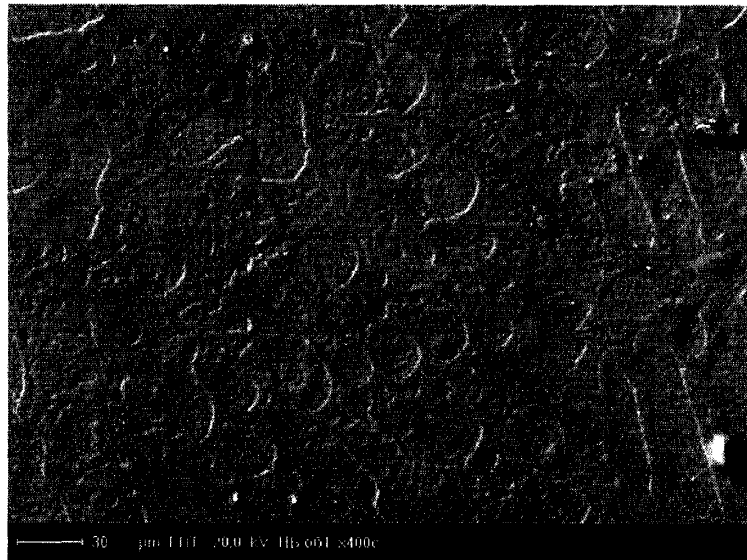


Рис. 4.22. Зображення структури зразка 1 в поглинальних електронах,  $\times 400$ .

На рис. 4.22 показано зображення структури сплаву 1 в електронах, що поглинаються, а на рис. 4.23 – в характеристичному рентгенівському випромінюванні кобальту (а), хрому (б), бору (в), вуглецю (г) і накладення кобальт – хром – бор (д). Накладення отриманих розподілень елементів показало повну взаємодію в комбінаціях  $\text{Co} - \text{V}$ ,  $\text{Co} - \text{Cr}$ ,  $\text{Co} - \text{Cr} - \text{V}$  і  $\text{V} - \text{C}$ . Утворення боридів  $\text{Co}_3\text{V}$  чи  $\text{Cr}_2\text{Co}_{21}\text{V}_6$  на-

ВКОЛО дендритів кобальтової фази показано на рис. 4.23, д. Домішаний вуглець реагує з вільним бором, утворюючи карбід бору. Карбиду хрому не виявлено.

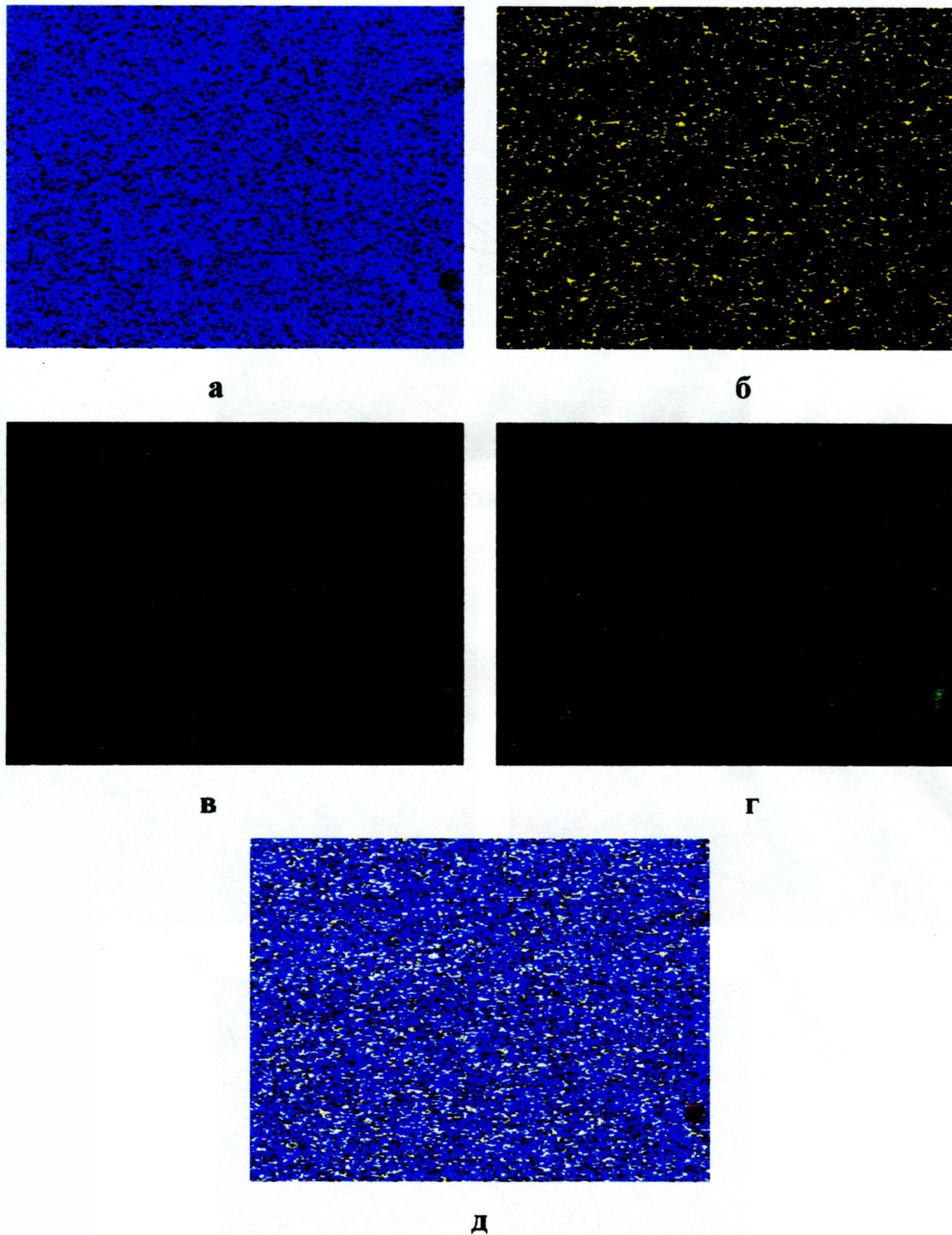


Рис. 4.23. Розподілення і взаємодія елементів у зразку 1 (зображення в характерному рентгенівському випромінюванні): а – Co; б – Cr; в – B; г – C; д – Co–Cr–B,  $\times 400$ .

Дані мікрорентгеноспектрального аналізу структури сплаву 3 наведені на рис. 4.24 – 4.26. Зображення структури в поглинальних електронах наведено на рис. 4.24,

розподілення в характеристичному рентгенівському випромінюванні кобальту, вольфраму і вуглецю на рис. 4.25, а – в. Розподілення бору не зафіксовано.

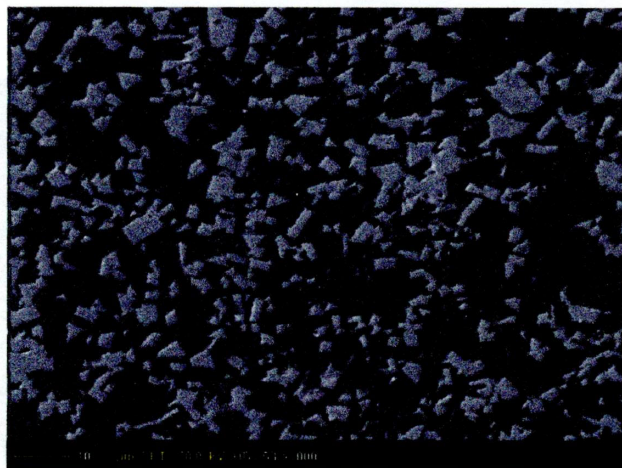


Рис. 4.24. Зображення мікроструктури зразка 3 в електронах,  $\times 1000$ .

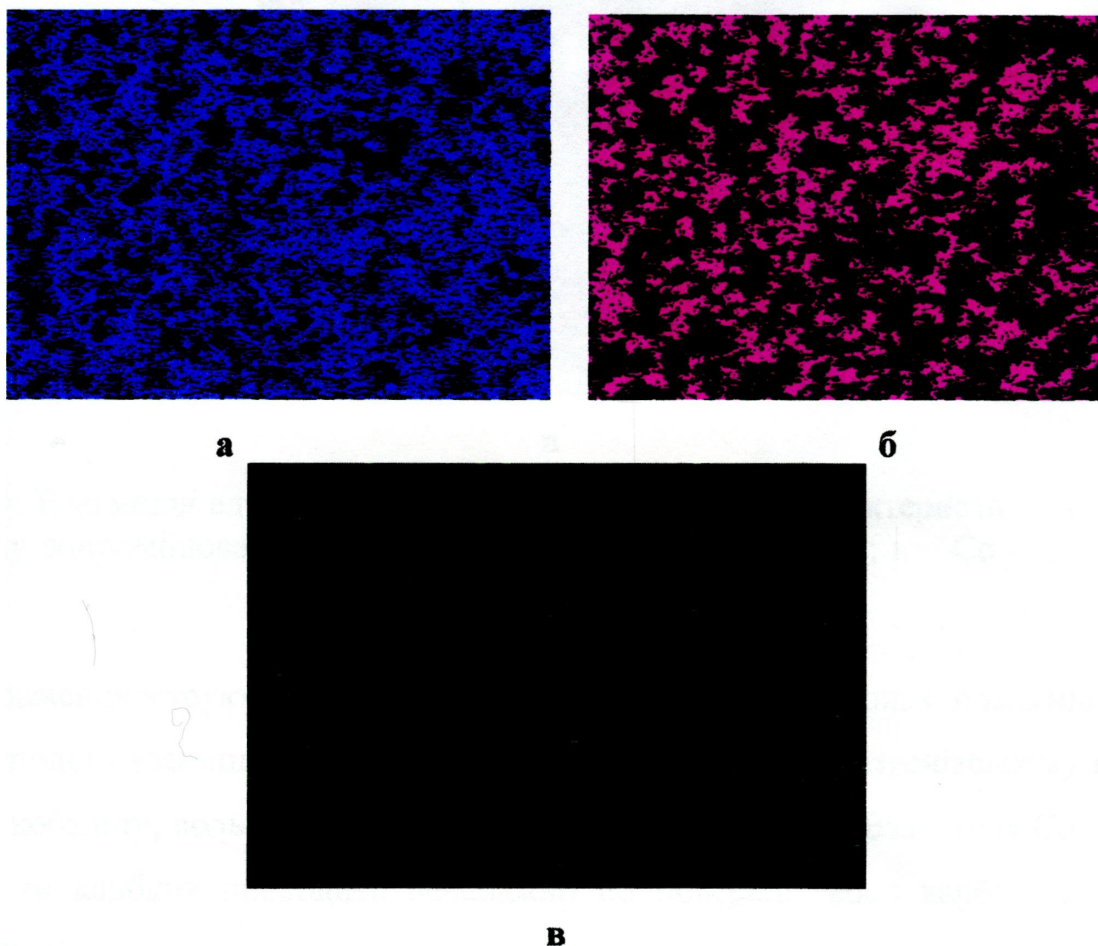


Рис. 4.25. Розподіл елементів в зразку 3 (зображення в характеристичному рентгенівському випромінюванні): а – Co; б – W; в – C,  $\times 1000$ .



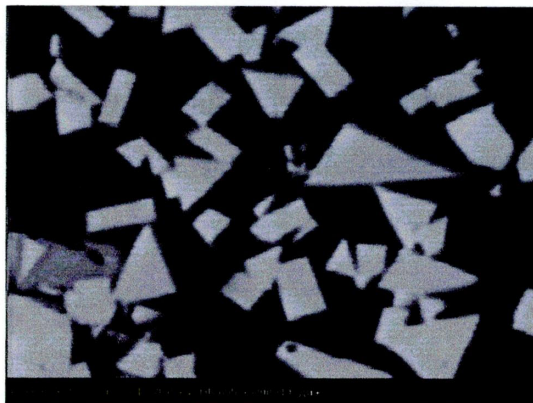
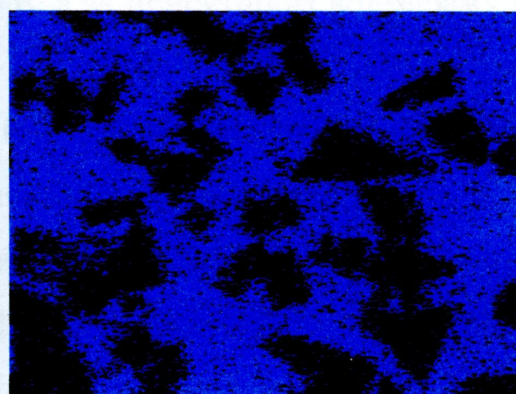
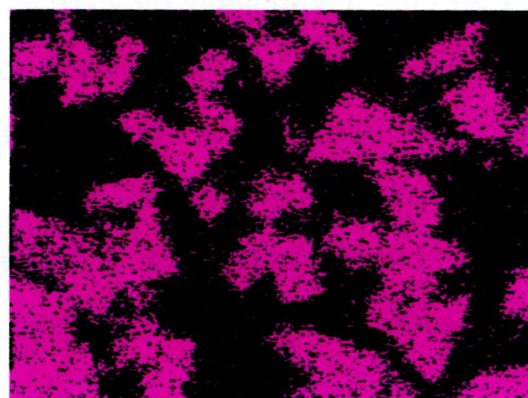


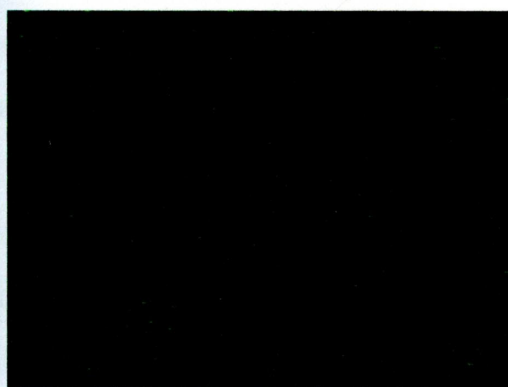
Рис. 4.27. Мікроструктурні зображення зразка 5 в поглинальних електронах,  $\times 3000$ .



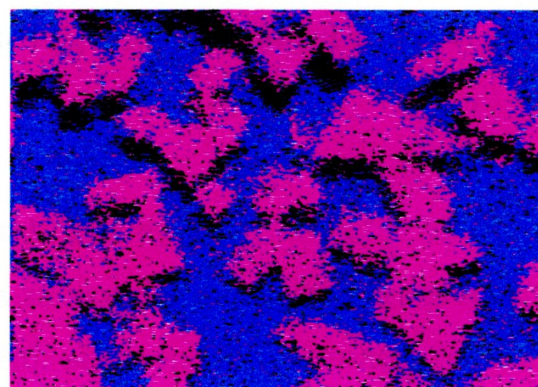
а



б



в



г

Рис. 4.28. Розподіл і взаємодія елементів в зразку 6 (зображення в характерному рентгенівському випромінюванні): а – Co; б – W; в – C; г – Co – W – C,  $\times 3000$ .

Таким чином, із наведених даних випливає, що введені до вихідної шихти для твердосплавної матриці ВК6 добавок боридів  $\text{CrB}_2$ ,  $\text{W}_2\text{B}_5$  чи карбиду бору  $\text{B}_4\text{C}$  термодинамічно несумісні з кобальтом. При нагріванні спресованих сумішей кобальту з цими речовинами між ними починається взаємодія, внаслідок чого утворюються в

твердому стані нові фази, які можуть бути як рівноважними, так і нерівноважними для заданого хімічного складу. В рівновазі з кобальтовою фазою можуть бути  $\text{Co}_3\text{V}$ , утворення якого трапляються для всіх дослідних зразків, а також  $\text{Cr}_2\text{V}$ , складні  $\text{Cr}_2\text{Co}_{21}\text{V}_6$ ,  $\text{W}_2\text{Co}_{21}\text{V}_6$  і, можливо, борокарбід  $\text{Co}_{11}\text{V}_2\text{C}$ . Нерівнофазними фазами є  $\text{Co}_2\text{V}$ ,  $\text{CoV}$ , їх утворення потрібно розглядати як проміжний етап формування структури.

Борид  $\text{Co}_3\text{V}$  утворює евтектику  $\text{P} \leftrightarrow \text{Co} + \text{Co}_3\text{V}$ , температура якої  $T = 1110 - 1120$  °C (в зразку  $\text{Co} - \text{CrV}_2$ ) близька до температури евтектики в подвійній системі  $\text{Co} - \text{V}$ , а за присутності вольфраму підвищується до значення  $T = 1132$  °C в зразку  $\text{Co} - \text{WC} - \text{CrV}_2$  і до  $T = 1177$  °C в зразку  $\text{Co} - \text{WC} - \text{W}_2\text{V}_5$ .

Плавлення цих евтектик пояснюється контактним плавленням в сумішах і утворенням розплаву за температури на  $120 - 200$  °C нижче, ніж у матриці з твердого сплаву ВК6. Введення до суміші карбиду бору при нагріванні спричиняє екзотермічні ефекти, які забезпечують спонтанне розігрівання брикетів в інтервалі температури  $T = 1110 - 1200$  °C.

#### **4.6. Дослідження впливу $\text{CrV}_2$ , $\text{W}_2\text{V}_5$ і $\text{V}_4\text{C}$ на механічні характеристики бурових вставок**

В цьому пункті виконано дослідження впливу  $\text{CrV}_2$ ,  $\text{W}_2\text{V}_5$  і  $\text{V}_4\text{C}$  на розподіл компонентів, механічні характеристики та зносостійкість бурових вставок на основі вихідної шихти алмаз – твердий сплав ВК6, виготовленої методом гарячого пресування в інтервалі температури  $300 - 1800$  К і тиску  $0,5 - 32$  МПа. Як об'єкти, що досліджуються, взято бурові вставки діаметром  $10$  мм, висотою  $10$  мм і товщиною алмазовмісного шару  $3$  мм стандартного складу – зразки 1 і зразки, що вміщують у вихідній шихті алмаз – твердий сплав ВК6 добавки  $\text{CrV}_2$  – зразки 2 [213], а також –  $\text{W}_2\text{V}_5$  – зразки 3 [214] і  $\text{V}_4\text{C}$  – зразки 4 [215]. Дані про спосіб приготування шихти на основі вихідних речовин,  $p - T - t$  умови спікання, методологію дослідження (див. в п. 2.4 і п. 4.3.1, а також в [213]).

Як було вже показано вище (див. п. 4.4.1), мікроструктури зразків 1 і зразків, які вміщують у вихідній шихті (ваг. %) алмаз – (94 WC + 6 Co) добавки порошків  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$ , істотно відрізняються. Так, в першому випадку, в зоні матриці навколо алмаза трапляються мікротріщини і сколювання (див. рис. 4.6, а), а в другому – в цій зоні мікротріщини і сколювання відсутні. Це пов'язане з тим, що в структурі матриці навколо алмаза нерівномірно розподіляється зв'язуюча фаза Co (див. рис. 4.6, в), а це сприяє рекристалізації зерен WC під час охолодження композита 1 після спікання з утворенням контактної поверхні WC – WC. Крім того, внаслідок різниці коефіцієнтів термічного розширення алмаза, кобальту і карбіду вольфраму, виникають мікротріщини і сколювання матриці навколо алмаза. Тоді як в зразку з добавками  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$  трапляється подрібнення зерен WC (див. рис. 4.6, д, е), що і забезпечує утворення щільного контакту алмаз – матриця. Аналізуючи типові зображення на РЕМ злому цих зразків, бачимо, що в матриці зразка 1 навколо частинок алмазів є порожнини (див. рис. 4.7, а), а також ділянки матриці, з яких випали кристали алмазів, та наявні тріщини в матриці (див. рис. 4.7, б). Ці обставини свідчать про те, що міцність контакту алмаз – матриця в стандартних зразках не відповідає вимогам НКМ. На протилежність зразкам 1, в зразках, які вміщують у вихідній шихті добавки порошків  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$ , зони матриці навколо алмазів не мають ані порожнин, ані тріщин, а руйнування композита при зломі проходить по об'єму частинок алмазів, тобто внаслідок їх сколювання (див. рис. 4.7, в, г). Характерною рисою цих зразків є те, що вони мають дуже виражену рельєфну ступінчасту поверхню руйнування матриці навколо алмаза, а частинки алмазів зруйновані сколюванням.

Діапазон розмірів зерен карбіду вольфраму в цих зразках теж відрізняється. Для зразків 1 розміри зерен WC мають значення 3 – 6 мкм, а для зразків з добавками  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$  – не перевищують 1 – 3 мкм. В зразках першого типу як на поверхні зломк відривання, так і на поверхні алмаза, на якій є прошарки продуктів взаємодії алмаз – матриця, переважно трапляється виділення вуглецю, зокрема тоді, коли наявне виділення окремих частинок вуглецю чи їх скупчування (див. рис. 4.10, а, б). Всі ці характерні особливості мікроструктури є причиною змінювання фізико-механічних характеристик бурових вставок в процесі їх спікання.



Дійсно, дослідження мікротвердості матриці дослідних бурових вставок показало: твердість ділянок матриці навколо алмазів істотно перевищує аналогічний параметр стандартних зразків 1. Так, мікротвердість матриці в зразках 2 – 4 на відстані 50 мкм від границі контакту алмаз – матриця мала значення 25,2; 25,3 ГПа відповідно, а на відстані 10 мкм від цієї границі – 23,5; 21,5 і 17,8 ГПа. Металографічними дослідженнями було доведено, що структура цих зразків теж відрізняється. В стандартному – в повздовжньому розрізах композита є пори розмірами від 50 мкм з загальним вмістом 0,2 об. % і включення графіту до 0,8 об. %. На робочій поверхні цього зразка виявлено 7 закріплених і 15 алмазів, що випали, розміри зерен яких мали значення від 274 до 716 мкм. Розподіл зв'язуючої фази (кобальту) в матриці нерівномірний, трапляється багато скупчень. Максимальна ширина прошарків кобальту від 0,5 до 5 мкм. Відмінною рисою зразків 2 – 4, які містять у вихідній шихті алмаз – твердий сплав ВК6, є те, що як в поперечному, так і в повздовжньому розрізах композитів пори відсутні, хоча і є включення графіту до 0,3 об. %. Їх мікроструктура дрібнозерниста з рівномірним розподіленням кобальту і карбіду вольфраму. Максимальна ширина прошарків рівномірно розподіленої фази кобальту зменшилась до 1 мкм.

Рентгеноспектральні дослідження показали, що введення порошків  $\text{CrB}_2$ ,  $\text{W}_2\text{B}_5$  і  $\text{V}_4\text{C}$  до вихідної шихти алмаз – твердий сплав ВК6 істотно перерозподіляє вміст компонентів матриці в алмазовмісному шарі дослідних композитів. На рис. 4.29 наведено графічні зображення вмісту кобальту в алмазовмісному шарі в напрямку від робочої поверхні (зони контакту бурової вставки з гірською породою) до матриці. У зразку 1 вміст кобальту в алмазовмісному шарі в напрямку від робочої поверхні до границі алмазовмісний шар – підкладка (твердий сплав ВК6) зменшується від 4 до 3 мас. %, в перехідній зоні коливається близько 3 мас. %, а в матриці твердого сплаву збільшується від 3 до 6 мас. % (рис. 4.29, крива 1).

В зразках 2, 3 і 4, які вміщують у вихідній шихті добавки порошків  $\text{CrB}_2$ ,  $\text{W}_2\text{B}_5$  і  $\text{V}_4\text{C}$ , розподіл кобальту у порівнянні із зразком 1 має принципово інший характер. Так, у зразку 2 в напрямку від робочої поверхні до матриці композита вміст кобальту зменшується від 1,5 до 0,5 мас. %, в перехідній зоні – коливається близько 0,5

мас. %, а в матриці – збільшується від 0,5 до 2 мас. %. У зразках 3 і 4 в напрямку від робочої поверхні до матриці вміст кобальту відносно збільшується від 0,2 до 0,5 мас. % (зразок 3) і 0,2 до 1,5 мас. % (зразок 4), в перехідній зоні трапляється коливання кобальту близько 0,5 мас. % і 1,5 мас. % (відповідно зразки 3 і 4), а в матриці – близько 2 мас. % в обох зразках.

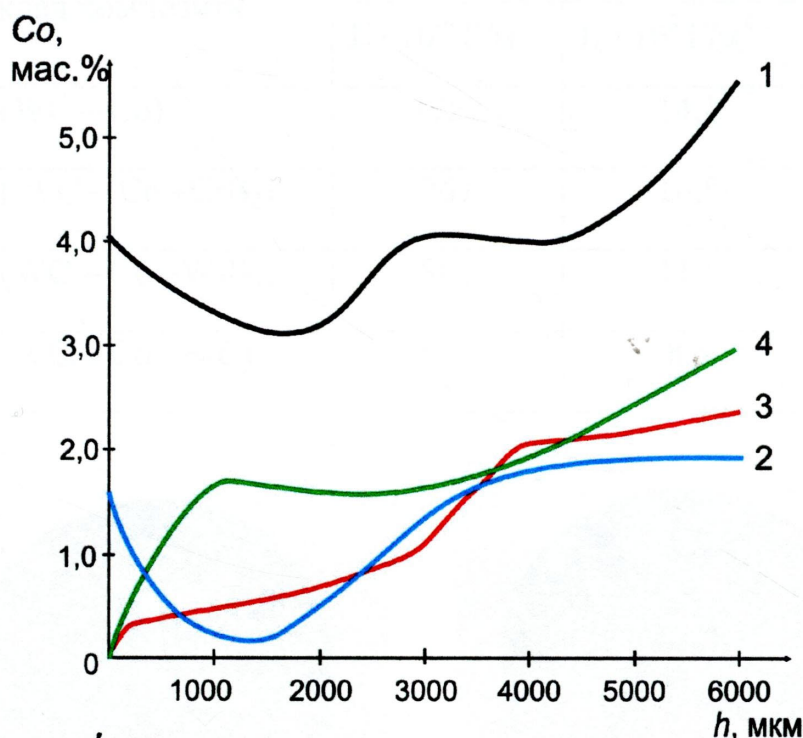


Рис. 4.29. Розподіл кобальту за висотою бурової вставки в напрямку від робочої поверхні алмазовмісного шару до матриці дослідних зразків, де 1 – зразки стандартного виробництва; 2 – з добавками  $\text{CrB}_2$ ; 3 – з добавками  $\text{W}_2\text{B}_5$ ; 4 – з добавками  $\text{V}_4\text{C}$ .

З аналізу цих даних випливає: введення добавок порошків  $\text{CrB}_2$ ,  $\text{W}_2\text{B}_5$  і  $\text{V}_4\text{C}$  до шихти алмаз – твердий сплав ВК6 істотно впливає на розподілення кобальту як в алмазному шарі, так і в матриці композитів. Це сприяє міграції кобальту з робочої частини композита до матриці, а також міграції добавок Fe, Cu, і Mn (які завжди є присутніми в складових компонентах шихти) до зовнішнього графітового середовища, що і є однією з причин підвищення механічних властивостей композитів 2, 3 і 4 в порівнянні зі стандартним зразком 1. Результати випробувань дослідних зразків бурових вставок на зносостійкість наведено в табл. 4.4, а загальний вигляд робочої поверхні цих вставок після їх випробувань на зносостійкість пісковіку показано на рис. 4.30.

Таблиця 4.4

Результати інтенсивності зношування зразків  
при шліфуванні пісковіку

Номер зразків	Склад композита	Інтенсивність зношування		Ріжуча здатність, $10^{-6} \text{ м}^3/600 \text{ с}$
		$J_s \cdot 10^{-6} \text{ Г/м}$	$J_d \cdot 10^3 \text{ Г/м}^3$	
1	$C_{\text{алмаз}}-(WC - Co)$	1752	14,1	298
2	$C_{\text{алмаз}}-(WC - Co - CrB_2)$	767	10,8	170
3	$C_{\text{алмаз}}-(WC - Co - W_2B_5)$	885	11,6	182
4	$C_{\text{алмаз}}-(WC - Co - B_4C)$	641	8,5	182

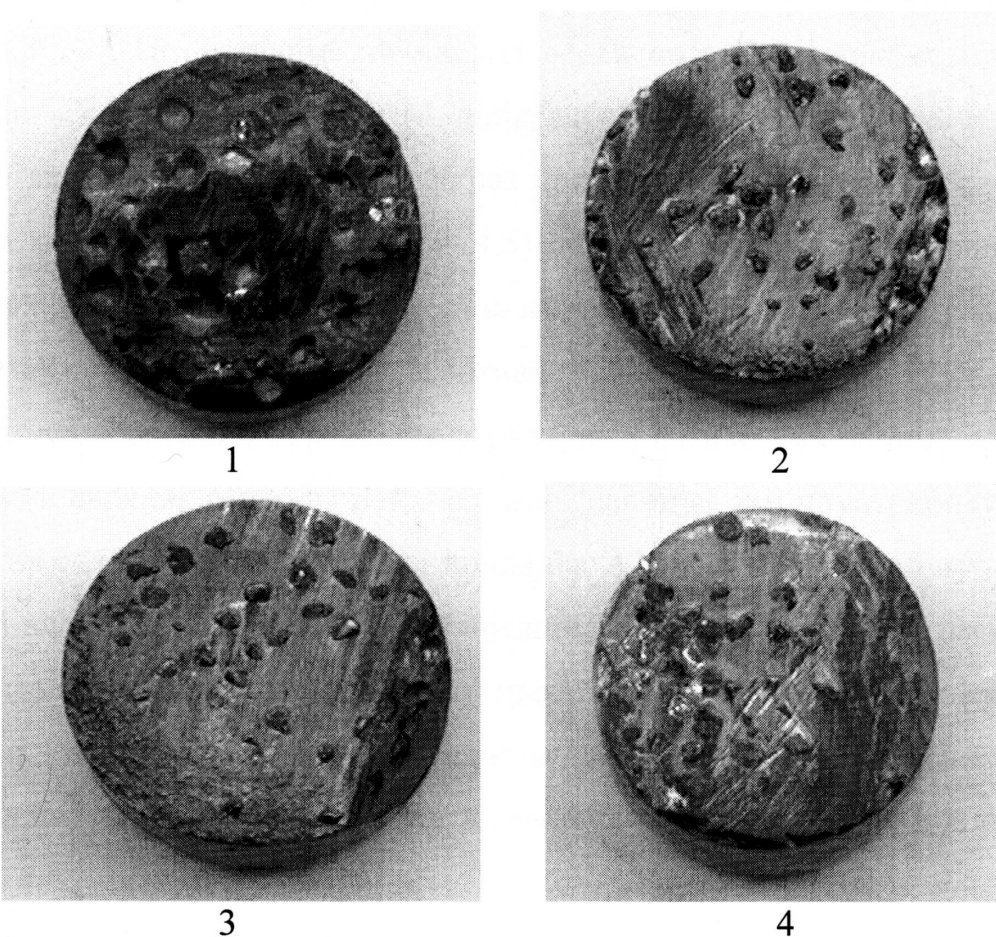


Рис. 4.30. Зображення робочої поверхні бурових вставок 1 – 4 після їх випробування на зносостійкість,  $\times 24$ .

Аналіз цих даних показує: інтенсивність зношування зразків, які вміщують в складі вихідної шихти добавки порошоків  $\text{CrB}_2$ ,  $\text{W}_2\text{B}_5$  і  $\text{B}_4\text{C}$ , має значно менші значення, ніж зразки стандартного складу 1. Найкращі результати отримано для бурових вставок 2 і 4. Незначне зменшення різальної спроможності цих зразків в порівнянні зі зразками 1 вказує на те, що їх фізико-механічні властивості (твердість матриці, міцність контакту алмаз – матриця, в'язкість та степінь щільності складових композита) значно перевищують аналогічні параметри стандартних зразків. Істотне підвищення зносостійкості зразків 2 – 4 забезпечується переважно за рахунок високого алмазоутримання (див. рис. 4.30, 1 – 4). Так, після дослідження на зносостійкість за екстремальних умов навантажень, контактних температур і вібрацій, кристали алмазів з робочої поверхні зразків 2 – 4 практично не випали із матриці (див. рис. 4.30, 2 – 4), тоді, як в зразку 1 переважна кількість алмазів випала з матриці (див. рис. 4.30, 1). Ці обставини ще раз підтверджують, що фізико-хімічні процеси, які відбуваються при спіканні НКAM, відіграють найважливішу роль в покращанні структури і якості бурових вставок. Якраз процеси дифузії і хімічні реакції між складовими композита (див. п. п. 4.3 – 4.5) при правильному визначенні хімічного складу та технологічних режимів спікання можуть привести до формування дрібнозернистої структури з унікальними властивостями НКAM. Однак тут потрібно відзначити, що дослідження покращання структури і фізико-механічних властивостей НКAM є дуже складною проблемою, яка має фізичну і хімічну природу і потребує використання складного обладнання і приладів. А виявлення феномену покращання структури і властивостей НКAM є найважливішою проблемою матеріалознавства і хімічної кінетики. Найважливіші аспекти цього феномену глибоко сховані від видимої поверхні. Реальна проблема, яка постає за всіма цими феноменальними явищами настільки складна, що на перший погляд здається недосяжною для експериментального вивчення.

Тому ми спробуємо в наступному параграфі ґрунтовніше і детальніше пояснити причини зміни структури і властивостей дослідних НКAM за допомогою кінетичного аналізу процесів, які відбуваються при спіканні, та отримати дані про структурний стан композитів. Ми не маємо наміру критикувати будь-яку точку зору, а хоче-

мо продемонструвати, як усі явища, що відбуваються при спіканні, пов'язані разом в одне ціле. Може, саме тут і "ховається" той самий феномен покращання структури і властивостей не тільки НКМ, але й усіх матеріалів.

#### 4.7. Дослідження механізму підвищеного алмазоутримання в композиті алмаз – (WC-Co-CrB<sub>2</sub>)

В попередніх пунктах було показано: введення до вихідної шихти композитів стандартного складу алмаз – твердий сплав ВК6 добавки CrB<sub>2</sub> і оптимізації р – Т – t умов спікання вдвічі зменшує лінійний знос бурової вставки. Мікрофрактографічними дослідженнями на растровому електронному мікроскопі в поєднанні з мікрорентгеноспектральним аналізом було встановлено, що в матриці композитів складу алмаз – твердий сплав ВК6 (стандартний) і алмаз – (WC-Co-CrB<sub>2</sub>) (дослідний) навколо частинок алмаза спостерігається занижений вміст кобальту по відношенню до матриці вдалині від алмаза. Композити з добавками CrB<sub>2</sub> відрізняються від стандартних мікроструктурою перехідного шару поміж частинками алмаза і матрицею твердого сплаву та мають такі переваги:

- а) менший розмір елементів структури;
- б) відносний вміст кобальту наближається до вмісту кобальту в матриці, а в стандартному зразку значно занижений;
- в) неалмазний вуглець в прошарку знаходиться у вигляді дрібних включень в меншій кількості, а в стандартному зразку – переважно у вигляді пластинок графіту;
- г) у складі прошарку є хром у вигляді карбіду (WC, Cr) C, оскільки на картинках рентгенівського випромінювання піки хрому збігаються з піками вольфраму і вуглецю.

В цьому пункті наведемо нові дані про мікроструктуру перехідного прошарку в цих композитах. Ці зразки отримано із алмазів зернистістю 40/28, в попередніх пунктах досліджувались зразки із алмазів зернистістю 800/630. При спіканні дослідного зразка до вихідної шихти стандартного складу вводили CrB<sub>2</sub>.

Встановлено, що в твердосплавній матриці зразків обох типів присутні зерна карбіду вольфраму поліендричного ограновування. Поміж цими зернами є тонкі границі, а в їх об'ємі і включеннях кобальту – ще й дислокації (рис. 4.31). В них мікроструктура перехідного прошарку є явно неоднорідною. В цілому можна виділити чотири основні складові мікроструктури. Вони всі мають евтектичну будову і відрізняються кристаломорфологією складових, а також вмістом і характером неалмазного вуглецю. Відносна кількість кожної складової перехідного прошарку відрізняється як для одного, так і для другого зразків. На рис. 4.32 наведено електронно-мікроскопічні зображення складових мікроструктури перехідних прошарків. Опишемо кожну з них [216].

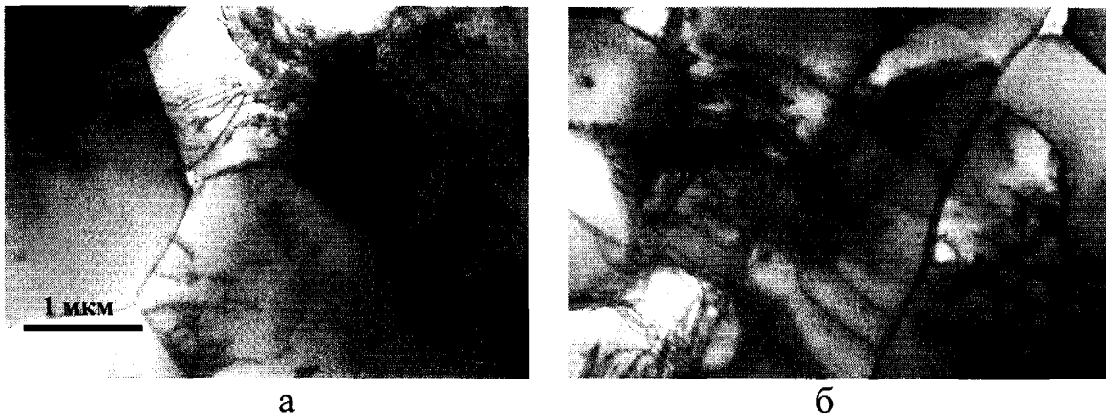


Рис. 4.31. Дислокаційна субструктура і границі зерен WC (а) і Co (б).

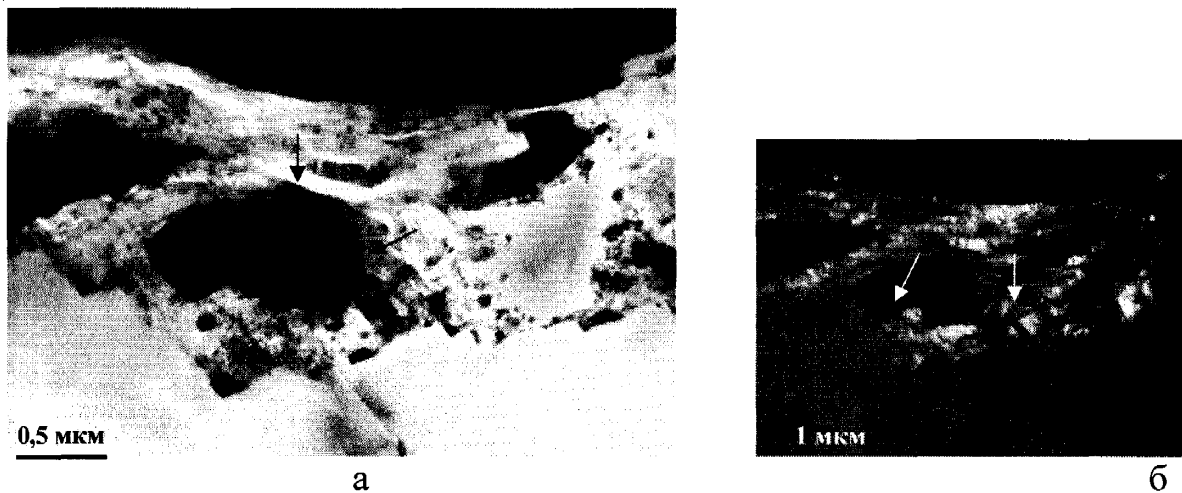


Рис. 4.32. Електронно-мікроскопічне зображення ділянки прошарку поміж алмазом і зерном WC, яка вміщує пластинки графіту: світле – (а) і темне – (б, відображені 002 графіту) зображення; стрілочками вказано пластинки графіту.

1. Основні елементи будови першої складової мікроструктури – це графіт і зерна карбіду вольфраму, розподілені в кобальті. Вуглець знаходиться у вигляді тонких пластинок з мікродоменною субструктурою. Судячи з особливостей мікроструктури такі пластинки з'являються внаслідок відшарування графіту від поверхні частинок алмаза, яке відбувається при спіканні композита (рис. 4.32, а). Зерна карбіду вольфраму в прошарках мають округлену форму, їх розміри вдвічі – тричі менші за зерна в матричній складовій (див рис. 4.31).

2. Друга складова мікроструктури в порівнянні з першою вміщує вуглець близько поверхні алмаза і евтектики, яка складається з зерен карбіду вольфраму округлої форми і нанокристалічними (10 – 20 нм) виділеннями (рис. 4.33).



Рис. 4.33. Електронно-мікроскопічне зображення прошарку з локальними включеннями неалмазного вуглецю (а – нанокристалічне виділення, б – частинки карбіду вольфраму, в – виділення вуглецю).

3. Характерною рисою складової третього типу є поєднання колоній нанодисперсних зерен і відсутність в їх складі неалмазного вуглецю (рис. 4.34).



Рис. 4.34. Електронно-мікроскопічне зображення нанодисперсної евтектики в передньому прошарку алмаз – твердий сплав.

4. Четверта складова мікроструктури сформульована на основі нанодисперсного виділення в поєднанні з тонкопластинчатими утвореннями, поміж яких зустрічаються локальні виділення графіту (рис. 4.35).

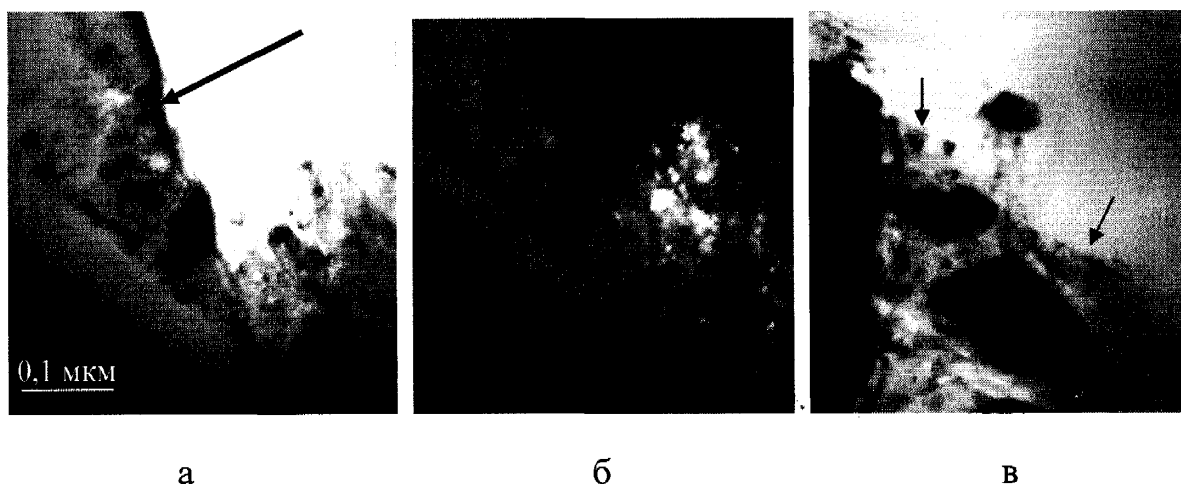


Рис. 4.35. Електронно-мікроскопічне зображення складових мікроструктури перехідного прошарку з нанодисперсних обмежених виділень (показано стрілочками) з включеннями графіту (у відображенні 002 графіту (а) і (б) і без нього (в)).

За периметром поверхні контакту алмаз – твердий сплав мікроструктура має, як правило, будову першого і другого типу, а також їх поєднання, зокрема в окремих мікрооб'ємах. Четвертий тип мікроструктури добре ілюструє рис. 4.35, а, б. За результатами досліджень для зразків, отриманих за стандартною технологією, видно, що об'ємна частка мікроструктури першого типу є значно більшою, ніж в зразках, отриманих на основі шихти з добавками  $\text{CrB}_2$ . Це і є основною причиною низького алмазоутримання в стандартних зразках.

Далі розглянемо механізми утворення структури в перехідній зоні поміж частинками алмаза і матриці WC-Co і дослідимо вплив хрому на цей процес.

Відомо [207], що спікання твердого сплаву проходить по рідкофазному механізму, який реалізується за рахунок утворення евтектики в системі WC-Co. Температура утворення евтектики становить  $\sim 1300$  °C. Спікання композита алмаз – твердий сплав через неоднорідності фазового складу в об'ємі відбувається в двох системах: (WC-Co) – матрична складова і (WC-Co-C) – об'єми матриці навколо частинок алмаза. Через це в матриці навколо алмаза проходять структурні перетворення, які істот-



но відрізняються від перетворень в матриці, вони відіграють важливу роль у формуванні структури перехідної зони. Ще на стадії твердофазного спікання на контакті алмаз – матриця можлива взаємодія вихідних речовин з навколишнім середовищем. Із даних роботи [177] випливає, що за температури  $T = 1200\text{ }^{\circ}\text{C}$  така взаємодія відбувається за евтектичним типом з утворенням неалмазного вуглецю. Крім того, в потрійній системі WC-Co-C за  $T = 1270\text{ }^{\circ}\text{C}$  може утворитися евтектика. При збільшенні температури спікання від  $1275\text{ }^{\circ}\text{C}$  до  $1300\text{ }^{\circ}\text{C}$  евтектичний розплав WC-Co розподіляється рівномірно в об'ємі, що вирівнює фазові складові в матриці навколо частинок алмаза. Передусім це стосується розчину вольфраму і вуглецю в кобальті. В цьому разі кобальт збагачується вуглецем і збіднюється вольфрамом. В цілому на етапі рідкофазного спікання утворення структури матриці відбувається за рахунок фазових перетворень в системі WC – Co (C, W), а в перехідному прошарку – в системі WC – Co (C, W) – C (алмаз і графіт).

Структуроутворення в композиті і формування складових мікроструктури перехідної зони на стадії охолодження відбувається за рахунок перетворень у твердому розчині вольфраму і вуглецю в кобальті. Навколо частинок алмаза такий розчин завжди збагачений вуглецем, що і сприяє його виділенню у вільному стані. Таким чином, присутність неалмазного вуглецю в перехідній зоні алмаз – матриця НКМ є закономірним процесом. Ці результати також підтверджуються дослідженнями, які виконані нами за допомогою електронно-мікроскопічного аналізу.

З наведених вище даних випливає: утворення графіту в перехідній зоні навколо частинок алмаза є найнесприятливішим фактором, який понижує алмазоутримання композита. Подібні виділення графіту найбільшою мірою характерні для композиційних матеріалів стандартного складу (алмаз – твердий сплав ВК6). Так, присутність пластинок графіту в перехідній зоні (див. рис. 4.31) свідчить про те, що цей графіт утворюється ще на стадії твердофазного спікання. Тому розглянемо роль добавки  $\text{CrV}_2$  в запобіганні утворенню графіту при спіканні НКМ системи алмаз – твердий сплав ВК6.

Відомо, що хром і його сполуки добре розчиняються в кобальті [207], крім того, хром сприяє розчинності вольфраму в кобальті, тобто є добавкою, яка знижує роз-

чинність вуглецю. Результати, отримані нами в роботі [174], дозволяють зробити висновок, за присутності хрому ( $\text{CrB}_2$ ) у складі вихідних речовин композита утворюється потрійний карбід ( $\text{WCoCr}$ ) як в матриці, так і в перехідному прошарку. Також хром є активним щодо вуглецю. Вже за  $1100 - 1200\text{ }^\circ\text{C}$  в контактi з алмазом він утворює карбіди [173], а за даними роботи [209] в системі  $\text{Cr}_3\text{C}_2 - \text{Co}$  за  $1280\text{ }^\circ\text{C}$  виникає евтектика. Виходячи з цих даних, стає ясним, що домішки хрому позитивно впливають як на ущільнення складових композита при його спіканні, так і на формування мікроструктури перехідного прошарку алмаз – матриця. Діючим механізмом в цьому разі є утворення евтектики в системі  $\text{Cr}_3\text{C}_2 - \text{Co}$  в окремих мікроб'ємах або зниження температури утворення евтектики  $\text{WC} - \text{Co}$  в присутності розчиненого в кобальті хрому. Позитивна роль цього фактора полягає в тому, що ущільнення складових композита за  $T \leq 1300\text{ }^\circ\text{C}$ , тобто нижче за температуру утворення евтектики  $\text{WC} - \text{Co}$ , запобігає перетворенню алмаз  $\rightarrow$  графіт в процесі спікання. Крім того, це сприяє також більш однорідному розподілу фазових складових.

В композиті з добавками до вихідної шихти алмаз – твердий сплав хрому на стадії охолодження формування прошарку поміж частинками алмаза і матрицею відбувається внаслідок структурних перетворень у розчині  $\text{Co} - \text{C} - \text{W} - \text{Cr}$ . Через підвищений вміст вольфраму у цьому розчині відбувається кристалізація як  $\text{WC}$ , так і подвійних ( $\text{WCo}$ ), а також потрійних ( $\text{WCoCr}$ ) карбідів. Це й сприяє формуванню дрібнозернистої структури у перехідному прошарку і зменшенню утворення неалмазного вуглецю в НКМ з добавками  $\text{CrB}_2$ .

Таким чином, отримані результати щодо формування структури перехідної зони матриці навколо алмазу дозволяють зробити висновок, що для підвищення алмазоутримання в НКМ стандартного складу потрібно вводити добавки  $\text{CrB}_2$ , які сприяють зниженню температури рідкофазного спікання і запобігають фазовому перетворенню алмаз  $\rightarrow$  графіт на стадії твердофазного спікання, а також сприяють розчинності вольфраму в кобальті.

#### 4.8. Зв'язок енергії активації процесів спікання із структурою і властивостями бурових вставок

У попередніх пунктах цього розділу описано специфічні особливості фізичного і енергетичного станів композитів двох систем алмаз – твердий сплав ВК6 і алмаз – (твердий сплав ВК6 +  $\text{CrB}_2$  +  $\text{W}_2\text{B}_5$ ) на різних стадіях (див. п. 4.3). Там було показано, що позірна енергія активації характеризує енергетичний бар'єр, який мають здолати атоми реакційної системи для того, щоб відбулися дифузійні процеси, зародкоутворення нових фаз і хімічні реакції поміж складовими композита (вихідними речовинами). При цьому енергія активації виконує роль стрибкоподібної функції в тривимірному просторі, разом з кінетичними параметрами дає інформацію про структуру і фізичні властивості НКАМ, доступні і навіть недоступні експериментальному вивченню.

Метою цих досліджень є з'ясування правдивості отриманих кінетичних рівнянь (4.40 – 4.61) для опису фізико-хімічного стану при спіканні алмазовмісних композитів на основі твердосплавної матриці на різних стадіях. Особлива увага надається виявленню зв'язку енергії активації і кінетичних параметрів процесу спікання зі структурою і властивостями НКАМ.

Як об'єкти, що досліджуються, взято бурові вставки однакових розмірів (діаметром 10 мм, висотою 10 мм і товщиною алмазовмісного шару 3 мм) стандартного хімічного складу – зразки 1 і дослідні – зразки 2. Зразки першого типу отримано на основі вихідної шихти (ваг. %) алмаз – ( $\text{WC} + \text{Co} + \text{CrB}_2 + \text{W}_2\text{B}_5$ ). Дані про спосіб приготування шихти,  $p - T - t$  умови спікання, кінетику спікання дослідних зразків і методологію дослідження див. в п. п. 4.3.1., 4.4 і 2.4.

В ямках відривання і на поверхні кристалів алмаза, які відірвалися від матриці, що характерно для зразків 1 складу алмаз – твердий сплав ВК6 з низькою здатністю алмазоутримання, переважно спостерігається завищений вміст вуглецю зокрема коли має місце виділення вільного вуглецю у вигляді окремих ізольованих частинок (див. рис. 4.11, б), а також у вигляді тонких пластинок дуже розупорядкованого графіту (див. рис. 4.11, а) і графіту у вигляді бахроми, який осідає на зернах карбіду во-

льфраму з мікропластинчатою субструктурою (див. рис. 4.11, в). Виявилось, що ключову роль у формуванні вуглецю в структурі цього зразка відіграли хімічні реакції, які відбуваються в системі  $WC - \gamma(C) - C$  (де  $\gamma$  – твердий розчин вуглецю і вольфраму в кобальті) в ділянках, багатих на вуглець. В роботах [184, 185, 209] також відзначається, що в цьому разі можливе утворення потрійної евтектики складу ( $\gamma + WC + \text{графіт}$ ). Характерною рисою зразків 2, які вміщують у вихідній шихті алмаз – твердий сплав ВК6 добавки порошоків  $CrB_2$  і  $W_2B_5$ , є відсутність графіту як в продуктах взаємодії алмаз – матриця, так і в матриці вдалині від контакту алмаз – матриця. Особливістю розподілення в матриці є те, що на спектрах рентгенівського випромінювання його піки збігаються з піками хрому, а в прошарку продуктів взаємодії – як з піками хрому, так і вольфраму чи розподіляються безпосередньо близько від них (див. рис. 4.13, в, г). В першому випадку хром знаходиться у вигляді твердого розчину в кобальті, а в другому – у вигляді потрійного карбіду в системі  $WC - Cr - Co$  чи прошарків карбіду, які осіли на зернах  $WC$ , що і запобігає утворенню сегрегацій вільного вуглецю як в матриці, так і на контакті алмаз – матриця.

Закономірності цих процесів і ефектів добре пояснює кінетична модель для опису фізико-хімічних процесів, які відбуваються при спіканні НКМ на різних стадіях, запропонованих у роботах [161 – 163, 165 – 169]. Так, кінетичний аналіз (див. п. 4.3) процесу спікання стандартного зразка 1 на заключному етапі характеризується зростаючою швидкістю зародкоутворення нової фази (кінетичний параметр  $r = 1,06$ ). При цьому відносно невеликі значення енергії активації зародкоутворення  $E_{G2} \approx 2600$  Дж/моль (див. рівняння (4.50)) і хімічних реакцій  $E_{R2} \approx 13507$  Дж/моль по усіх трьох можливих напрямках (див. рівняння (4.54 – 4.56)) свідчать про перебіг цього процесу, тобто утворення графіту в матриці композита 1. Стає очевидним, що вплив цих хімічних реакцій на формування структури і властивостей стандартного зразка негативний. Відносно процесу спікання зразків 2, які вміщують у вихідній шихті алмаз – твердий сплав ВК6 добавки порошоків  $CrB_2$  і  $W_2B_5$ , то аналіз рівняння (4.51) і (4.50) показує, що енергія активації зародкоутворення нової фази  $E_{G2}$  зменшилась приблизно на 1000 Дж/моль, а хімічних реакцій поміж складовими композита  $E_{R2}$  зменшилась на 5500 Дж/моль (див. рівняння 4.57 – 4.59 і 4.54 – 4.56 відповід-

но) в порівнянні з аналогічним параметром зразка 1. При цьому кінетичний параметр  $r$  на заключному (другому) етапі спікання збільшився від 0,08 до 0,396. Це означає, що при спіканні зразка 2 в результаті дії домішаних атомів хрому і (або) бору утворилися на границі контакту алмаз – матриця карбід складу  $(Cr, W)_x C_y$  (де  $x, y > 1$ ), а в матриці подалі від цієї границі – твердий розчин хрому в кобальті, що і привело до підвищення механічних характеристик, здатності алмазоутримання і покращання структури цього композита. При цьому різке падіння (зменшення) енергії активації хімічних реакцій поміж компонентами шихти по усіх трьох можливих напрямках свідчить про значний внесок цих реакцій і процесів, які відбуваються при спіканні на покращання структури і фізико-механічних властивостей зразків 2.

Точність і достовірність отриманих результатів з допомогою запропонованої нами кінетичної моделі підтверджують і дані робіт [217, 218], згідно з якими впливає, що в сплавах при утворенні зародків нової фази зі складом, який відрізняється від вихідного, проходить різке падіння енергії активації при утворенні структурних вакансій з одночасним покращанням його механічних властивостей. Аналіз кінетичних рівнянь (4.53) і (4.43) показав, що при спіканні зразка 2 на заключній стадії в результаті зміни внутрішньої структури композита за рахунок зростання  $p - T$  умов різко зменшилась енергія активації процесів дифузії  $E_{D2}$  від 27120,7 до 1085,6 Дж/моль. Вона вдвічі менша від аналогічного параметра  $E_{D2}$  при спіканні зразка 1. Це означає, що вільні вакансії, які утворилися внаслідок об'ємної дифузії кобальту як із зони контакту алмаз – матриця в перехідний (проміжний) прошарок, так і з прошарку в матрицю заміщують атоми Cr і (або) W, що і сприяє утворенню складного карбиду (нової фази) в першому випадку і твердого розчину хрому в кобальті – в другому. Підтвердженням цих висновків є наведені нами в попередніх параграфах (див. п. 4.4) дослідження зломів зразків 1 і 2 на РЕМ. Так, в ділянках контакту алмаз – матриця завжди є проміжний прошарок, який відрізняється від матриці морфологією зернистої структури (див. рис. 4.8, а, б). Товщина цього прошарку не перевищує 3 мкм. Практично для всіх випадків, коли спостерігається відривання кристалів алмаза від матриці, а також в ділянках несучільності (каверн, пор) на поверхні контакту алмаз – матриця в зоні навколо алмаза, локально чи за усім периметром алмаза,

відбувається занижений вміст кобальту в зразку 1. При цьому реалізація сколювання частинок кристалу алмаза, тобто в тому разі, коли границя контакту алмаз – матриця є дуже міцною, вміст кобальту в цій зоні близький або завищений у порівнянні з характерним для матриці вдалині від зони контакту. Таке чи майже таке співвідношення кобальту завжди має місце в зразках 2 по відношенню до зразків 1.

За морфологічними особливостями прошарку виділимо три типові випадки, коли виникає відривання кристалів алмаза від матриці, що завжди відбувається в стандартному зразку 1: низький вміст кобальту (див. рис. 4.9, в, г) і високий вміст вуглецю за малої кількості вольфраму в різних ділянках структури (див. рис. 4.10, а, г, б, д); високий вміст вуглецю і особливий стан прошарку, який проявляється в присутності яскраво вираженої направленості мікроструктури з однієї сторони, і близьким, чи практично таким, що збігається, розміщенням інтенсивних піків кобальту, вольфраму і вуглецю на їх спектрах рентгенівського випромінювання – з другого (див. рис. 4.10, в, е). Структурнофазовий стан останнього типу є найбільш характерним для ямок відриву частинок алмаза, а також поверхні частинок алмаза з прошарком продуктів взаємодії.

З аналізу отриманих даних випливає, що на формування структури і фізико-механічні властивості НКМ на основі твердосплавних матриць істотно впливають дифузійні процеси і хімічні реакції, які відбуваються при їх спіканні. Цей вплив пояснюється зміною енергії активації і кінетичних параметрів на різних стадіях спікання, а також зміною активаційного об'єму  $\Delta V$ , що пов'язано з утворенням і рухом одного моля дефектів, який забезпечує дифузійні процеси. Наприклад, для композиції 1 з аналізу рівнянь (4.40) впливає те, що на першій стадії спікання значення активаційного об'єму для зародкоутворення нової фази  $\Delta V_1 = 0,00499 \text{ м}^3/\text{моль}$ , для дифузії  $\Delta V_1 = 0,01104 \text{ м}^3/\text{моль}$  (див. рівняння (4.42)) і хімічних реакцій  $\Delta V_1 \approx 0,004804 \text{ м}^3/\text{моль}$  (див. рівняння (4.44 – 4.46)). На другій стадії спікання при істотному збільшенні температури і тиску ці параметри мали значення:  $\Delta V_2 = 8,55 \cdot 10^{-5} \text{ м}^3/\text{моль}$  (див. рівняння 4.50),  $\Delta V_2 = 0,00019 \text{ м}^3/\text{моль}$  (див. рівняння 4.52). При спіканні зразків 2 відбувається аналогічне змінювання активаційного об'єму на різних стадіях (див. рівняння (4.41); (4.43); (4.34 – 4.36); (4.51); (4.53); (4.57 – 4.59)). Важли-

вим при цьому є і те, що отримані вище результати підтверджують дані роботи [219, 220], а також вони добре узгоджуються з результатами структурного дослідження надтвердих матеріалів на основі багатокомпонентних металевих зв'язках [221 – 223].

Таким чином, із проведених досліджень випливає, що змінювання позірної енергії активації процесу спікання алмазовмісних композитів на основі твердого сплаву ВК6 і кінетичних констант несе у собі інформацію про їх структури і фізико-механічні властивості. Незважаючи на труднощі, які зустрічаються при виявленні фізичної і хімічної природи процесів, що відбуваються, такий підхід до проблеми має безпосередні переваги над іншими (рентгеноспектрального і металографічного аналізів), оскільки він дозволяє отримувати інформацію про фізичний стан композита без використання складного обладнання та запобігати великому об'єму робіт з експериментального вивчення цих процесів. Це має дуже важливе значення і тому, що зміна хімічного складу і  $p - T - t$  умов спікання приводить до інших властивостей, нових явищ і ефектів. Тим не менш отримані кінетичні рівняння дозволяють описати процес спікання лише по одному із можливих механізмів: дифузії, зародкоутворення нових фаз, хімічних реакцій, що обмежують більш ґрунтовне пояснення змінювання структури і властивостей НКМ при їх спіканні.

Для цього спробуємо пояснити ці причини з використанням кінетичної моделі запропонованої нами для загального випадку, коли швидкість процесу спікання контролюють одночасно два механізми – дифузія і хімічна реакція (див. рівняння (4.60) і (4.61)). Аналіз рівняння (4.60) показує, що при спіканні зразків 1 на основі вихідної шихти алмаз – твердий сплав ВК6 на заключному етапі має місце дифузія (кінетичний параметр  $m = 0,59$ ) з відносно низьким значенням порядку хімічної реакції (кінетичний параметр  $n = 3,51$ ). При спіканні зразків другого складу в кінетичному рівнянні (4.61) змінилися всі кінетичні константи. Значення  $E_a$  і  $\Delta V$  для квазі-сталого процесу при  $da/dt \rightarrow 0$  вказує на максимальні величини цих параметрів. Так, при спіканні цього зразка, який містить у вихідній шихті алмаз – твердий сплав ВК6 добавки порошків  $CrB_2$  і  $W_2B_5$ , на заключному етапі кінетичний параметр  $m = 1,37$  вказує на об'ємні дифузійні процеси, зміну механізму переносу маси (перегрупу-

вання частинок порошків на молекулярному рівні) із значним збільшенням порядку хімічної реакції (кінетичний параметр  $n = 11,59$ ). При цьому значення активаційного об'єму  $\Delta V_2 = 0,000134 \text{ м}^3/\text{моль}$  по відношенню до аналогічного параметру зразків 1  $\Delta V_1 = 0,001105 \text{ м}^3/\text{моль}$  свідчить про активацію процесу спікання, краще ущільнення структурних складових композита та зростання його механічних властивостей. Ці результати підтверджують експериментальні результати структурного стану зразків 1 і 2. Дійсно, найбільша щільність макроприступок руйнування в матриці, які починаються біля границі контакту алмаз – матриця, а також біля кристалів алмаза, що руйновані відколюванням, трапляється для зразків 2 (див. рис. 4.12, а, б), а найменша – для зразків 1 (див. рис. 4.12, в). Окрім того в стандартних зразках 1 на ділянках матриці навколо алмаза присутні мікротріщини, сколювання, порожнини і трапляються ділянки матриці, з яких передчасно випали кристали алмазів (див. рис. 4.6, а і 4.7, а, б), а в зразках 2 на цих ділянках мікротріщини, сколювання, порожнини та випадіння алмазів відсутні, руйнування алмазів відбувається тільки за рахунок сколювання (див. рис. 4.6, б і 4.6, в, г). Важливим фактором є також різниця зернистої структури в продуктах взаємодії алмаз – матриця. Для зразків в зазначених продуктах виявлено переважно крупнозернисту будову, а для зразків 2 – дрібнозернисту. Розміри елементів мікроструктури в першому випадку 3 – 6 мкм, а в другому не перевищують 1 мкм.

Значення енергії активації процесу спікання зразка 2  $E_2 = 30815,37 \text{ Дж/моль}$  щодо енергії активації процесу спікання стандартного зразка 1  $E_1 = 7420,43 \text{ Дж/моль}$  (див. рівняння (4.61) і (4.60) відповідно) констатує, що в даний момент часу на границях контакту алмаз – матриця утворилися досить міцні хімічні зв'язки (утворення складного карбїду в потрійній системі WC – Cr – Co) і нова фаза в матриці вдалині від алмаза (твердий розчин хрому в кобальті), на що і знадобилася реакційній системі другого складу допоміжна енергія. Ці результати також підтверджують моделі експериментальні дослідження взаємодії вихідних речовин в дослідних зразках (див. рис. 4.15 – 4.28). Їх аналіз свідчить, що введення до вихідної шихти алмаз – твердий сплав ВК6 добавок боридів  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$  при її нагріванні утворює нові фази, які можуть бути як рівноважними, так і нерівноважними для заданого хімічного



складу. В рівновазі з кобальтовою фазою можуть бути  $\text{Co}_3\text{V}$ , утворення якого трапляється для всіх дослідних зразків, а також  $\text{CrB}_2$ , складні бориди  $\text{Cr}_2\text{Co}_{21}\text{B}_6$ ,  $\text{W}_2\text{Co}_{21}\text{B}_6$  і, можливо, борокарбід  $\text{C}_{11}\text{B}_2\text{C}$ . Нерівнофазними фазами  $\text{Co}_2\text{V}$ ,  $\text{WCoV}$ , їх утворення потрібно розглядати як проміжний етап формування структури. Борид  $\text{Co}_3\text{V}$  утворює евтектику  $p \leftrightarrow \text{Co} + \text{Co}_3\text{V}$ , температура якої  $T = 1110 - 1120$  °C близька до температури евтектики в подвійній системі  $\text{Co} - \text{V}$ , а за присутності вольфраму підвищується значення  $T = 1132$  °C в зразку  $\text{Co} - \text{WC} - \text{CrB}_2$  і до  $T = 1177$  °C в зразку  $\text{Co} - \text{WC} - \text{W}_2\text{B}_5$ .

Випробування на зносостійкість дослідних зразків 1 і 2 теж свідчить про справедливність запропонованої нами кінетичної моделі для опису фізико-хімічних процесів, які відбуваються при спіканні, а також про точність результатів, отриманих за її допомогою. При цьому значенні лінійної інтенсивності зношування зразків 2 вдвічі менше за аналогічний параметр зразка 1. Суттєве підвищення зносостійкості зразків 2 забезпечується за рахунок високої здатності алмазоутримання. Так, після випробувань на зносостійкість в умовах екстремальних навантажень, контактних температур і вібрацій на робочій поверхні зразка 2 алмазні зерна з матриці практично не випали, а в зразку 1 – більшість алмазів випали з матриці. В цілому отримані дані про структурний стан двох типів зразків бурових вставок підтверджує справедливність запропонованої кінетичної моделі для опису фізико-хімічних процесів, які відбуваються при спіканні таких композитів на різних стадіях. Такий підхід дозволяє не тільки уявити картину процесів, що відбуваються при спіканні, але й спрогнозувати майбутні структури та їх фізико-механічні властивості НКМ. Це пов'язане з тим, що тут є чіткі ознаки, які дозволяють стверджувати, що в змінний момент часу для заданого хімічного складу і  $p - T$  умов спікання сформувався композит потрібної структури і фізико-механічних властивостей, чи, навпаки, отримати інформацію, що такі структури і властивості в системі, що спікається утворитися не можуть. Слід відзначити, що енергія активації є найдосконалішим показником якості НКМ, що спікаються. Дуже важливим в моделі є те, що вона дозволяє використовувати різні кінетичні рівняння і математичні методи для описання тонких процесів при спіканні.

Узагальнюючи проведені дослідження, зробимо такі висновки:

1. Запропоновано кінетичну модель для опису процесів, які відбуваються при спіканні алмазовмісних композитів на основі твердосплавних матриць методом гарячого пресування, для загального випадку, коли швидкість процесу контролює як дифузія, так і хімічна реакція поміж вихідними речовинами.

2. Показано, що комплексне застосування відомих рівнянь Йохансона – Мела – Аврамі – Єрофієва – Колмогорова, Яндера і запропонованої кінетичної моделі дозволяє дослідити фізико-хімічні процеси, які відбуваються при спіканні на різних стадіях і більш ґрунтовно пояснити причини змінювання структури і фізико-механічних властивостей НКМ, а також виявити основні фактори, що на них впливають.

3. Вперше дано кількісну оцінку процесів дифузії зародкоутворення нових фаз, хімічних реакцій поміж вихідними речовинами шихти і показано їх внесок на формування структури і фізико-механічних властивостей бурових вставок різних складів.

4. Показано, що енергія активації дифузії, зародкоутворення нових фаз і хімічних реакцій має універсальний характер і разом з кінетичними параметрами процесу спікання дозволяє визначити не тільки енергетичний стан композита, що спікається, але й передбачити його структуру і властивості. Запропоновано як параметр якості готового виробу використовувати енергію активації і кінетичні параметри.

5. Статистична достовірність дослідних і модельних розрахунків свідчить про точність і адекватність моделювання фізико-хімічних процесів спікання НКМ.

6. Методами рентгеноспектрального аналізу досліджено особливості формування структури композитів системи алмаз – твердий сплав ВК6 залежно від хімічного складу і  $p - T - t$  умов спікання. Встановлено, що введення домішок тугоплавних з'єднань до вихідної шихти при спіканні за оптимізованих  $p - T - t$  умов сприяє підвищенню однорідності зернистої структури і фазового складу матриці, зменшенню середнього розміру зерна WC в матриці, формуванні в матриці стискувальних напружень, а також запобігає утворенню неалмазного вуглецю в продуктах взаємодії алмаз – матриця.

7. Поєднання дрібнозернистої структури, високої твердості, міцності контакту алмаз – матриця і зносостійкості зразків, які вміщують у вихідній шихті алмаз – твердий сплав ВК6 добавки порошоків  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$ , свідчить про те, що хром і бор корінним чином впливають на хід дифузійних процесів і хімічних реакцій поміж компонентами які в свою чергу відіграють найважливішу роль у формуванні структури і властивості НКАМ. В результаті взаємодії цих домішок з основними компонентами шихти утворюється на границі контакту алмаз – матриця складний карбід в потрібній системі  $\text{WC} - \text{Cr} - \text{Co}$ , а на відстані від цієї границі утворюється твердий розчин хрому в кобальті, а також нові фази, які можуть бути як рівноважними, так і нерівноважними для заданого хімічного складу.

9. На основі виконаних досліджень за допомогою запропонованої кінетичної моделі розроблено конкурентоздатні на світовому ринку породоруйнівні елементи для бурових інструментів.

10. Отримано дані про відміну в структурному стані різних зразків НКАМ, які підтверджують дієздатність кінетичної моделі опису фізико-хімічних процесів, що паралельно відбуваються при їх спіканні. Знання загальних закономірностей цих процесів та їх поєднання з рентгеноспектральними дослідженнями структурного стану композита дозволяє більш ґрунтовно пояснити причини змінювання структури і властивостей НКАМ. Тому такий підхід слід розвивати і приділяти йому належну увагу. Розвиток цього підходу має важливе значення для теорії і технології не тільки НКАМ на основі твердого сплаву, але й для усього спектра надтвердих та інших композиційних матеріалів нового покоління.

## РОЗДІЛ 5

### КІНЕТИКА ЗНОШУВАННЯ ТА РОЗРОБКА ЕФЕКТИВНИХ БУРОВИХ ІНСТРУМЕНТІВ. РЕЗУЛЬТАТИ ЇХ ВИРОБНИЧИХ ВИПРОБУВАНЬ

#### 5.1. Актуальність і важливість проблеми

Серед задач математичної фізики, які є важливими для створення конкурентоспроможних на світовому ринку алмазних бурових доліт, особливе місце посідають контактні задачі теорії пружності за наявності зносу контактуючих тіл. В технічних проблемах порошкової металургії і матеріалознавства знання кінетики зносу бурових інструментів з НКАМ на основі твердосплавних матриць є необхідними умовами для подальшого вирішення конструкторсько-технологічних питань щодо таких інструментів. Ця проблема має численні аспекти: від конструкторсько-технологічних, питань техніки безпеки і охорони зовнішнього середовища до суто математичних і обчислювальних.

В процесі буріння гірських порід алмазним долотом, як було нами показано у попередніх розділах (див. п. 1.3), бурові вставки з НКАМ зношуються і необоротно змінюють свою форму по відношенню до форми профілю. Це зумовлює зміну зони контакту, градієнта температури, контактного тиску, а також градієнта механічних властивостей і прискорює формозміни поверхневих шарів композиційного матеріалу. Спрогнозувати зносостійкість і довговічність бурових інструментів залежно від фізико-механічних властивостей алмазів і складових матриці, хімічного складу композита, концентрації і зернистості алмазів, геометричних параметрів профілю, технологічних режимів буріння і умов охолодження є дуже складною проблемою, від вирішення якої залежить створення матеріалів нового покоління та інструментів на їх основі, а також економія дорогоцінної сировини. Розвиток цієї проблеми має тривалу історію, пов'язану з прізвищами класиків природознавства. Експериментальний шлях дослідження цих проблем трудомісткий і потребує використання складного обладнання. Окрім того, вони не враховують взаємного впливу процесів, які від-

буваються при спіканні і зношуванні НКАМ. Такі дослідження проводять відповідно до контрольних зразків НКАМ для того, щоб лише визначити основний напрямок в покращанні їх структур і властивостей.

Тому потрібно розробити нові підходи на основі аналітичних методів дослідження зношування готових інструментів з метою визначення факторів, що істотно впливають на кінетику цього процесу і встановлення кількісних параметрів, які прямо відповідають за якість інструментів з НКАМ і ефективність буріння. Суттєва відміна фізико-механічних властивостей алмазів від аналогічних параметрів складових композита, специфічні особливості конструкції долота, сукупність градієнтів температури і тиску ускладнюють постановку задачі зношування долота, вибір та обґрунтування математичних методів і побудову алгоритму розв'язку. Вони вимагають залучення математичних моделей механіки суцільних середовищ: теплопровідності, пружності і зношування. До особливостей такого моделювання слід ще віднести такі фактори:

1. Складна геометрична форма долота і умови його контакту з вибоєм свердловини, з якої інтенсивно виділяється тепло, вимагає побудови спеціальних умов взаємопов'язаних задач теплопровідності, термопружності і зношування.

2. Задачу теплопровідності не можна розглядати ізольовано від вибою свердловини, тому що тепловий потік розподіляється як в породу, так і в долото. В результаті потрібно розв'язувати нелінійну контактну задачу взаємопов'язаної термопружності в тому разі, коли температурні напруження є наслідком такого теплового потоку. Для того, щоб отримати аналітичні розв'язки задач, треба наблизити форму долота до канонічної (наприклад, сферичної, півсферичної тощо).

3. Бурове долото має неоднорідну структуру, теплофізичні і механічні властивості алмазовмісного шару суттєво відрізняються від аналогічних властивостей твёрдосплавної матриці і корпусу долота.

4. Бурове долото в процесі роботи дуже нагрівається за рахунок теплоутворення в рухомому контакті і охолоджується потужним потоком бурового розчину.

5. Для розв'язання задачі зношування слід використовувати співвідношення, які описують залежність швидкості зносу від тиску і швидкості ковзання (див. рівняння

(1.49) чи (1.50)), умови контакту спряження за довільний момент часу (див. рівняння (1.51)), умови рівноваги (див. рівняння (1.52)) і залежності коефіцієнта від температури  $T$ .

На сучасному етапі конструювання бурових доліт не існує розв'язку контактної задачі термопружності за наявності зносу алмазного долота з повним відображенням специфічних особливостей надтвердих матеріалів і мікрогеометрії контактної пари в умовах буріння свердловин. Реальна проблема, яка стоїть за усіма цими феноменальними явищами, настільки складна, що на перший погляд здається недоступною щодо теоретичного вирішення.

В цьому розділі розглядається теоретичний підхід для опису кінетики зношування бурового долота, заглибленого в гірську породу, з урахуванням теплоутворення при обертанні, теплофізичних характеристик алмазовмісного шару, умов буріння і охолодження тоді, коли коефіцієнт зносу залежить від температури. Тут використовуються аналітичні співвідношення для розрахунку температурних полів і термонапружень в алмазному долоті, отримано в розділі 3.

## 5.2. Фізичні передумови та математична постановка задачі

Розглядаємо задачу зношування алмазного долота в процесі буріння нафтової чи газової свердловини при його охолодженні рідиною. Нехай в сферичній системі координат в пружний напівпростір (гірська порода) вдавлюється сферичне долото у вигляді половини шару

$$\Omega = \left\{ (r, \theta, \varphi) \mid r \in [0; r_2], \theta \in \left[ 0; \frac{\pi}{2} \right], \varphi \in [0; 2\pi] \right\}; \quad (5.1)$$

Зусилля  $p$  діє по осі симетрії долота, яке обертається навколо осі  $O_z$  з постійною кутовою швидкістю  $\omega$ . Розглядаємо симетричні умови відносно осі  $O_z$ , які не залежать від кута  $\varphi$  (рис. 5.1). В зоні контакту робоча поверхня долота – гірська порода

$$\Gamma = \left\{ (r, \varphi) \mid r = r_2; \theta \in \left[ 0; \frac{\pi}{2} \right] \right\} \quad (5.2)$$

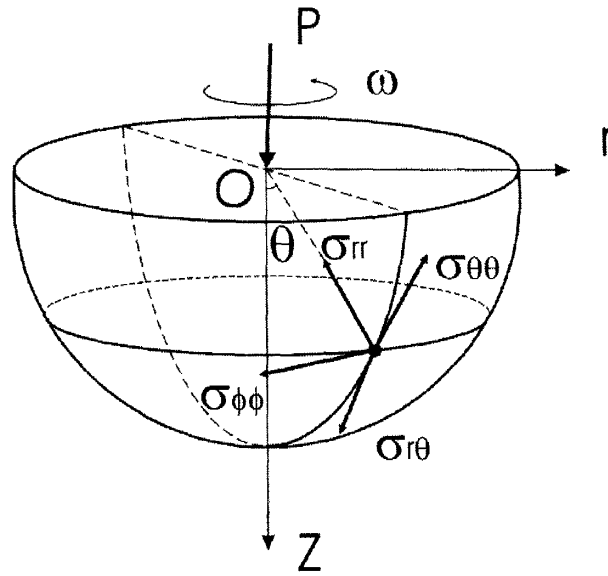


Рис. 5.1. Геометричне зображення контакту алмазне долото – гірська порода:  $r, \theta, \varphi$  – сферичні координати;  $P$  – вертикальне зусилля;  $\omega$  – кутова швидкість обертання;  $r_2$  – зовнішній радіус долота з алмазовмісним покриттям;  $\sigma_{rr}, \sigma_{r\theta}, \sigma_{\theta\theta}$  і  $\sigma_{\varphi\varphi}$  – складові загальних термопружень;  $\mu = \cos \theta$ .

присутні радіальні  $\sigma_{rr}(r_2, \theta, t)$  і дотичні  $\sigma_{r\theta}(r_2, \theta, t)$  контактні термонапруження, які пов'язані між собою законом Кулона:

$$\sigma_{r\theta}(r, \theta, t) = k \sigma_{rr}(r_2, \theta, t), \quad (5.3)$$

де  $k$  – коефіцієнт тертя.

Контактні напруження  $\sigma_{r\theta}(r_2, \theta, t)$  здійснюють в одиницю часу роботу

$$\begin{aligned} A &= \omega r_2 \sin \theta \sigma_{r\theta}(r_2, \theta, t) = \\ &= \omega r_2 \sqrt{1 - \mu^2} \sigma_{r\theta}(r_2, \mu, t) = \omega r_2 \sqrt{1 - \mu^2} k \sigma_{rr}(r_2, \mu), \end{aligned} \quad (5.4)$$

яка витрачається переважно на теплоутворення, внаслідок чого робоча поверхня алмазного долота зношується.

Перед тим, як приступати до формулювання задачі зношування алмазного бурового долота, виконаємо такі передумови.

Відомо, що ресурс роботи алмазного долота становить близько 200 – 400 год залежно від фізико-механічних властивостей надтвердих композиційних матеріалів, абразивних характеристик гірської породи і умов буріння. Оскільки контактні температури і термонапруження при бурінні міцних і абразивних порід швидко виходять на стаціонарний режим (див. рис. 3.9 – 3.12), це дозволяє вважати, що основним видом зношування алмазного долота є абразивне зношування, при якому його коефіцієнт залежить від температури, контактний тиск уявляємо як загальні радіальні термонапруження  $\sigma_r(r_2, \mu)$ , а швидкість ковзання залежить від кутової координати  $\theta$ . Тоді диференціальне рівняння швидкості зношування алмазного сферичного долота в процесі буріння свердловин можемо написати у такому вигляді:

$$\frac{dW_*}{dt} = K_i \sigma_r(r_2, \mu) \omega r_2 \sqrt{1 - \mu^2}, \quad (5.5)$$

де  $K_i$  – коефіцієнт абразивного зношування, який визначається залежно від температурного розподілу співвідношенням:

$$K_i = K_1 + K_2 T(r_2, \mu, t); \quad (5.6)$$

$K_1$  і  $K_2$  – складові лінійної залежності коефіцієнту зношування від температури;  $\omega$  – кутова швидкість обертання;  $r_2$  – зовнішній радіус сферичного долота з алмазовмісним покриттям;  $\mu = \cos \theta$ .

Загалом диференціальне рівняння швидкості зношування алмазного бурового долота можна інтегрувати лише чисельно, тому що маємо складні залежності температури і термонапружень від часу в перехідних умовах. Це важливо для вивчення роботи інструменту на стадії прироблювання, де відбуваються ці процеси. Оскільки основний ресурс роботи алмазного долота припадає на стаціонарний режим, це дає можливість підійти до інтегрування рівняння швидкості зношування (5.5).



### 5.3. Розв'язок задачі

Інтегруючи диференціальне рівняння (5.5) з урахуванням (5.6) за нульової початкової умови, отримуємо таку залежність зношування алмазного долота від часу буріння:

$$W_* = (K_1 + K_2 T(r_2, \mu)) \sigma_{rr}(r_2, \mu) \omega r_2 \sqrt{1 - \mu^2} t, \quad (5.7)$$

де  $\sigma_{rr}(r_2, \mu)$  – складові загальних термонапружень, що визначаються з рівнянь;  $T(r_2, \mu)$  – температурний розподіл в долоті, який розраховується на основі отриманих рішень (3.105), (3.109).

Отримане рівняння (5.7) показує, що стійкість алмазного бурового долота суттєво залежить від кутової координати  $\theta$ , причому її вплив передається як через контактну температуру  $T(r_2, \mu)$ , так і через контактні напруження  $\sigma_{rr}(r_2, \mu)$ , а також лінійну швидкість ковзання  $v = \omega r_2 \sqrt{1 - \mu^2}$  робочої поверхні інструменту. Це свідчить про те, що робоча поверхня долота зношується нерівномірно, що принципово важливо для технології виготовлення бурових доліт і оснащення їх НКМ.

Для детального аналізу зношування алмазних бурових доліт ми провели дослідження залежності коефіцієнта зношування породоруйнівних вставок алмаз – твердий сплав ВК6 від контактної температури  $T(r_2, \mu)$ . На основі статистичного аналізу експериментальних даних маємо таку залежність коефіцієнта зносу алмазного бурового долота від температури:

$$K_i(T) = \begin{cases} K_0, & 0 \leq T \leq 350 \text{ } ^\circ\text{C} \\ K_1 + K_2 T(r_2, \mu), & T > 350 \text{ } ^\circ\text{C}. \end{cases} \quad (5.8)$$

Коефіцієнти  $K_0$ ,  $K_1$  і  $K_2$  знаходимо методом найменших квадратів з умови мінімуму функціонала:

$$J(K_1, K_2) = \sum_{i=1}^N (K_1 + K_2 T_i - K_i)^2, \quad (5.9)$$

де  $K_i$ ,  $i = \overline{1, N}$  – експериментально розраховані значення коефіцієнтів зношування за температур  $T_i$ .

Із умов

$$\frac{\partial J}{\partial K_1} = 0, \quad \frac{\partial J}{\partial K_2} = 0 \quad (5.10)$$

маємо таку систему рівнянь для визначення коефіцієнтів  $K_1$  і  $K_2$ :

$$\begin{cases} K_i \frac{(N+1)}{2} N + K_2 \sum_{i=1}^N T_i = \sum_{i=1}^N K_i \\ K_i \sum_{i=1}^N T_i + K_2 \sum_{i=1}^N T_i^2 = \sum_{i=1}^N K_i T_i \end{cases} \quad (5.11)$$

Розв'язок системи (5.14) напишемо у вигляді:

$$K_1 = \frac{K_0 M_2 - K_1 M_1}{M_0 M_1 - M_1^2}; \quad K_2 = \frac{M_0 K_1 - M_1 K_0}{M_0 M_2 - M_1^2}, \quad (5.12)$$

де

$$\begin{aligned} M_0 &= \frac{N+1}{2} N; & M_1 &= \sum_{i=1}^N T_i; \\ M_2 &= \sum_{i=1}^N T_i^2; & K_0 &= \sum_{i=1}^N K_i; & K_1 &= \sum_{i=1}^N K_i T_i. \end{aligned} \quad (5.13)$$

Таким чином коефіцієнти  $K_0$ ,  $K_1$  і  $K_2$  мають  $K_0 = 3,64741 \cdot 10^{-21} \text{ м}^2/\text{Н}$ ;  
 $K_1 = -5,49318 \cdot 10^{-21} \text{ м}^2/\text{Н}$ ;  $K_2 = 3,64847 \cdot 10^{-21} \text{ м}^2/(\text{Н} \cdot \text{градус})$ , причому відносна похибка такого представлення не перевищує 5 %.

Зв'язок поміж лінійним і об'ємним коефіцієнтами зносу має вигляд:

$$K_{i,min} \approx \frac{K_{i,об}}{2\pi r_2 h_a}, \quad (5.14)$$

де  $h_a$  – товщина алмазовмісного шару покриття.

Остаточна формула для визначення зношування алмазного долота в процесі буріння нафтової чи газової свердловини має вигляд:

$$W_* = \frac{E\omega r_2}{1-\nu} \alpha_T (T_k - T_{жс}) \sqrt{1-\mu^2} \times \\ \times \left[ K_1 + K_2 (T_{жс} + (T_k - T_{жс})) \sum_{n=0}^{\infty} (4n+1) A_{2n} P_{2n}(\mu) \right] \times \\ \times \sum_{n=0}^{\infty} \left( A_{2n} \frac{(4n+1)(2n+1)(4-2n)}{4n+3} + \beta_{2n} \right) P_{2n}(\mu), \quad (5.15)$$

де  $E$  – модуль пружності матеріалу композита;  $\nu$  і  $\alpha_T$  – коефіцієнти Пуассона і теплового розширення матеріалу композита відповідно,

$$A_{2n} = -\frac{\beta_{2n}}{(2n+1) + \frac{\lambda_1}{\lambda_2} 2n + \frac{\alpha r_2}{\lambda_2}}; \quad (5.16)$$

$$\beta_{2n} = ((2n+1)(4n^2 - 2n - 2) - 2\nu) c_{2n}, \quad (5.17)$$

$P_{2n}(\mu)$  – поліном Лежандра парного порядку;

$$\bar{\sigma}_{rr} = \frac{E}{(1+\nu)r_2^2} \left( \frac{\partial^2 \tilde{\Phi}}{\partial \rho^2} - \Delta \tilde{\Phi} \right) = \\ = \frac{E}{1-\nu} \alpha_T (T_k - T_{жс}) \sum_{n=0}^{\infty} A_{2n} \frac{(4n+1)(4n^2 - 2n - 4)}{4n+3} \rho^{2n} P_{2n}(\mu); \quad (5.18)$$

$$\bar{\sigma}_{rr} = \frac{E}{1+\nu} \sum_{n=0}^{\infty} [c_{2n} 2n(2n-1)(\rho r_2)^{2n-2} + d_{2n} (2n+1) \times \\ \times (4n^2 - 2n - 2 - 2\nu)(\rho r_2)^{2n}] P_{2n}(\mu). \quad (5.19)$$

Таким чином, розв'язано осесиметричну контактну задачу термопружності для алмазного бурового долота сферичної форми в процесі його роботи. В задачі враховано термовиділення внаслідок інтенсивного тертя в зоні контакту долото – порода, яке залежить від теплофізичних параметрів інструменту і гірської породи, мікрогеометричної характеристики алмазного шару композита. Долото при цьому охолоджується за рахунок конвективного теплообміну внаслідок сумісної дії вимушеної і природної конвекції.

Використовуючи отриманий розв'язок задачі зношування алмазного долота в процесі буріння перейдемо до аналізу і обговорення результатів.

#### 5.4. Аналіз результатів

Кінетику зношування проведено для алмазних доліт ІНМ – 214,3 Т (рис. 5.2) зовнішнім діаметром 214,3 мм, оснащеними буровими вставками двох типів. Бурові вставки першого типу виготовлено на основі вихідної шихти стандартного складу алмаз – твердий сплав ВК6 – долото 1, другого – алмаз – твердий сплав ВК6 з добавками порошків  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$  (диборид хрому і пентаборид дівольфраму) в малих кількостях в порівнянні до основних складових шихти – долото 2.

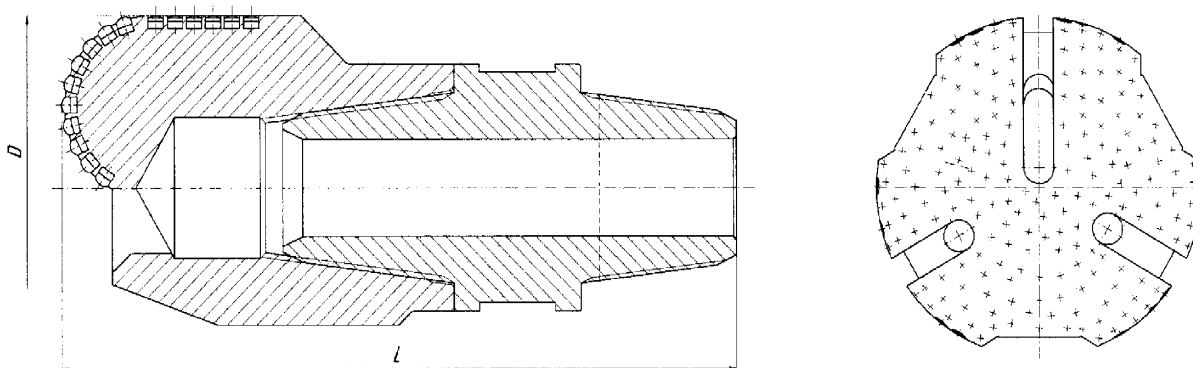


Рис. 5.2. Конструктивна схема долота ІНМ – 214,3 Т.  $D$  і  $L$  – зовнішній діаметр і загальна довжина відповідно.

У двох випадках було використано природні овалізовані алмази, тобто оброблені за допомогою спеціальних механічних методів (відшліфування мікровиступів,

нерівностей тощо). Бурові вставки в дослідних долотах мали однакові розміри: діаметр 10 мм, висота 10 мм і товщина алмазовмісного шару 3 мм. Дані про спосіб приготування вихідної шихти,  $p - T - t$  умови спікання і передісторію складових компонентів композита наведено в розділі 2 (див. п.п. 2.1 і 2.2).

Контрольні розрахунки проведено в процесі буріння граніту і пісковика за варіювання вихідних даних: коефіцієнти теплопровідності матеріалу композита  $\lambda_2$  і основи долота (сталь)  $\lambda_1$  (Вт/(м·К)) 100 – 200 і 20 – 80 відповідно; відносна концентрація алмазів  $K = 75 - 125$  (що відповідає 3,3 – 5,5 карата алмазів на 1 см<sup>3</sup> шихти); зернистість кристалів алмазів  $Z$  (мкм) 400/315 – 1000/800; відносне значення коефіцієнта теплообміну  $\alpha_1$  (кВт/(м<sup>2</sup>·К)) 0,5 – 3,5; кутова координата  $\theta$  (град) 10 – 80; контактний тиск  $p$  (МПа) 1 – 100; лінійна швидкість ковзання  $v$  (м/с) 2,5 – 5,0; час буріння  $t$  (с) 1 – 1000; питома вага матеріалу композита  $\rho_2$  і основи долота  $\rho_1$  (кг/м<sup>2</sup>) 1300 і 7800 відповідно; теплоємність вагова матеріалу композита  $\rho_2$  і основи долота  $c\rho_1$  (кДж/(кг·К)).

На рис. 5.3 показано графічні залежності зношування дослідних алмазних доліт при бурінні кварцитового пісковика від часу, які отримано в результаті розрахунків по запропонованому нами розв'язку при  $N_1 = 8$  і  $N_2 = 6$ .

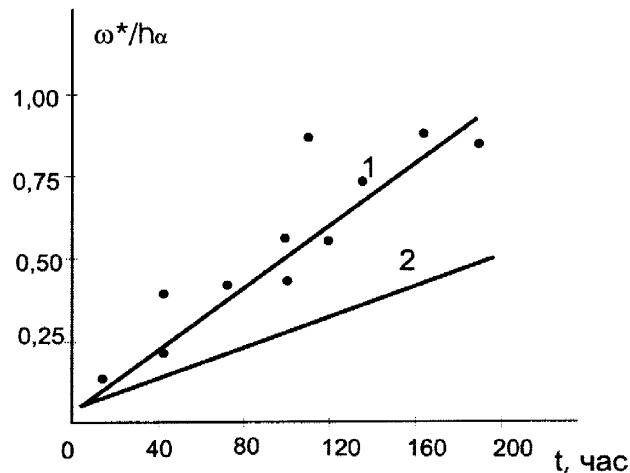
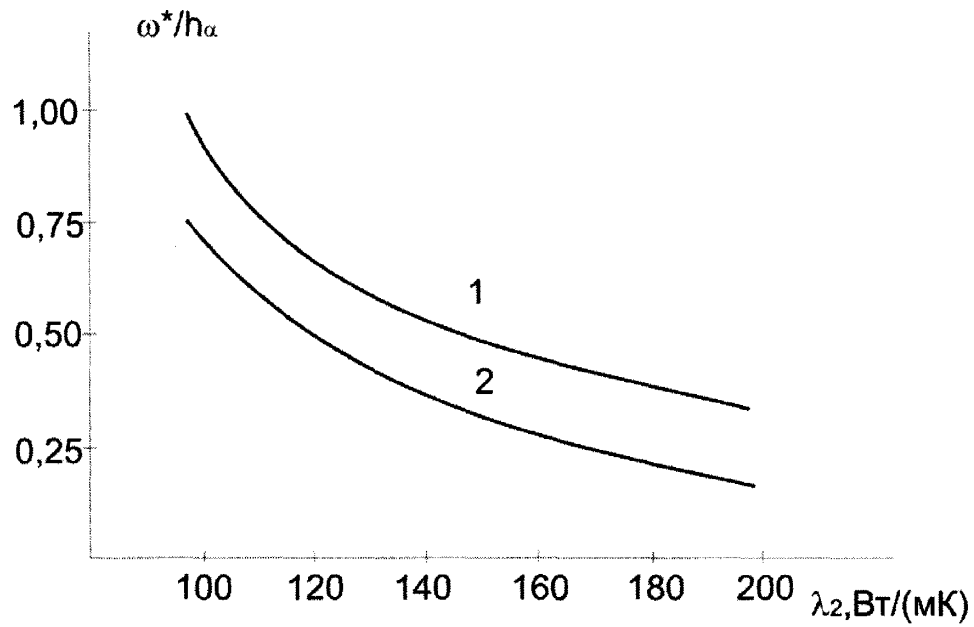


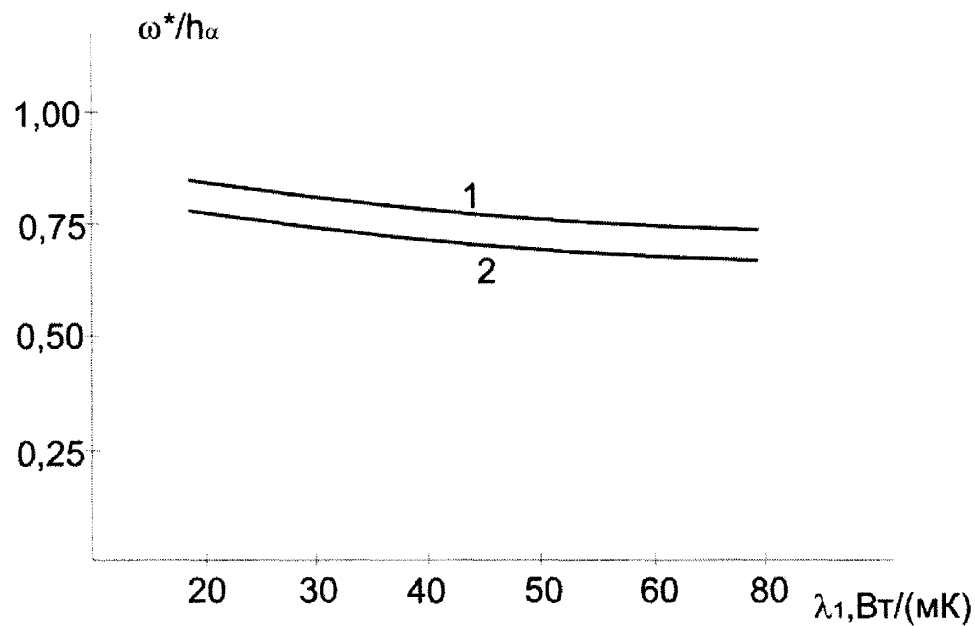
Рис. 5.3. Залежності зношування доліт 1 і 2 від часу при бурінні пісковика за таких умов:  $\lambda_2 = 120$  Вт/(м·К);  $\lambda_1 = 40$  Вт/(м·К);  $p = 30$  МПа;  $v = 4$  м/с;  $\theta = 90^\circ$ ;  $\alpha_1 = 1,5$  кВт/(м<sup>2</sup>·К);  $K = 100$  і  $Z = 800/630$  мкм; —, • – розрахункові і експериментальні значення відповідно.

Їх аналіз показує, що знос бурових доліт 1 і 2 досить швидко виходить на установлений квазістаціонарний режим і істотно залежить від хімічного складу композита. Так, за однакових значень концентрації і зернистості алмазів безмірна швидкість зношування алмазного долота 2 вдвічі менша за аналогічний параметр долота 1 (див. рис. 5.3, прямі 2 і 1 відповідно). З аналізу цих результатів випливає, що введення добавок порошків  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$  до вихідної шихти алмаз – твердий сплав сприяє такому суттєвому підвищенню зносостійкості алмазного долота 2. Ця обставина пов'язана з тим, що  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$  покращують структуру та механічні властивості композита, підвищує міцність контакту алмаз – матриця. Звичайно, процеси, які приводять до такого покращання структури і властивостей композита і, як наслідок, до підвищення зносостійкості бурового долота 2, мають фізичну і хімічну природу, вони носять універсальний характер, не залежать від конкретних умов і не враховуються в запропонованій моделі. Дуже важливим є те, що такий підхід дозволяє отримувати кількісну і якісну оцінку зношування алмазних бурових доліт в процесі їх роботи. Висока збіжність розрахункових та експериментальних даних роботи вказує на адекватність запропонованої моделі реальному процесу зношування і точність отриманих результатів. Залежності швидкості зношування дослідних алмазних доліт 1 і 2 при бурінні граніту мали такий самий характер, як і при бурінні пісковика, однак є і відміни. Вони мають абсолютні значення майже на двадцять відсотків менші, ніж при бурінні пісковика за однакових умов. Це пов'язано з тим, що абразивні властивості пісковика перевищують аналогічні параметри граніту, внаслідок чого при бурінні граніту виникають менші теплові потоки, які зумовлюють зменшення контактних температур і термічних напружень, що і приводить до зменшення зносу доліт. Тут і надалі будемо аналізувати зношування доліт при бурінні пісковика, тобто в більш екстремальних умовах їх роботи.

Продовжуючи аналізувати причини змінювання зносу алмазних бурових доліт, слід відзначити, що швидкість зношування істотно залежить від теплопровідності матеріалу (рис. 5.4). Так, при збільшенні коефіцієнта теплопровідності матеріалу композита  $\lambda_2$  від 100 до 200 Вт/(м·К) трапляється істотне зменшення відносної швидкості зношування долота (див. рис. 5.4, а).



а



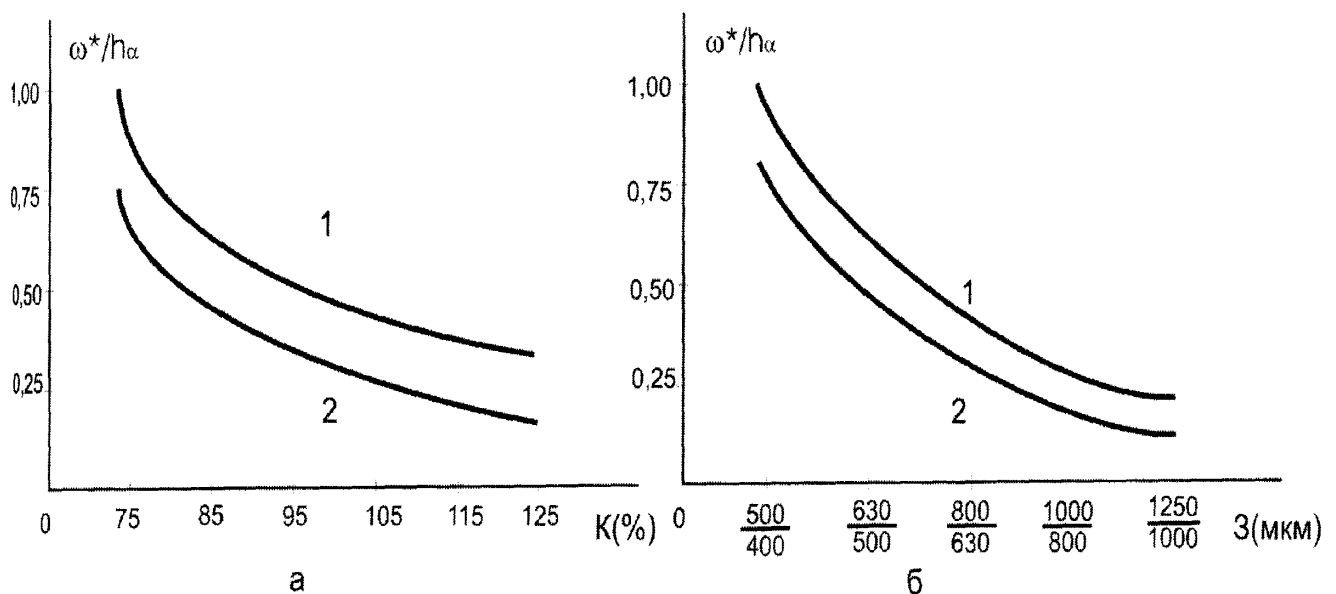
б

Рис. 5.4. Графічні залежності швидкості зношування алмазного долота від коефіцієнтів теплопровідності матеріалу композита (а) і корпусу долота (б) в процесі буріння пісковика при:  $\theta = 70^\circ$  (1) і  $50^\circ$  (2) для  $p = 30$  МПа;  $\alpha_1 = 1,5$  кВт/(м<sup>2</sup>К);  $K = 100$ ;  $Z = 800/630$  мкм;  $t = 200$  год;  $v = 4$  м/с; а –  $\lambda_1 = 40$  Вт/(мК); б –  $\lambda_2 = 120$  Вт/(мК).

Подальше його збільшення вже не так сильно впливає на знос інструменту, хоча і зумовлює його зменшення. Збільшення коефіцієнта теплопровідності корпусу долота  $\lambda_1$  від 20 до 80 Вт/(мК) практично не впливає на зносостійкість алмазного до-

лота (див. рис. 5.4, б). З аналізу цих результатів випливає, що для підвищення зносостійкості бурових доліт потрібно підвищити теплофізичні характеристики матеріалу композита, тобто використовувати для приготування вихідної шихти як теплопровідні алмазні зерна, так і теплопровідні порошки матеріалу матриці. В свою чергу теплопровідність природних алмазів можна підвищити лише за рахунок їх овалізації, тобто кристали алмазів перед приготуванням шихти потрібно піддати спеціальній механічній обробці, яка дозволяє зменшити шорсткість поверхні (зменшити мікро виступи, тобто надати їм більш гладкої поверхні). Збільшення теплопровідності матеріалу композита складу алмаз – твердий сплав ВК6 також суттєво залежить від  $p - T - t$  умов спікання, які можуть покращити ущільнення складових компонентів матриці (порошки карбіду вольфраму і кобальту), а також контакту алмаз – матриця.

Цілком закономірно і адекватно реальному процесу мають вигляд залежності кінетики зношування бурового долота від концентрації алмазів  $K$  (рис. 5.5, а), зернистості (рис. 5.5, б) і контактного тиску  $p$  (рис. 5.5, в). З аналізу цих результатів (див. рис. 5.5, а, б), враховуючи ціну природних алмазів, випливає, що для підвищення зносостійкості інструменту доцільно використовувати алмази для приготування вихідної шихти за відносної концентрації  $K = 100$  та зернистю в інтервалі від 800/630 до 1000/800. Збільшення контактного тиску чи продуктивності буріння призводить до стрімкого зростання зносу долота (див. рис. 5.5, в). Ця обставина свідчить про доцільність оптимізації технологічних режимів буріння.





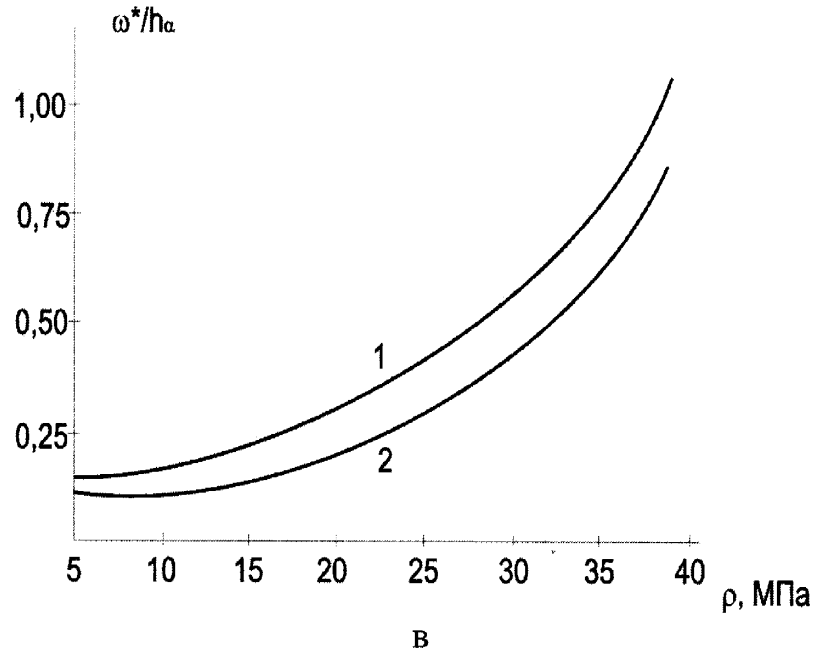


Рис. 5.5. Вплив концентрації алмазів (а), зернистості (б) при  $\theta = 50^\circ$  (1) і  $\theta = 35^\circ$  (2), контактного тиску (в) при  $\theta = 66^\circ$  (1) і  $\theta = 50^\circ$  (2) на знос алмазного долота при бурінні пісковуку для:  $\alpha_1 = 1,5 \text{ кВт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ ;  $t = 200 \text{ год}$ ;  $v = 4 \text{ м/с}$ ;  $\lambda_2 = 120 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$ ;  $\lambda_1 = 40 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$ ; а –  $Z = 800/630 \text{ мкм}$ ;  $p = 0 \text{ МПа}$ ; б –  $K = 100$ ;  $p = 30 \text{ МПа}$ ; в –  $Z = 800/630 \text{ мкм}$ ;  $K = 100$ .

Продовжуючи аналізувати кінетику зношування алмазного бурового інструменту потрібно відмітити, що знос суттєво залежить від кутової координати  $\theta$  (рис. 5.6, а). Це пов'язано, переважно з тим, що при збільшенні кутової координати відбувається зростання лінійної швидкості бурових вставок, які жорстко закріплені на сферичному профілі долота, яка зумовлює підвищення теплових потоків і, як наслідок, призводить до передчасного зношування вставок на периферії долота. Для запобігання нерівномірному зношуванню інструменту доцільно його периферію оснащувати більшою кількістю бурових вставок. На кінетику зношування істотно впливає відносний коефіцієнт теплообміну  $\alpha_1$  (рис. 5.6, б). Збільшення коефіцієнта теплообміну чи покращання умов охолодження сприяє зменшенню зносу долота за рахунок зменшення впливу високих контактних температур і термічних напружень, а також за рахунок покращання виносу вибуреного шламу на земну поверхню. Збільшення швидкості обертання призводить до стрімкого зростання зносу алмазного долота

(рис. 5.6, в). Отримані результати узгоджуються з даними [224 – 227], що свідчить про точність і адекватність запропонованої моделі.

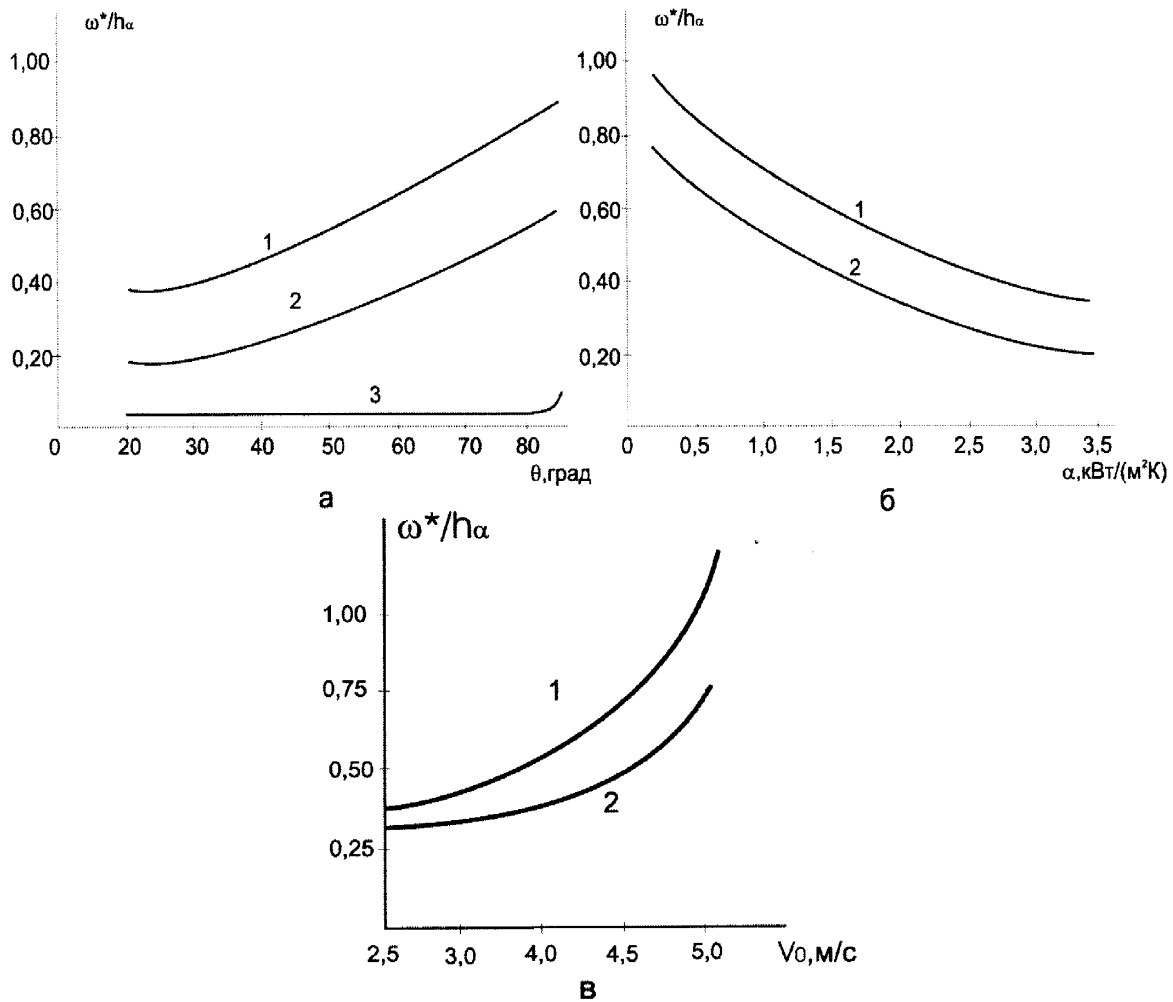


Рис. 5.6. Вплив кутової координати (а) при  $t = 200$  (1), 100 (2) і 0,5 (3) годин, відносного значення коефіцієнта теплообміну (б) при  $\theta = 85$  (1) і 66 (2) град і швидкості обертання (в) при  $\theta = 66$  (1) і 50 (2) град на зношування долота в процесі буріння пісковика для:  $\lambda_1 = 120$  Вт/(м·К);  $\lambda_2 = 40$  Вт/(м·К);  $K = 100$ ;  $\beta = 800/630$ ;  $p = 30$  МПа; а –  $\alpha = 1,5$  кВт/(м<sup>2</sup>·К);  $v = 4$  м/с; б –  $t = 200$  год;  $v = 4$  м/с; в –  $t = 200$  год;  $\alpha = 3,0$  кВт/(м<sup>2</sup>·К).

### 5.5. Розробка конструкцій бурових інструментів на основі одержаних результатів досліджень

Проведений комплекс науково-технічних і конструкторсько-технологічних робіт та одержані при цьому результати дали можливість при розробці конструкцій бурового інструменту ІНМ підійти дещо з інших позицій. Стандартні розробки ґрунтувалися на принципі створення рівноносостійкого долота в припущенні, що кое-

фіцієнт оснащення по контактуючій поверхні з породою залишається величиною постійною. При використанні доліт для абразивних і твердих порід не забезпечується рівномірний знос робочої поверхні інструменту. В процесі роботи на ділянках найбільшого термічного напруження виникали кільцеві канавки передчасного зносу. Оскільки долото – це інструмент, який не підлягає переточуванню чи ремонту в процесі роботи, і його роботоздатність оцінюється найбільш вразливими, з точки зору зносостійкості, місцями, то при утворенні канавки в одному місці він вважався повністю відпрацьованим і утилізувався, хоча більша його частина залишалася роботоздатною.

В долотах, розроблених згідно з новою концепцією, оснащених породоруйнівними елементами з алмазовмісного матеріалу славутич, спочатку розраховувався знос поверхні і за результатами розрахунків в зонах найбільшого термічного напруження встановлювалися породоруйнівні елементи з добавками тугоплавких з'єднань перехідних металів. В долотах, оснащених АТП, в таких зонах встановлювалися підкладки під АТП з шаром алмазовмісного матеріалу з добавками  $\text{CrB}_2$ . Таким чином, при збереженні розрахункового коефіцієнта оснащення, а отже, і питомих навантажень, зносостійкість долота за цим периметром контакту залишалася постійною. За таким принципом було розроблено конструкції бурового інструменту ІНМ для промислових досліджень.

*Бурове долото ІНМ-АП-165,1 С.* Долото складається із корпусу, в якому заздалегідь виконано пази методом зварювання закріплюються п'ять лопатей (рис. 5.7). На набігаючій поверхні лопатей, вздовж утворюючої поверхні, закріплюються алмазно-твердосплавні різці, які складаються з термостійких АТП та твердосплавних підкладок. В зоні найбільших термічних напружень (спряження радіальної частини торцевої поверхні і калібруючої поверхні) підкладки виконуються тришаровими, тобто перший шар – твердий шар сплав ВК6, другий шар товщиною 2 мм – алмазовмісний матеріал з добавками  $\text{CrB}_2$  і третій шар – твердий шар сплав ВК6. Алмазно-твердосплавні різці закріплюються припоєм ПСр 40 зі зворотним кутом до лінії різання  $15^\circ$ . Свердловинокалібруюча поверхня лопатей оснащується алмазовмісними породоруйнівними елементами з добавками  $\text{CrB}_2$ .



Рис 5.7. Бурове долото ІНМ-АП-165,1 С.

Долото виконане з центральною прямоочною промивною системою. Тобто промивний розчин виходить з центрального отвору і по промивних пазах міжлопатевого простору поступає до затрубного простору і далі на земну поверхню. При цьому потік розчину, який витікає з центрального отвору, завдяки відцентрованим силам спрямовується на передню грань лопатей, що забезпечує якісну очистку АТП від вибуреного шламу та досить якісне їх охолодження.

На задній збігаючій частині лопатей в проміжку між АТП закріплюються клиноподібні алмазовмісні вставки, які створюють зону передруйнування породи, що зменшує навантаження безпосередньо на АТП. Свердловинокалібруюча поверхня лопатей оснащується алмазовмісними вставками, які спікаються з добавками тугоплавких з'єднань. Висока зносостійкість цих вставок забезпечує ефективну роботу лопатевих доліт без передчасного зносу калібруючої частини навіть за умови, що робоча частина оснащена високотемпературними зносостійкими АТП. При цьому забезпечується рівномірний знос по всій контактуючій поверхні долота.

*Калібратори ІНМ-К- 295,3 СТ.* Калібратори ІНМ-К-295,3 СТ (рис. 5.8) виготовляються із цільного корпусу, на якому фрезеруються 6 пар спірально розташованих лопатей.

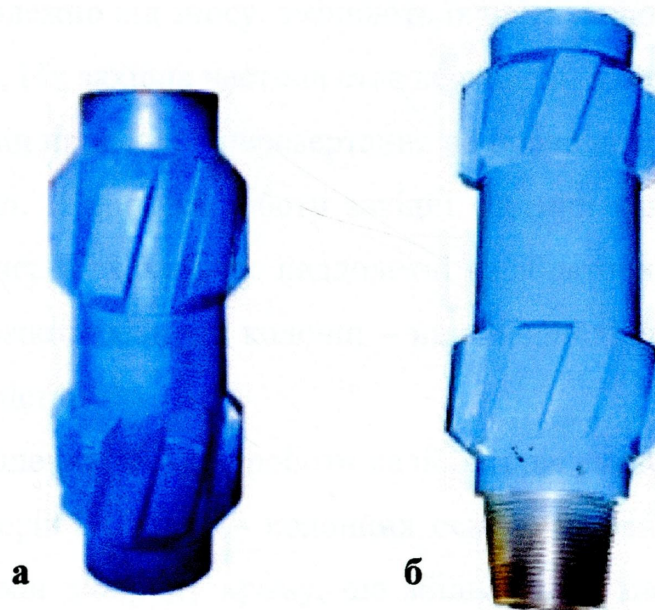


Рис. 5.8. Калібратори ІНМ-К-295,3 СТ: а – наддолотний; б – колонний.

Тобто кожна лопать виготовляється з переривчастою посередині лінією контакту з забоем. Робоча поверхня лопатей оснащувалась породоруйнівними елементами із алмазовмісного матеріалу твесал діаметром 12 мм. Як відомо, калібратори встановлюються в колоні в кількості від 2 до 4 шт. Перший із них обов'язково стоїть над долотом і називається калібратором наддолотним.

За способом установки калібратори мають нижню (або західну) і верхню частини. В наддолотних калібраторах в західній і верхній частинах нарізається різьба типу "муфта".

Далі ввєрх по колоні, на деякій відстані один від одного (що визначається розрахунками за спеціальними формулами і залежить від кривизни та глибини свердловини, твердості та абразивності порід тощо), встановлюють калібратори колонні, які мають нижню різьбу типу "нікель", а верхню – типу "муфта".

Нижня частина калібратора, особливо наддолотного, працює в дуже жорстких умовах. Це обумовлено тим, що калібратор, який стоїть над долотом, бере на себе

всі напруження, які виникають від зменшення зносу діаметра долота, а отже, і зменшення діаметра свердловини. В результаті цього нижня частина калібратора зношується з випередженням. Для того, щоб подовжити роботу калібраторів наддолотних, періодично, залежно від зносу, змінюють їх орієнтацію в колоні. Тобто калібратори перевертають, і їх західна частина стає верхньою, а верхня – західною. З калібраторами колонними процедуру перевертання не проводять, тому вони мають різьби знизу і зверху різні. В процесі роботи західні частини калібраторів зношуються з випередженням, і через деякий час наддолотні калібратори змінюють свою циліндричну форму на діжкоподібну, а колонні – на списоподібну і їх ресурс вважається використаним повністю.

З метою підвищення ресурсу роботи калібраторів західна і верхня частини наддолотних калібраторів і західна – колонних оснащувалися породоруйнівними елементами з добавками дібориду хрому, що збільшувало зносостійкість цих частин, робило їх рівнозносостійкими з вставками центральної частини, а отже, і економічно ефективно обґрунтованими у використанні.

*Бурильні головки ІНМ-АП-212,7/100 С.* На вимогу замовників такі бурильні головки мали використовуватися в похило-направлених свердловинах, розріз яких складався твердими і абразивними породами. Причому кут нахилу деяких відрізків свердловини міг перевищувати  $45^\circ$ . Такі умови використання було враховано нами при розробці конструкції бурильної головки. Вона складалася із цільного корпусу, в лазах якого закріплювалися методом зварювання 8 лопатей (рис. 5.9).

З метою більшого насичення периферійної частини буровими вставками торцева частина бурильної головки виконувалася симетричної форми. Робоча поверхня лопатей оснащувалася алмазно-твердосплавними різцями, де використовувалися АТП підвищеної термостійкості, а в підкладках закладався двохміліметровий шар алмазовмісного матеріалу з добавками тугоплавких з'єднань. На задній, збігаючій, поверхні лопатей між АТП встановлювалися вставки клиноподібної форми із славутича.



Рис. 5.9. Бурильна головка ИМ-АП-212,7/100 С.

Оскільки передбачалося, що бурильні головки будуть використовуватися в похило-направлених свердловинах, особливі вимоги ставилися до породоруйнівних елементів керно- і свердловинокалібруючих поверхонь. Вони за такого способу буріння мають нерівномірний контакт зі стінками свердловини і, якщо враховувати довжину і масу колони, працюють з великими перевантаженнями. Це, як правило, призводить до передчасного їх зношування. А бурильна головка (як і інші породоруйнівні інструменти) з втратою діаметра до 4 мм вважається на 100% амортизованою. Тому їх калібруючі поверхні оснащувалися породоруйнівними елементами діаметром 12 мм з добавками дибориду хрому, які розміщувалися на лопатях у два ряди.

#### **5.6. Удосконалена технологія буріння з використанням розробленого породоруйнівного інструменту, оснащеного АТП**

Для ефективного використання інструментів ІМ в цьому параграфі наведемо методику, розроблену на основі дослідження кінетики їх зносу при бурінні нафтових свердловин.

Розроблені конструкції доліт і бурильних головок виробництва ІНМ, які оснащені АТП, потребують нових підходів у технологічних процесах їх застосування. Запропонована технологія буріння призначено для випробування інструментів ІНМ, які використовуються для буріння м'яких та з прошарками середньої твердості порід.

На показники роботи породоруйнівного інструменту ІНМ, оснащеного АТП, впливають різні геологічні, технічні та технологічні фактори. До геологічних факторів належать:

- частота чергування порід, які мають різні механічні властивості;
- структурні і текстурні особливості порід – тріщиностійкість, фракційний склад і зернистість, присутність включень з різноманітними механічними властивостями, особливо пірити, кварцити та ін.;
- кути падіння пластів.

До технічних і технологічних факторів належать:

- конструктивні параметри долота – діаметр, зернистість і форма алмазів, висування АТП відносно корпусу інструменту, конструкція центральної і торцевої частин, довжина калібруючої поверхні, твердість і абразивна стійкість корпусу, конструкція промивних пазів та ін.;
- режим буріння – осьове навантаження на інструмент, частота обертання (кутова швидкість) і якість бурового розчину (густина, в'язкість), рівномірна подача інструменту, частота відривання інструменту від вибою;
- компоновка низу бурильної колони (КНБК), якість складання вибійного двигуна, кернозабірного та центрованого пристроїв;
- кількість і відповідність кернорвача структурі керна, що відбирається;
- відповідність типу породоруйнівного інструменту гірським породам;
- буріння залишків вибуреної породи;
- степінь вилучення металевих та інших предметів з вибою;
- дотримання допустимих осьових навантажень на інструмент, особливо при бурінні неоднорідних порід;
- дотримання норм проведення спуско-підіймальних операцій;



- пошкодження інструменту внаслідок ударів об металеві предмети (удар об стовбур ротора, елеватор та інші предмети);
- якість прироблення стовбура свердловини;
- порядок прироблення вибою.

Нехтування вищевказаними факторами може стати причиною руйнування АТП і тим, що долото передчасно стає непрацездатним. Для запобігання таким негативним наслідкам рекомендується:

- обирати тип долота відповідно до розбурюваних порід;
- виділяти інтервали, які мають включення твердих і міцних кварцитів для вчасного піднімання інструменту;
- не допускати застосування інструменту ІНМ з АТП для розширення звужених ділянок свердловини, складених абразивними породами.

Вибір ефективних зон застосування типів інструменту і оптимальне поєднання режимів буріння в кожному конкретному випадку проводиться відповідальними спеціалістами технологічних служб і за необхідності коректується в процесі буріння з метою отримання найкращих техніко-економічних показників [228 – 230].

Для накручування інструменту треба використовувати спеціальний ключ. Застосування дошок, бурових ключів, а також інших пристроїв забороняється, оскільки це може призвести до руйнування алмазовмісних елементів. Підготування вибою і стовбура свердловини виконується в процесі буріння шарошковими долотами з метою:

- очистки вибою від металу і крупного шламу, для чого обов'язково використовують шламоуловлювач;
- прироблення звужених ділянок стовбура свердловини, особливо в інтервалах, складених твердими та міцними породами;
- очистки і вирівнювання параметрів всього обсягу бурового розчину в свердловині та приймальних ємностях до величин, вказаних у ТТН;
- очистки бурового розчину від піску, вміст якого має перемішувати 0,5 – 1,0%, для чого треба застосовувати віддільники шламу і піску.

Перед спуском інструменту ІНМ вибій свердловини має бути очищений від великих шматків породи і металу. Для цього останні 3 – 5 рейсів рекомендується бурити шарошковими долотами до зносу В2П2Д2 з обов'язковим застосуванням метало- і шламоуловлювача. Спуск долота ІНМ можна виконувати тільки за відсутності на вибої металу і звужених ділянок на стовбурі свердловини.

КНБК при використанні інструменту ІНМ треба проводити в такій послідовності: долото ІНМ, наддолотний калібратор, вибійний двигун, центруючий елемент, обважені бурильні труби, бурильні труби. При роторному бурінні КНБК складається в тій же послідовності, за винятком вибійного двигуна.

Перед спуском інструменту слід випробувати турбобур на дні свердловини, визначити перепад тиску в турбобурі для оцінки роботи двигуна на вибої.

Категорично забороняється ставити інструмент на містки, ударяти ним об стовбур ротора, спеціальні пристрої та інші металеві предмети.

У стовбурі свердловини в місцях можливих уступів і звужень спуск інструменту проводити обережно при вмиканні гідроматичного гальма для того, щоб запобігти посадки інструменту. При посадці слід підняти інструмент на 50 – 60 м, навернути квадрат, промити місце посадки і повільно проводити спуск при вмиканні циркуляції. Якщо спуск при циркуляції не дає позитивного результату, то цей інтервал за відсутності високоабразивних порід можна обережно приробити. Спуск інструменту потрібно закінчити за 10 – 15 м до вибою, накрутити ведену трубу і промити свердловину. Подальше переміщення інструменту до вибою виконувати за обертання і охолодження буровим розчином.

При кожній заміні інструменту з метою надання вибою форми інструменту потрібно:

- при роторному бурінні – повільно з мінімальним обертанням (10 – 20 об/хв) бурильної колони до вибою, потім підняти долото на 0,3 – 0,5 м і ефективно промити вибій протягом 10 хв при робочій витраті бурового розчину. Після промивки повільно підвести інструмент до вибою при обертанні ротора  $0,4 - 0,6 \text{ с}^{-1}$  і навантаженні 10 – 15 кН заглибити забій до 0,2 – 0, м;

– при турбінному бурінні – повільно підвести інструмент до вибою з робочою (0,02 – 0,03 м<sup>3</sup>/с) витратою бурового розчину, підняти інструмент над вибоєм на 0,3 – 0,5 м, промити вибій протягом 10 хв, а потім заглибити свердловину до 0,3 – 0,5 м при повільній подачі інструменту і мінімальному навантаженні.

Буріння долотами ІНМ з АТП потрібно проводити за оптимального навантаження. В процесі буріння за занижених навантажень можливе пошкодження інструменту через коливання низу бурильної колони, а за великого навантаження – через надмірне збільшення крутного моменту, погіршення очистки і охолодження інструменту.

Оптимальне навантаження для доліт ІНМ потрібно підбирати таким чином: буріння починати з мінімальним навантаженням, потім збільшувати в межах значень, вказаних в табл. 5.1, до отримання максимальної швидкості буріння.

Таблиця 5.1

## Технологічні режими буріння інструментами ІНМ

Тип інструменту	Допустимі значення навантаження, кН		Витрати бурового розчину, м <sup>3</sup> /с
	мінімальні	максимальні	
ІНМ-АП-144,4 МС	20	40	0,012-0,08
ІНМ-АП-163,5/67 М	30	60	0,014-0,020
ІНМ-АП-212,7/100 МС	60	100	0,020-0,030
ІНМ-АП-292,9 МС	90	120	0,040-0,050
ІНМ-163,5/67 С	40	80	0,016-0,022
ІНМ-214,3/100 С	60	100	0,022-0,032

При бурінні похило-скерованих свердловин робоче навантаження на буровий інструмент і витрати бурового розчину мають відповідати мінімальним значенням цих показників на кожний тип інструменту.

Подачу інструменту доцільно здійснювати за допомогою регулятора подачі, а за його відсутності потрібно здійснювати безперервну подачу інструменту вручну.

При турбінному бурінні глибоких свердловин можливі зупинки турбобура внаслідок перевантаження чи зміни типу порід. В цьому разі потрібно підняти інстру-

мент на 2 – 3 м над вибоєм і починати буріння з мінімального навантаження (див. табл. 5.1).

Якщо механічна швидкість буріння зменшилась в 2 – 3 рази, потрібно зменшити навантаження до мінімального значення і здійснити буріння прошарку за цього навантаження. Якщо через 0,5 – 1,0 год. буріння механічна швидкість не збільшиться, інструмент потрібно підняти з вибою і з'ясувати причину пониження роботоздатності.

Оскільки механічна швидкість буріння інструментів ІНМ лінійно збільшується від навантаження і швидкості обертання долота, то буріння доцільно здійснювати високообертovими турбобурами за навантаження, яке забезпечує максимальну механічну швидкість буріння.

При використанні бурового розчину питомою вагою  $1500 \text{ кг/м}^3$  і більше доцільно забезпечити його мінімальні витрати.

В процесі буріння слід забезпечити мінімальну кількість відривань інструменту від вибою.

При турбінному способі буріння для усунення зависання інструменту рекомендується періодично прокручувати бурильний інструмент ротором.

Рекомендується використовувати частоту обертання інструментів ІНМ з АТП в межах 300 – 500 об/хв.

## **5.7. Результати виробничих випробувань**

Промислові випробування бурового породоруйнівного інструменту ІНМ проводилися комісіями, складеними із провідних співробітників підприємств, які по результатах випробувань робили висновки щодо ефективності використання цього інструменту, а також давали рекомендації по його подальшому вдосконаленню.

*Бурове долото ІНМ-АП-165,1 С.* Промислові випробування бурового долота ІНМ-АП-165,1 С проводилися в Хрестищенському ВБР Кобзівського газоконденсатного родовища на св. № 31 в малоабразивних породах, представлених відкладами

аргілітів, доломітів, пісковиків пермських відкладів Картамишської світи, а також відкладами верхнього карбону в інтервалі глибин 3566 – 3598 м, 3618 – 3762 м, 3780 – 3800 м. Буріння велося установкою "Уралмаш 4У", укомплектованою двома насосами У8 – 6М в роторному режимі буріння при режимі буріння:

- осьове навантаження – 60 кН;
- кількість обертів – 80 об/хв.;
- розхід промивальної рідини – 0,025 м<sup>3</sup>/с.

В процесі промислових випробувань долота ІНМ – АП – 165.1 С використовувався буровий розчин з такими параметрами:

- питома вага розчину – 1550 кг/м<sup>3</sup>;
- в'язкість – 80 с;
- фільтрація – 8 см<sup>3</sup>/30 хв.

Комісія відзначила, що на момент складання акту втрати діаметра становили 2 мм, знос долота не перевищував 70%. При цьому були одержані такі результати (табл. 5.2):

- проходка на долото – 193 м;
- час буріння – 370,6 год;
- середня механічна швидкість буріння – 0,52 м/год.

Порівняння результатів відпрацювання доліт ІНМ-АП-165,1 С проводилося з шарошковими буровими долотами 165,1 СЗ – ГАУ (R229) виробництва ВО "Волгобурмаш", як такими, що показували найкращі результати в представлених розрізах.

Ці долота з герметичною опорою, яка наповнена маслом, призначені для буріння в абразивних породах середньої твердості, що оснащувалися твердосплавними породоруйнівними елементами. Долота вітчизняного виробництва, оснащені АТП, в представлених умовах не використовувалися через низькі показники по проходці, а закордонного – через високу ціну, а отже, і невідповідність затрат на буріння з вартістю.

Таблиця 5.2

Порівняльні результати випробувань дослідних доліт ІНМ-АП-165,1 С та шарошкових доліт 165,1 СЗ ГАУ (R 229), проведених в Хрестищенському ВБР Кобзівського ГКР

№ бурової	Типорозмір долота	№ доло-та	Інтервал, м			Про-ходка, м	Час мех. бурін-ня, год	Час СПО, год	Ка-лен-дар-ний час, год	Мех. швид-кість, м/год	Рейсова швид-кість, м/год	Комер-ційна швид-кість, м/вер. міс.	Режим буріння			
			4	5	6								Р, кН	л, об/хв	Q, 10 <sup>-3</sup> м <sup>3</sup> /с	v, с
1	2	3			6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	
31 Кобзівка	ІНМ АП 165,1 С	34766	3569	3598	29	64,15	15	120	0,45	0,37	174					
			3618	3762	144	288,15	20	360	0,5	0,47	288					
			3780	3800	20	18,3	15,3	120	1,09	0,6	120			60	80	25
<b>В середньо-му на долото</b>					<b>193</b>	<b>370,6</b>	<b>50,3</b>	<b>600</b>	<b>0,52</b>	<b>0,46</b>	<b>231,6</b>					
39 Кобзівка	165,1 СЗГАУ R 229	0870502	3567	3581	14	45	12	96	0,31	0,25	105	90	60	16	80	
			3581	3603	22	70,15	12,3	120	0,31	0,27	132	90	60	16	80	
			3611	3622	11	40,45	13	96	0,27	0,21	82,5	90	60	16	80	
			3630	3672	42	109	14	168	0,39	0,34	180	90	60	16	80	
			3728	3743	15	39,3	15	96	0,38	0,28	112,5	90	60	16	80	
<b>Зсього доліт</b>	<b>3</b>			<b>104</b>	<b>303,9</b>	<b>66,3</b>	<b>576</b>	<b>0,34</b>	<b>0,28</b>	<b>130</b>						
<b>В середньо-му на долото</b>				<b>34,67</b>	<b>101,30</b>	<b>22,10</b>	<b>192,00</b>	<b>0,33</b>	<b>0,27</b>	<b>122,40</b>						

В аналогічних геолого-технічних умовах середні показники роботи 3-х шарошкових доліт в інтервалі глибин 3560 – 3800 м становили:

- проходка на долото – 34,67 м;
- час буріння – 101,3 год;
- механічна швидкість буріння – 0,33 м/год.

У висновках, представлених в акті по результатах випробувань, комісія відзначає, що долото ІНМ-АП-165,1 С працездатне і ефективне при бурінні абразивних порід середньої твердості. Воно, навіть не відпрацювавши весь свій ресурс (70% зносу), замінило 6 шарошкових доліт і, що дуже важливо, майже в 1,6 рази перевищило показники шарошкових доліт по механічній швидкості буріння (додаток А).

*Калібратори ІНМ-К-295,3СТ.* Випробування калібраторів колонних ІНМ-К-295,3 СТ дослідних і серійних, а також серійного калібратора 13 КСИ – 295,3 СТ російського виробництва проводились в умовах ВО "Белоруснефть".

1. ІНМ-К-295,3 СТ № 34166 – оснащений породоруйнівними елементами з добавками  $\text{CrV}_2$ .
2. ІНМ-К-295,3 СТ № 34183 – оснащений серійними породоруйнівними елементами.
3. 13 КСИ-295,3 СТ – калібратори, які серійно виготовляються Котовським заводом бурових інструментів РФ.

Випробування проводились з метою визначення ефективності використання калібраторів виробництва Інституту надтвердих матеріалів НАН України в порівнянні з російськими калібраторами, а також визначення впливу тугоплавких з'єднань перехідних металів на роботоздатність калібраторів ІНМ. Цикл випробувань продовжувався з 2004 по 2006 рік на св. № 133 – "Рассветовская", № 100 "Верхне-Первомайская", № 27 "Чкаловская", № 205 – "Южно-Сосновская", № 239 – "Осташковичская", № 33 – "Некрасовская", № 7 – "Верхне-Калининская" и № 76 – "Сосновская", представлених надсольовими та відкладами першої солі в інтервалах глибин 241 – 3590 м (табл. 5.3). Буріння проводилося на установках "Уралмаш – 3Д76" і "Уралмаш – 3Д86" при двох працюючих насосах в роторному режимі буріння.

Таблиця 5.3

Порівняльні результати промислових випробувань дослідних калібраторів  
ІНМ-К-295,3 СТ (№ 34166) і серійними ІНМ-К-295,3 СТ (№ 34183)  
та 13 КСИ 295,3 СТ

№ п/п	Тип и номер калібратора	№ свердловини, ровище	Інтервал буріння, м		Літологія	Проходка, м	Стійкість, год	Процент зносу, %	Очікуваний ресурс роботи		
			до	після					м	год	
1	ІНМ-К-295,3 СТ №34166	133-"Рассветовская"	1720	2900	Надсінь	1180	1185				
	" — "	100-"Верхне-Первомайская"	1099	3590	Надсінь +1-а сінь	2063	798				
	" — "	27-"Цкаловская"	1743	1904	Надсінь	305	184				
	" — "	205-"Ю-Сосновская"	1821	2151	Надсінь +1-а сінь	329	176				
	" — "	239-"Осташковичская"	378	1200	Надсінь +1-а сінь	822	164				
	<b>Всього на калібратор</b>										
2	ІНМ-К-295,3 СТ №34183	33-"Некрасовская"	1518	2890	Надсінь	1372	564				
	" — "	7-"В-Калининская"	2245	3050	Надсінь	805	144				
	" — "	76-"Сосновская"	241	1064	Надсінь	823	89				
	<b>Всього на калібратор</b>										
3	13 КСИ 295,3 СТ	239-"Осташковичская"	1200	2495	Надсінь +1-а сінь	1295	213				
	" — "	27-"Цкаловская"	1195	1793	Надсінь	548	90				
	" — "	33-"Некрасовская"	961	1518	Надсінь	557	92				
	<b>Всього на калібратор</b>										
						<b>2400</b>	<b>395</b>	<b>100</b>	<b>-</b>	<b>-</b>	
						<b>4699</b>	<b>2507</b>	<b>53,5</b>	<b>8791</b>	<b>4686</b>	
						<b>3001</b>	<b>797</b>	<b>39,5</b>	<b>7597</b>	<b>2017</b>	



При цьому витрата промивальної рідини становила 26 – 32 л/с, а кількість обертів ротора 90 – 120 об/хв. При відпрацюванні калібраторів використовувався буровий розчин з такими параметрами:

- питома вага – 1140 – 1310 кг/м<sup>3</sup>;
- в'язкість – 25 – 40 с.

Відповідно до регламентуючих документів, діючих у ВО "Белоруснефть", допустимий знос калібраторів діаметра 295,3 мм становить 4,3 мм, тобто калібратор вважається зношеним, якщо його діаметр становить 291 мм.

На основі результатів проведених випробувань комісія встановила, що калібратори з добавками дібориду хрому в породоруйнівних елементах, відпрацювавши 2507 год., зносились за діаметром на 2,3 мм, що становить 53,5 % ресурсу його роботи. Очікуваний ресурс роботи калібатора 4686 год., що в 2,3 рази перевищує очікувальний режим його роботи калібатора (2017 год.) з серійними породоруйнівними елементами, і більше ніж на порядок перевищує цей показник калібраторів російського виробництва Котовського заводу (Додаток Б).

*Бурильна головка ІНМ-АП-212,7/100 С.* Випробування бурильних головок ІНМ-АП-212,7/100 С проводилися в Ленінгородському УБР ООО "Татнефть-бурение" при відборі керна в похило-скерованій частині св. № 38318, 38215, 38044 Куакбашського родовища в інтервалі глибин 910 – 930 м, 812 – 827 та 785 – 820 м по породах, представлених вапняками і доломітами тріщинуватими, кавернозними, перекристалізованими різної твердості і абразивності.

Буріння проводилось на установці БУ-75 Бр Э за такого режиму буріння:

- кількість обертів – 60 – 120 об/хв;
- розхід промивальної рідини – 0,010 – 0,036 м<sup>3</sup>/с;
- осьове навантаження – 50 – 80 кН.

При відпрацюванні бурголовки використовувалася промивальна рідина з такими параметрами:

- густина – 1030 – 1160 кг/м<sup>3</sup>;
- в'язкість – 22 – 28 с.

Знос бурильної головки становив 100%.

Випробування у вищевказаних умовах показали такі результати (табл. 5.4):

- проходка на бурильну головку – 70 м;
- час буріння – 58,5 год;
- механічна швидкість буріння – 1,2 м/год;
- винос керна – 99 %.

Середні показники на бурильні головки шарошкового типу К 212,7/100 ТКЗ, оснащені твердосплавними зубками, які найбільш ефективно використовуються в представлених умовах і призначені для відбору керна в твердих, міцних, абразивних породах такі:

- проходка на бурголовку – 7,2 м;
- час буріння – 6,5 год;
- механічна швидкість буріння – 1,1 м/год;
- винос керна – 94 %.

У висновках по результатах промислових випробувань комісія констатувала, що бурильні головки ІНМ-АП-212,7/100 С, оснащені термостійкими АТП, ефективні при відборі керна в тріщинуватих, кавернозних карбонатних породах різної абразивності, показали всі результати кращі, ніж найбільш ефективна за цих умов бурильна головка К 212,7/100 ТКЗ, а показник "проходка на бурголовку" перевищено на порядок (Додаток В).

Узагальнюючи результати виконаних досліджень в цьому розділі зробимо такі висновки:

1. Вперше розроблено метод для дослідження кінетики зношування алмазного долота в процесі буріння нафтових і газових свердловин з урахуванням залежності коефіцієнта зносу від контактної температури, специфічних особливостей НКМ, геометричних параметрів інструменту та складних умов теплообміну внаслідок сумісної дії вимушеної та природної конвекції в потоці бурового розчину.

2. Розв'язок отримано в явному вигляді, що дає змогу визначити знос чи швидкість зносу долота в будь-який момент буріння свердловин і виконати параметричний аналіз кінетики цього процесу залежно від широкого варіювання вихідних даних.

Порівняльні результати промислових випробувань дослідної бурильної головки ІНМ-АП-212,7/100 С і серійних К 212,7/100 ТКЗ

Тип і № бур-голівки	Родовище, № свердловини	Літологія	Інтервал буріння, м		Проходка на долото, м	Час механічного буріння, год	Механічна швидкість буріння, м/год	Винос керна, %	Режим буріння		
			від	до					Р, кН	п, об/хв	Q, м <sup>3</sup> /с
ІНМ-АП-212,7/100 С	Куакбашська 38318	Вапняки, доломіти	910,0	930,0	20,0	20,0	1,0	100	60-80	60	0,010
	Куакбашська 38215	Вапняки	812,0	827,0	15,0	6,6	2,3	93	60	120	0,030-0,036
	Куакбашська 38044	Вапняки, глини	785,0	820,0	35,0	31,9	1,1	100	50-70	60	0,010-0,016
<b>Середні значення на бурголовку</b>					<b>70</b>	<b>58,5</b>	<b>1,2</b>	<b>99</b>			
К 212,7/100 ТКЗ №109	Куакбашська 38151	Вапняки, глини	766,0	774,0	8,0	6,5	1,2	100	50	60	0,015
К 212,7/100 ТКЗ №436	Куакбашська 38151	Вапняки	831,0	838,0	7,0	6,5	1,1	100	50-60	60	0,015
К 212,7/100 ТКЗ №2282	Куакбашська 37874	Вапняки, глини	852,0	859,3	7,3	6,0	1,2	86	60	120	0,036
К 212,7/100 ТКЗ №828	Куакбашська 38062	Вапняки	728,0	735,5	7,5	6,7	1,1	100	50	60	0,015-0,018
К 212,7/100 ТКЗ №874	Куакбашська 38062	Вапняки, доломіти	754,0	760,0	6,0	6,5	0,9	83	50	60	0,015-0,018
<b>Середні значення на бурголовку</b>					<b>7,2</b>	<b>6,5</b>	<b>1,1</b>	<b>94</b>			

3. Установлено, що знос бурових доліт істотно залежить від хімічного складу композита. Показано, що введення добавок порошків  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$  до вихідної шихти алмаз – твердий сплав ВК6 вдвічі підвищує зносостійкість бурового долота для усього діапазону параметрів.

4. Показано, що за збільшення теплопровідності алмазовмісного шару композита від 100 до 200  $\text{Вт}/(\text{м}\cdot\text{К})$  відбувається зменшення швидкості зношування доліт до двох разів. Подальше збільшення цього параметра вже не так сильно впливає на знос інструменту, хоча і призводить до його зменшення. Збільшення теплопровідності корпусу долота практично не впливає на зносостійкість алмазного долота.

5. Установлено, що зносостійкість бурових доліт суттєво залежить від концентрації і зернистості алмазів. При зростанні концентрації алмазів від  $K = 75$  до  $K = 100$  і зернистості від 500/400 до 1000/800 відбувається істотне зменшення зносу алмазних доліт.

6. Показано, що на зносостійкість доліт суттєво впливають режими буріння і умови охолодження, та радіальна і кутова координати профілю. Збільшення відносного коефіцієнта теплообміну від 0,5 до 3,5  $\text{кВт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$  підвищує зносостійкість алмазних доліт у 2,5 рази, а збільшення кутової швидкості і контактного тиску, навпаки, спричиняє стрімке зростання зносу такого інструменту.

7. Висока збіжність розрахункових і експериментальних даних свідчить про адекватність запропонованої моделі реальному процесу зношування і точність отриманих результатів.

8. По результатах виконаних досліджень розроблено конкурентоспроможні породоруйнівні елементи та інструменти на їх основі для високопродуктивного буріння нафтових та газових свердловин.

## ВИСНОВКИ

В дисертації з урахуванням специфіки НКАМ охарактеризовано ситуацію в теорії зношування і технології виготовлення інструментів для буріння нафтових та газових свердловин. Для цього розроблено математичні моделі для дослідження кінетики зношування бурового долота і опису фізико-хімічних процесів, які відбуваються при спіканні композитів алмаз – твердий сплав ВК6 методом гарячого пресування, та запропоновано нові методи для визначення якості готових виробів. В цьому напрямку звернено увагу на дослідження математичних розв’язків та їх фізичної інтерпретації, а також рентгеноспектральне (РЕМ і ПЕМ) вивчення структури і фізико-механічних властивостей алмазовмісного шару композита при його спіканні в умовах неізотермічного експерименту. З метою ілюстрації отриманих загальних рішень проведено аналіз цих рішень для конкретних ситуацій спікання бурових вставок і роботи інструменту при варіюванні хімічного складу композита,  $p - T - t$  умов спікання, мікрогеометричних характеристик складових композита, технологічних режимів буріння, охолодження тощо. Дуже важливим є те, що розв’язки отримано в явному вигляді і їх можна використовувати для більш широкого спектра надтвердих матеріалів і інструментів. На основі отриманих результатів розроблені нові алмазовмісні матеріали, АТП та бурові інструменти на їх основі.

Узагальнюючи отримані результати, зробимо такі основні висновки:

1. Вперше розв’язано нестационарну задачу теплопровідності для алмазного бурового долота. Модель враховує інтенсивне нагрівання за рахунок тертя в зоні контакту долота – порода і охолодження рідиною внаслідок конвективного теплообміну та відміни теплофізичних властивостей НКАМ від основи долота. При вирішенні цієї задачі використано метод Гальоркіна у гільбертовому просторі, що є сумою гільбертових просторів в зоні і на границі, зі спеціальним вибором координатних функцій. Вони є власними функціями спектральних задач з параметром в рівнянні і граничних умовах. Це дало змогу отримати розв’язок, який збігається до точного в середньому як в зоні, так і на її границі, що особливо важливо при моделюванні контактних задач. На основі цього розв’язку виявлено такі закономірності:

– при збільшенні коефіцієнта теплопровідності матеріалу композита від 100 до 200 Вт/(м·К) за умов екстремального буріння абразивних гірських порід відбувається зменшення температури на робочій поверхні долота до 500 °С. Подальше його зростання вже не так істотно впливає на температурний стан алмазовмісного шару композита;

– при збільшенні відносного значення коефіцієнта теплообміну від 0,5 до 3,5 кВт/(м<sup>2</sup>·К) відбувається зменшення контактної температури до 2,5 разів;

– на температуру робочої поверхні долота суттєво впливає концентрація і зернистість алмазів, контактний тиск і кутова швидкість обертання. Оптимізація цих параметрів забезпечує роботу в температурному режимі, що не перевищує 600 °С і не впливає на погіршення механічних властивостей композита;

– температурне поле в долоті істотно залежить від радіальної і кутової координат профілю.

2. Розв'язано осесиметричну задачу термопружності для сферичного долота в процесі буріння свердловин. Особливістю цієї задачі є те, що самі напруження залежать від температури нелінійно, а умови рівноваги включають компоненти вектора об'ємної сили (навантаження на долото повздовж осі  $O_z$  і обертання долота з кутовою швидкістю  $\omega$  навколо цієї осі). Розв'язок задачі отримано у вигляді рядів за поліномами Лежандра і сферичними функціями. Цей розв'язок дозволив визначити складові квазістатичних термонапружень в алмазному долоті і проаналізувати основні фактори, які впливають на їх змінення. На основі цього рішення встановлено таке:

– максимальні значення радіальних температурних напружень  $\bar{\sigma}_r$ , тангенціальних  $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$  і дотичних  $\bar{\sigma}_{r\theta}$  при бурінні гірських порід досягаються на границі контакту долота – порода, вони істотно залежать від радіальної і кутової координат профілю і кутової швидкості обертання  $\omega$ ;

– при збільшенні відносного значення коефіцієнта теплообміну  $\alpha_1$  від 1,5 до 3,5 кВт/(м<sup>2</sup>·К) усі складові  $\bar{\sigma}_{ij}$  зменшуються більше ніж удвічі для всіх умов буріння;

– загальні напруження  $\sigma_{ij}$  теж істотно залежать від кутової і радіальної координат, навантаження і кутової швидкості обертання. Максимальні значення загальних

радіальних напружень  $\sigma_{rr}$  досягаються на робочій поверхні долота при  $\theta = 18^\circ$  і  $\theta = 90^\circ$ , а дотичні  $\sigma_{r\theta}$  в цих зонах мають менші значення, ніж  $\sigma_{rr}$ .

3. Розроблено науковий підхід для дослідження кінетики зношування алмазних доліт в процесі буріння нафтових і газових свердловин з урахуванням специфічних особливостей НКМ, геометричних параметрів інструментів та складних умов теплообміну внаслідок сумісної дії примусової і природної конвекції в потоці бурового розчину для загального випадку, коли коефіцієнт зносу залежить від контактної температури. Розв'язки отримано в явному вигляді, що дозволяє визначити знос чи швидкість зношування у будь-який момент буріння і виконати параметричний аналіз кінетики цього процесу залежно від широкого варіювання вихідних даних. На основі отриманих рівнянь виявлено такі закономірності:

- знос бурових доліт суттєво залежить від хімічного складу алмазовмісного шару композита. Введення добавок порошків  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$  до вихідної шихти алмаз – твердий сплав ВК6 вдвічі підвищує зносостійкість бурового долота для всього діапазону параметрів, що вивчаються;

- збільшення коефіцієнта теплопровідності матеріалу композита від 100 до 200  $\text{Вт}/(\text{м}\cdot\text{К})$  вдвічі зменшує швидкість зношування алмазного долота. Подальше збільшення цього параметра вже не так суттєво впливає на знос інструменту. Збільшення коефіцієнта теплопровідності матеріалу долота практично не впливає на зносостійкість інструменту;

- стійкість бурових доліт проти абразивного зношування істотно залежить від концентрації і зернистості алмазів. Так, при зростанні відносної концентрації алмазів від  $K = 75$  до  $K = 100$  і зернистості від 500/400 до 1000/800 зносостійкість долота збільшується вдвічі;

- збільшення відносного значення коефіцієнта теплообміну від 0,5 до 3,5  $\text{кВт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$  підвищує зносостійкість алмазних доліт до 2,5 разів, а збільшення контактного тиску і кутової координати, навпаки призводить до стрімкого зростання зносу інструменту.

4. Вперше розроблено кінетичну модель для опису фізико-хімічних процесів, які паралельно відбуваються при спіканні алмазовмісних композитів на основі твер-

досплавних матриць методом гарячого пресування для загального випадку, коли швидкість процесу контролює як дифузія, так і хімічна реакція поміж вихідними речовинами шихти. Особливістю цієї моделі є те, що швидкість процесу спікання подано добутком двох функцій: узагальненої константи швидкості і модельної функції. При цьому константа швидкості одночасно залежить від температури і тиску, вона визначає швидкість хімічної реакції в системі, що спікається, а модельна функція задовольняє умові фізичної залежності двох механізмів спікання. Це дозволяє визначити енергетичні бар'єри для зародкоутворення нових фаз, дифузії і хімічних реакцій з однієї сторони, а з іншої – визначити залежність швидкості процесу від температури і тиску та запобігти проведенню трудомістких експериментів та використанню складного обладнання при дослідженні молекулярної взаємодії. На основі цієї моделі встановлено, що енергія активації дифузії, зародкоутворення нових фаз і хімічних реакцій несе у собі повну інформацію про структуру і фізико-механічні властивості НКМ.

5. Методами рентгеноспектрального аналізу (РЕМ і ПЕМ) досліджено особливості формування структури композитів системи алмаз – твердий сплав ВК6 залежно від хімічного складу і  $p - T - t$  умов спікання. На основі цих досліджень встановлено таке:

- введення добавок  $CrB_2$  і  $W_2B_5$  до вихідної шихти алмаз – твердий сплав ВК6 сприяє підвищенню однорідності зернистої структури і фазового складу матриці, зменшенню середнього розміру зерна WC в матриці, формуванню в матриці стискуючих напружень;

- в ямках відривання і на поверхні кристалів алмаза в зразках складу алмаз – твердий сплав ВК6 з низькою здатністю алмазоутримання, переважно трапляється завищений вміст вільного вуглецю. Характерною рисою зразків, які вміщують у вихідній шихті алмаз – твердий сплав ВК6 добавки порошків  $CrB_2$  і  $W_2B_5$ , є відсутність графіту як в продуктах взаємодії алмаз – матриця, так і в матриці вдалині від цього контакту;

- поєднання дрібнозернистої структури, високої твердості, міцності контакту алмаз – матриця і зносостійкості бурових вставок, які вміщують у вихідній шихті



алмаз – твердий сплав ВК6 добавки порошоків  $\text{CrB}_2$  і  $\text{W}_2\text{B}_5$ , свідчить про те, що хром і бор корінним чином впливають на хід дифузійних процесів і хімічних реакцій між компонентами, які в свою чергу відіграють найважливішу роль при формуванні структури і властивостей;

6. Виготовлено нові конкурентоспроможні на світовому ринку НКМ складу алмаз – твердий сплав ВК6, які по зносостійкості втричі перевищують стандартні композити, та спечено нові АТП термостійкість яких становить до  $1100\text{ }^\circ\text{C}$  (стандартні  $650\text{ }^\circ\text{C}$ ), що дає змогу використовувати їх при бурінні твердих абразивних порід.

7. На основі аналітичних та експериментальних досліджень розроблено високо-ефективний породоруйнівний інструмент ІНМ, який успішно впроваджено у виробництво при бурінні нафтових і газових свердловин в абразивних породах середньої твердості та верхніх інтервалах твердих порід як в Україні, так і за її межами.

## СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Amontons M. De resistance caus ee dans les machines. Memoires de l'Academie Royale. – 1969. P. 203 – 222.
2. Coulon C.A. Theorie des machines simples. Memoires de mathematique et de physigue de l'Academie des sciences. – 1785. T. 10. – P. 161 – 331.
3. Tonn W. Beitrag zur Kenntnis des Verschleißvorganger beim Kurzversuch // Zeitschrift fir Metallkunde. – 1937. – Bd. 29. – № 6. – P. 196 – 198.
4. Holm R. Electrical Contacts. Stockholm. H. Gerbers. – 1946. – 398 p.
5. Burwell J.T., Strang C.D. On the Empirical Law of Adhesive Wear // Appl. Phys. – 1952. – V. 23, № 1. – P. 18 – 28.
6. Archard J.F. Contact and Rulling of Flat Surfaces // Appl. Phys. – 1953. – V. 24, № 8. – P. 981 – 988.
7. Archard J.F., Hirst W. The Wear of Metals under Lubricated Conditions // Proc. Roy. Soc. Lond. – 1956. – Ser. A., – Vol. 236. – P. 397 – 410.
8. Rowe C.N. Some Aspects of the Heat of Adsorption in the Function of a Boundary Lubricant // ASLE. Trans. – 1966. – Vol. 9, № 2. – P. 101 – 111.
9. Крагельский И.В. Некоторые понятия и определения, относящиеся к трению и изнашиванию. – М.: Изд-во АН СССР. – 1957. – 12 с.
10. Крагельский И.В. Износ как результат повторной деформации поверхностных слоев (частный случай контактирования деформирующей поверхности с абсолютно жесткой шероховатой) // Изв. вузов. Физика. – 1958. – № 5. – С. 119 – 127.
11. Крагельский И.В. Трение и износ в машинах. – М. : Машгиз. – 1962. – 384 с.
12. Крагельский И.В. Трение и износ. – М.: Машиностроение. – 1968. – 480 с.
13. Kragelsky J.V. Calculation of Wear Rate. Trans. ASME // J. of Basic Engeng. – 1965. – Ser. D, Vol. 87. – P. 785 – 790.

14. Хрущев М.М., Бабичев М.А. Исследование изнашивания металлов. – М.: АН СССР. – 1960. – 351 с.
15. Хрущев М.М., Бабичев М.А. Абразивное изнашивание. – М.: Наука. – 1970. – 252 с.
16. Крагельский И.В., Ямпольский Г.Я. О механизме абразивного износа // Изв. вузов. Физика. – 1968. – № 11. – С. 81 – 87.
17. Ямпольский Г.Я., Крагельский И.В. Исследование абразивного износа элементов пар трения. – М.: Наука. – 1973. – 64 с.
18. Кащеев В.Н. Абразивное разрушение твердых тел. М.: Наука. – 1970. – 248 с.
19. Кащеев В.Н. Процессы в зоне фрикционного контакта металлов. – М.: Машиностроение. – 1978. – 213 с.
20. Тененбаум М.М. Об условиях снижения активности абразивного воздействия при трении // Теория трения и износа. – М.: Наука. – 1965. – С. 141 – 153.
21. Тененбаум М.М. Износостойкость конструкционных материалов и деталей машин при абразивном изнашивании. – М.: Машиностроение. – 1966. – 331 с.
22. Тененбаум М.М. Сопротивление абразивному изнашиванию. – М.: Машиностроение. – 1976. – 271 с.
23. Archard J.F., Hirst W. An Examination of a Mild Wear Process // Proc. Roy.Soc. – Lond. Ser. A. – 1957. – Vol. 238. – P. 515–528.
24. Quinn T.F.J. The Role of Oxidation in the Mild Wear of Steel Brit // Appl.Phys. – 1962. – Vol. 13. – P. 33–37.
25. Quinn T.F.J. The Effect of Hot Spot Temperature of the Unlubricated Wear of Steel // ASLE Trans. – 1957. – Vol. 10. – P. 157–167.
26. Tenwick N., Earles S.W. Simplified Theory for the Oxidative Wear of Steels // Wear. – 1971. – Vol. 18. – P. 381–391.
27. Unlig H.H. Mechanism of Fretting Corrosion // J.Appl. Mech. – 1954. – Vol. 21, № 4. – P. 401 – 405.

28. Bayer R.G. Predistion of Wear in a Slidding System // *Wear*. – 1968. – Vol. 11. – P. 319 – 332.
29. Bayer R.G., Clinton W.C., Sirieo J.L. Note on the Application of the Stress Dependeny of Wear // *Wear*. – 1964. – Vol. 7. – P. 282 – 289.
30. Bayer R.G., Shalkey A.T., Wayson A.R. Designing for Zero Wear // *Machine Design*. – 1969. – Vol. 41, № 1. – S. 142 – 151.
31. Fleiseher G. Energetische Methode der Bestimmung des Verschlibes // *Sehmierungstechnik*. – 1973. – № 4. – S. 9 – 15.
32. Греггер Г., Кобальд Г. Исследование по триботехнике // Расчет износа на основе гипотезы аккумулялирования энергии при трении. – М.: ВНИИ Маш. – С. 187 – 195.
33. Bekmenn G. Eine Modification der Verschlibgrundg–leichung // *Sehmierungstechnik*. – 1978. – Vol. 9, № 12. – S. 362 – 369.
34. Groder H. Berechaund des Verschlibes auf energetisehe Grundlage // Там же. – № 2. – S. 53 – 55.
35. Kragelski J.W., Flisecher G., Kombalov W.S., Winkelmann U. Vereingung der Ermudungstheorie und des energetisehen Ansatees zur Berechnung des Verschlibes // Там же. – 1979. – 10. – № 5. – S. 129 – 136.
36. Ратнер С.Б., Лурье Е.Г. Истирание полимеров как кинетический термо-активационный процесс // Докл. АН СССР. – 1966. – Т. 166, № 4. – С. 909 – 912.
37. Галин Л.А. Контактные задачи теории упругости и вязкости. – М.: Наука. – 1980. – 302 с.
38. Григолюк Э.И., Толкачев В.М. Контактные задачи теории пластин и оболочек. – М.: Машиностроение. – 1980. – 411 с.
39. Коренев Б.Г. Вопросы расчета балок и плит на упругом основании. – М.: Госстройиздат. – 1954. – 364 с.
40. Моссаковский В.И., Гудрамович В.С., Макеев Е.М. Контактные задачи теории оболочек и стержней. – М.: Машиностроение. – 1978. – 248 с.

41. Пелех Б.Л., Сухорольский М.А. Контактные задачи теории упругих анизотропных оболочек. – Киев: Наук. думка. – 1980. – 216 с.
42. Рвачев В.Л., Проценко В.С. Контактные задачи теории упругости для неклассических областей. – Киев: Наук. думка. – 1977. – 311 с.
43. Сеймов В.М. Динамические контактные задачи. – Киев. Наук. думка. – 1976. – 283 с.
44. Штерман И.Я. Контактные задачи теории упругости. – М.: Гостехиздат. – 1949. – 432 с.
45. Мусхелишвили Н.И. Некоторые основы задачи математической теории упругости. – М.: Наука. – 1966. – 634 с.
46. Ворович И.И., Александров В.М., Бабешко В.А. Неклассические смешанные задачи упругости. – М.: Наука. – 1974. – 455 с.
47. Лурье А.И. Пространственные задачи теории упругости. – М.: Гостехиздат. – 1955. – 492 с.
48. Александров В.М., Мхитарян С.М. Контактные задачи для тел с тонкими покрытиями и прослойками. – М.: Наука. – 1983. – 488 с.
49. Александров В.М., Галин Л.А., Пириев Н.П. Плоская контактная задача при наличии износа для упругого слоя большой толщины // Изв. АН СССР. – 1978. – № 4. – С. 58 – 66.
50. Александров В.М., Коваленко Е.В. Осесимметричная контактная задача для линейно-деформированного основания общего типа при наличии износа // Там же. – № 5. – С. 60 – 67.
51. Александров В.М., Коваленко Е.В. Плоские контактные задачи теории упругости для неклассических областей при наличии износа // Ж. Прикл. механики и техн. Физики. – 1980. – № 3. – С. 169 – 172.
52. Блюмен А.В., Харач Г.М., Эфрос Д.Г. Расчетная оценка интенсивности изнашивания и ресурса сопряжения вал–втулка с обратной парой трения // Вестник машиностроения. – 1976. – № 2. – С. 29 – 32.
53. Галин Л.А. Контактные задачи теории упругости при наличии износа // Прикладная математика и механика. – 1976. – 40. – № 6. – С. 981 – 989.

54. Галин Л.А., Горячева И.Г. Осесимметричная контактная задача теории упругости при наличии износа // Там же. – 1977. – 41. – № 5. – С. 807–812.
55. Галин Л.А., Горячева И.Г. Контактные задачи и их приложения к теории трения и износа // Трение и износ. – 1980. – Т. 1, № 1. – С. 105–119.
56. Горячева И.Г. Контактная задача при наличии износа для кольца, вложенного в цилиндр // Прикладная математика и механика. – 1980. – 44, № 2. – С. 363–367.
57. Добычин М.Н. Кинетика изнашивания дискового сопряжения // Трение и износ. – 1990. – Т. 11, № 2. – С. 206–212.
58. Солдатенков И.А. Задача об изнашивании поршневого кольца с расширителем при действии внешнего давления // Там же. – 1991. – Т. 12, № 1. – С. 39 – 45.
59. Солдатенков И.А. Теоретическое исследование процесса изнашивания покрытия скользящим индентором // Там же. – Т. 12, № 4. – С. 645–652.
60. Коровчинский М.В. Локальный контакт упругих тел при изнашивании их поверхностей // Контактное взаимодействие твердых тел и расчет сил трения и износа. – М.: Наука. – 1971. – С. 130 – 140.
61. Галин Л.А. Контактные задачи теории упругости. – М.: Гостехиздат. 1953. – 264 с.
62. Ратнер С.Б. Износ пластмасс и методы оценки // Пластические массы. – 1962. – № 1. – С. 61 – 65.
63. Спаский М.Р., Лохов Ю.Н. Закономерности износа пластических металлических поверхностей при обработке полировальником с закрепленным абразивом // Физика и химия обработки материалов. – 1986. – № 5. – С. 103 – 110.
64. Саверин М.М. Контактная прочность материала в условиях одновременного действия нормальных и касательных нагрузок. – М.: Машгиз. – 1956. – 148 с.

65. Решетов Д.Н., Кирсанова В.Н. Касательная контактная податливость деталей // *Машиноведение*. – 1970. – № 2. – С. 88 – 101.
66. Kayaba T. Wear and Friction of Bearing Material // *Wear*. – 1962. – Vol. 5, № 3. – P. 173 – 187.
67. Lancaster J.K. The Relationship between the Wear of Carbon Brush Materials and their Elastic Moduli. Brit // *J.Appl. Phys.* – 1963. – Vol. 14, № 8. – P. 497 – 505.
68. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчета на трение и износ. – М.: Машиностроение. – 1977. – 525 с.
69. Ратнер С.Б. Механизм истирания полимеров и критерий подобия // *ДАН СССР*. – 1960. – 135, № 2. – С. 294 – 297.
70. Проников А.С. Износ и долговечность станков. – М.: Машгиз. – 1957. – 275 с.
71. Проников А.С. Основы надежности и долговечности машин. – М.: Стандарты. – 1967. – 160 с.
72. Лебедев И.К. Золовой износ в котельных установках и борьба с ним // *Электрические станции*. – 1958. – № 11. – С. 22 – 25.
73. Finnie J. Erosion of Surfaces by Solid Particles // *Wear*. – 1960. – V. 3. – P. 87 – 103.
74. Bitter J.G. A Study of Erosion Phenomena // *Wear*. – 1963. – V. 6, № 1. – P. 5 – 21.
75. Nelson J., Gilchnlst A. Erosion by Stream of Solid Particles // *Wear*. – 1968. – V. 11. – P. 111 – 122.
76. Костецкий Б.И. Сопротивление изнашиванию деталей машин. – М. – К.: Машгиз. – 1959. – 476 с.
77. Каландия А.И. Математические методы двумерной упругости. – М.: Наука. – 1973. – 303 с.
78. Гавриков М.В., Мазинг Р.И. Наследственно-стареющая модель изнашивания и ее применение к задачам с монотонно растущей зоной контакта // *Трение и износ*. – 1988. – Т. 9, № 2. – С. 274 – 279.

79. Шилько С.В. Вариационный анализ предварительного смещения при упругом контактировании с ней сферического индентора // Там же. – 1992. – Т. 13, № 6. – С. 973 – 979.
80. Усов П.П. Внутренний контакт цилиндрических тел близких радиусов при изнашивании их поверхностей // Там же. – 1985. – Т. 6, № 3. – С. 403 – 414.
81. Усов П.П., Галахов М.А. Изнашивание жестких цилиндрических тел // Проблемы математики в физико–технических задачах. – М.: МФТИ. – 1987. – С. 140 – 147.
82. Галахов М.А., Терентьев Е.Д., Усов П.П. Методы расчета подшипников скольжения. – Препр. / ВЦАН СССР. – М.: 1984. – 56 с.
83. Галахов М.А., Усов П.П. О расчете износа и толщины смазочного слоя в подшипниках скольжения с тонким вкладышем // Трение и износ. – 1984. – Т. 5, № 2. – С. 239 – 250.
84. Усов П.П., Галахов М.А. Контактные задачи с учетом износа для цилиндрического и сферического подшипника скольжения с тонким покрытием // Машиностроение. – 1986. – № 3. – 81 – 88.
85. Александров В.М. О постановке плоских контактных задач теории упругости при износе взаимодействующих тел // Докл. АН СССР. – 1983. – 271, № 4. – С. 827– 831.
86. Горячева И.Г., Торская Е.В. Контактные задачи при наличии износа для тел с переменным по поверхности коэффициентом износостойкости // Трение и износ. – 1992. – Т. 13, № 1. – С. 185 – 194.
87. Коваленко Е.В. Контактная задача об износе сферического подшипника скольжения с тонким пористо-упругим вкладышем // Там же. – 1994. – Т. 15, № 4. – С. 549 – 557.
88. Евтушенко А.А., Кульчицкий – Жигайло Р.Д. Учет изнашивания при взаимном скольжении тел // Там же. – 1995. – Т. 16, № 2. – С. 213 – 217.
89. Демкин Н.Б. Теория контакта реальных поверхностей и трибология // Там же. – 1995. – Т. 16, № 6. – С. 1003 – 1025.



90. Демкин Н.Б., Рыжов Э.В. Качество поверхности и контакт деталей машин. – М.: Машиностроение. – 1981. – 244 с.
91. Свириденюк А.И., Чижик С.А., Петроповец М.И. Механика дискретного фрикционного контакта. – 1990. – 271 с.
92. Боуден Ф., Тейбор Д. Трение и смазка твердых тел. – М.: Машиностроение. – 1968. – 549 с.
93. Солдатенков И.А. Решение контактной задачи для композиции полоса–полуплоскость при наличии изнашивания с изменяющейся областью контакта // Изв. РАН. МТТ. – 1998. – № 2. – С. 78 – 88.
94. Александров В.М., Кудрова Ф.В. Точное решение периодической контактной задачи для упругого слоя при учёте износа // Прикладная математика и механика. – 2002. – Т. 66, вып. 4. – С. 647 – 654.
95. Kehl E., Siebel E. Untersuchungen neber des Versehbis // Verhalten der Metalle for des Eisenhüttenwesen. – 1936. – V. 9, № 11. – S. 315 – 320.
96. Крагельский И.В., Швецова Е.М. Влияние скорости скольжения на изнашивания одноименных материалов // Трение и износ в машинах. – М.: АН СССР. – 1955. – № 10. – С. 5 – 34.
97. Резников А.Н. Теплофизика резания. – М.: Машиностроение. – 1969. – 288 с.
98. Ящерицын П.И., Цокур А.К., Еременко М.Л. Тепловые явления при шлифовании и свойства обработанных поверхностей. – Минск. – 1973. – 184 с.
99. Силин С.С., Рыкунов Н.С. Расчет температуры и баланса тепла при шлифовании единичным зерном // Физика и химия обработки материалов. – 1975. – № 1. – С. 22 – 28.
100. Шатунов М.П., Совкин В.Ф. Аналитическое исследование температурного поля при шлифовании на основе общих законов теплопроводности // Изв. вузов. Машиностроение. – 1962. – № 2. – С. 212 – 223.

101. Химач О.В., Ковыженко Г.И., Колмагоров П.В. Контактная температура при микрорезании твердого сплава ВК8 // Сверхтвердые материалы. – 1981. – № 2. – С. 59 – 61.
102. Сизый Ю.А., Волкова Н.Н., Савченко Э.В., Тугай И.М.. Нагрев диска при фрикционной разрезке проката // Изв. вузов. Машиностроение. – 1987. – № 1. – С. 111 – 115.
103. Руденко Б.К., Сагарда А.А., Гордеев А.В. и др. Исследование контактных температур при зубошлифовании на станках типа “Нальс” // Сверхтвердые материалы. – 1985. – № 6. – С. 39 – 45.
104. Тхагапсоев Х.Г., Шхануков М.Х., Хапачев Б.С., Абрегов М.Х.. Определение контактных температур при пражке абразивных кругов алмазным инструментом // Там же. – 1983. – № 4. – С. 44 – 48.
105. Малышев В.И., Янюшкин Ю.М. Контактные температуры при алмазной правке шлифовальных кругов // Сверхтвердые материалы. – 1986. – № 3. – С. 48 – 54.
106. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. – М.: Машиностроение. – 1981. – 279 с.
107. Березовский А.А., Алексанян В.Д. Температурное поле в абразивных зернах из СТМ // Докл. АН УССР. Сер. А. – 1983. – № 4. – С. 3 – 5.
108. Александров В.А., Мечник В.А., Верхоярный А.В. Изучение нестационарного температурного поля алмазного круга при резании с охлаждением // Сверхтвердые материалы. – 1989. – № 1. – С. 40 – 45.
109. Александров А.А., Жуковский А.Н., Кагародов В.П., Мечник В.А. Расчет нестационарного температурного поля алмазного круга при резании с охлаждением // Инженерно-физический журнал. – 1989. – Т. 58, № 4. – С. 690 – 691.
110. Коровчинский М.В. Плоская контактная задача термоупругости при стационарном тепловыделении на поверхности сопряжения // Контактная прочность машиностроительных материалов. – М.: Наука. – 1964. – С. 5 – 24.

111. Лифанов И.К., Саакян А.В. Метод численного решения задачи о вдавлении движущегося штампа в упругую полуплоскость с учетом тепловыделения // ПММ. – 1982. – Т. 46, вып. 3. – С. 494 – 500.
112. Barber J.R. Thermoelastic displacements and stresses due to a heat source moving over the surface of a half plane // Trans. ASME. Ser. E.J. Appl. Mech. – 1984. – V. 51, № 3. – P. 636 – 640.
113. Hills D.A., Barber J.R. Steady motion of an insulating rigid flat – ended punch over a thermally conducting half plane // Wear. – 1985. – V. 102, № 1 – 2. – P. 15 – 22.
114. Hills D.A., Barber J.R. Steady sliding of a circular cylinder over a dissimilar thermally halfplane // Int. J. Mech. Sci. – 1986. – V. 28, № 9. – P. 613 – 622.
115. Максимович В.Н., Бабей Ю.И., Кратюк П.Б. Плоская термоупругая контактная задача с учетом тепловыделения // ФХММ. – 1986. – № 6. – С. 76 – 81.
116. Александров В.М., Коваленко Е.В. Методы решения контактных задач термоупругости с учетом износа взаимодействующих поверхностей // ПМТФ. – 1985. – № 3. – С. 129 – 131.
117. Александров В.М., Аннакулова Г.К. Контактная задача термоупругости с учетом износа и тепловыделения от трения // Трение и износ. – 1990. – Т. 11, № 1. – С. 24 – 28.
118. Александров В.М., Аннакулова Г.К. Взаимодействие покрытий тел с учетом деформируемости, износа и тепловыделения от трения // Там же. – 1992. – Т. 13, № 1. – С. 154 – 160.
119. Александров В.М. Осесимметричная контактная задача термоупругости с учетом износа // Изв. АН СССР. МТТ. – 1992. – № 5. – С. 80 – 86.
120. Евтушенко А.А., Пырьев Ю.А. Влияние изнашивания на развитие термоупругой неустойчивости фрикционного контакта // Там же. – 1997. – № 1. – С. 114 – 121.
121. Johnson K.L. Contact mechanics and the wear of metals // Wear – 1995. – V. 190, № 2. – P. 162 – 170.

122. Горячева И.Г., Чекина О.Г. Изнашивание поверхностей : от моделирования микроразрушения к анализу размерностей // Там же. – 1999. – № 3. – С. 131–147.
123. Александров В.М. Контактная задача для тел с покрытиями с учетом нелинейного трения, износа и тепловыделения от трения // Изв. РАН МТТ. – 2003. – № 4. – С. 128–135.
124. Александров В.А., Жуковский А.Н., Мечник В.А. Температурное поле, термоупругое состояние и износ алмазного круга при резании с охлаждением. Ч. 1. // Трение и износ. – 1991. – Т. 12, № 2. – С. 210–218.
125. Александров В.А., Жуковский А.Н., Мечник В.А. Температурное поле, термоупругое состояние и износ алмазного круга при резании с охлаждением. Ч. 2. // Там же. – № 3. – С. 417–427.
126. Александров В.А., Мечник В.А. Влияние теплопроводности алмазов и коэффициента теплообмена на контактную температуру и износ отрезного круга // Трение и износ. – 1993. – Т. 14, № 6. – С. 1115–1117.
127. Александров В.А., Жуковский А.Н., Мечник В.А. Температурное поле и износ неоднородного алмазного круга при конвективном теплообмене. Ч. 1. // Трение и износ. – 1994. – Т. 15, № 1. – С. 27 – 35.
128. Александров В.А., Жуковский А.Н., Мечник В.А. Температурное поле и износ неоднородного алмазного круга при конвективном теплообмене. Ч. 2. // Там же. – 1994. – Т. 15, № 2. – С. 196 – 201.
129. Пат. 63469 Україна МПК В22 F7/02 E21 В 10/46 С 04В 35/52 В32В 7/02. Алмазно-твердосплавна пластина / М.В. Новіков, І.Й. Рибчич, Є.І. Крижанівський, М.О. Бондаренко В.А. Мечник, О.М. Жуковський. – Заяв. 23.04.2003. Опубл. 16.01.2006. Бюл. № 1.
130. Бочковский А.М., Вовчановский И.Ф., Анисимов В.Я., Скляр Э.Д. Анализ оснащённости долот ИСМ // Сверхтвердые материалы. – 1981. – № 2. – С. 65 – 68.
131. Бочковский А.М. Расчет профиля торцевой части инструментов вращательного действия // Сверхтвердые материалы. – 1983. – №1. – С. 35 – 38.

132. Квач В.В. О классификационных признаках буровых долот ИСМ истирающего типа, оснащенных сверхтвердыми композиционными материалами // Буровой инструмент из сверхтвердых материалов. – Киев: ИСМ АН УССР. – 1986. – С. 56 – 60.
133. Породоразрушающий инструмент на основе славутича для бурения глубоких скважин / И.Ф. Вовчановский. – Киев: Наук. думка, 1979. – 210 с.  
Уонг Х. Основные формулы и данные по теплообмену для инженеров. М.: Атом издат. – 1979. – 218 с.
134. Вовчановский И.Ф., Скляр Э.Д. Выбор значений углов при вершине конуса долот режущего типа, оснащенных славутичем // Синтетические алмазы. – 1973. – Вып. 3. – С. 55 – 57.
135. Бочковский А.М., Крангач В.Т., Тюриков В.А. Расчет эксплуатационных показателей бурового инструмента режущего – истирающего типа // Сверхтвердые материалы. – 1981. – № 5. – С. 39 – 43.
136. Порошковая металлургия. Спеченные и композиционные материалы / Под ред. В. Шатта. – М.: Металлургия, 1983. – 520 с.
137. Бондаренко М.О., Мечник В.А. Визначення теплових потоків при руйнуванні породи алмазними буровими вставками // Науковий вісник Івано-Франківського національного технічного університету нафти і газу. – 2006. – № 1. – С. 47 – 49.
138. Третьяков В.И. Основы металловедения и технологии производства спеченных твердых сплавов. – М.: Металлургия, 1976. – 528 с.
139. Лисовский А.В. Миграция расплавов металлов в спеченных композиционных телах. – Киев: Наук. думка, 1984. – 256 с.
140. Поликристаллические материалы на основе алмаза / Шульженко А.А., Гагарин В.Г., Шишкин В.А., Бочечка А.А. – Киев: Наук. думка. – 1989. – 192 с.
141. Гегузин Я.Е. Физика спекания. – М.: Наука, 1967. – 360 с.

142. Uchara K., Yamaya S / High Pressure Sintering of Diamond by cobalt Infiltration // International Journal of Refractory and Hard Materials. – 1988. – №4. – V. 7 / – P. 219 – 223.
143. Термостойкие АТП и результаты их применения в буровых инструментах ИСМ // Л.Ф. Стасюк, М.П. Мельник, Н.А. Бондаренко, Н.Н. Мельник, В.А. Мечник: Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент – техника и технология его применения и изготовления: Сб. науч. тр. – Вып. 9. – Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины, – 2006. – С. 25 – 30.
144. Галицын А.С., Жуковский А.Н. Интегральные преобразования и специальные функции в задачах теплопроводности. – Киев: Наук. Думка. – 1976. – 284 с.
145. Галицын А.С. Краевые задачи теплофизики подземных сооружений. – Киев: Наук. думка. – 198. – 236 с.
146. Стринг Г., Фикс Дж. Теория метода конечных элементов. – М.: Мир. – 1977. – 352 с.
147. Арцимович Г.В. Механофизические основы создания породоразрушающего бурового инструмента. – Новосибирск: Наука. – 1985. – 320 с.
148. Бондаренко Н.А., Жуковский А.Н., Мечник В.А. Исследование износа алмазных буровых долот. 1. Свойства, классификация и особенности рассматриваемой проблемы // Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. – 2006. – № 1. – С. 49 – 56.
149. Бондаренко Н.А., Жуковский А.Н., Мечник В.А. Исследование износа алмазных буровых долот. 2. Нестационарная задача теплопроводности для алмазного бурового долота в процессе его работы // Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. – 2006. – № 2. – С. 54 – 58.
150. Бондаренко Н.А., Жуковский А.Н., Мечник В.А. Исследование износа алмазных буровых долот. 3. Анализ температурных полей // Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. – 2006. – № 3. – С. 87 – 90.

151. Бондаренко Н.А., Жуковский А.Н., Мечник В.А. Температурное состояние алмазных буровых долот // Доповіді НАН України. – 2006. – № 10. – С. 95 – 102.
152. Бондаренко Н.А., Жуковский А.Н., Мечник В.А. Температурное состояние долота оснащенного сверхтвердыми материалами при работе в экстремальных условиях // Четвертая междунар. конф. "Материалы и покрытия в экстремальных условиях: исследования, применение, экологически чистые технологии производства и утилизации изделий". 18 – 22 сент. 2006 г., Кацивели. – Крым, Украина – ИПМ АН УССР.– С. 103.
153. Коваленко А.Д. Основы термоупругости. – Киев: Наук. думка, 1970. – 307 с.
154. Справочник физических констант горных пород // Под ред. С. Кларка мл. – М.: Мир, – 1969. – 543 с.
155. Жуковский А.Н., Майстренко А.Л., Мечник В.А., Бондаренко Н.А. Напряженнодеформированное состояние смятки в окрестности алмазного зерна, находящегося под действием нормальной и касательной составляющих загрузки. Часть 1. Модель // Трение и знос. – 2002. – Т. 23, № 2. – С. 146 – 153.
156. Жуковский А.Н., Майстренко А.Л., Мечник В.А., Бондаренко Н.А. Напряженнодеформированное состояние смятки в окрестности алмазного зерна, находящегося под действием нормальной и касательной составляющих загрузки. Часть 2. Анализ // Трение и знос. – 2002. – Т. 23, № 3. – С. 393 – 396.
157. Шибряев Б.Ф. Пористые проницаемые спеченные материалы. – М.: Металлургия, 1982. – 166 с.
158. Жуковский А.Н., Бондаренко Н.А., Мечник В.А. Термодинамический анализ процессов спекания породоразрушающих элементов из славутича // Сб. науч. тр. – Киев: ИСМ им. В.Н.Бакуля НАН Украины. – 2002. – С. 145 – 151.

159. Бондаренко Н.А., Жуковский А.Н., Мечник В.А., Панов А.В., Трескин В.П. Новые породоразрушающие элементы для алмазного бурового инструмента // Там же. – 2003. – С. 35 – 41.
160. Новиков Н.В., Бондаренко Н.А., Жуковский А.Н., Мечник В.А. Моделирование физических процессов при спекании // Междунар. конф. "Новейшие технологии в порошковой металлургии и керамике": Тез. докл. 8 – 12 сент. 2003 г., Киев, Украина. – С. 21 – 22.
161. Новиков Н.В., Бондаренко Н.А., Мечник В.А., Жуковский А.Н. Моделирование зародышеобразования, диффузии и химических реакций в процессе изготовления сверхтвердых материалов методами порошковой металлургии // Труды конф. 13 – 17 сент. 2004 г., Кацевели – Понизовка. Автономная республика Крым, Украина. – С. 59 – 60.
162. Новиков Н.В., Бондаренко Н.А., Мечник В.А., Жуковский А.Н. Энергия активации процессов и кинетические параметры как мера качества алмазосодержащих материалов // Третья междунар. конф. "Материалы и покрытия в экстремальных условиях: исследования, применения, экологически чистые технологии производства и утилизации изделий": Труды конф. 13 – 17 сент. 2004 г., Кацевели – Понизовка. Автономная республика Крым, Украина. – С. 37 – 39.
163. Новиков Н.В., Бондаренко Н.А., Жуковский А.Н., Мечник В.А. Кинетика физико-химических процессов в алмазосодержащих композитах // Доповіді НАН України. – 2005. – № 2. – С. 88 – 93.
164. Новиков Н.В., Бондаренко Н.А., Жуковский А.Н., Мечник В.А. Структура и свойства буровых вставок, спеченных методом горячего прессования // Доповіді НАН України. – 2005. – № 3. – С. 93 – 97.
165. Новиков Н.В., Бондаренко Н.А., Жуковский А.Н., Мечник В.А. Влияние диффузии и химических реакций на структуру и свойства буровых вставок. 1. Кинетическое описание систем  $C_{\text{алмаз}} - \text{BK6}$  и  $C_{\text{алмаз}} - (\text{BK6} - \text{CrB}_2 - \text{W}_2\text{B}_5)$  // Физическая мезомеханика. – 2005. Т. 8, № 2. – С. 99 – 106.



166. Новиков Н.В., Бондаренко Н.А., Жуковский А.Н., Мечник В.А. Кинетические особенности влияния  $\text{CrB}_2$  на энергетическое состояние спекаемого композита состава алмаз – твердый сплав ВК6 // Доповіді НАН України. – 2005. – № 9. – С. 96 – 101.
167. Новиков Н.В., Бондаренко Н.А., Жуковский А.Н., Мечник В.А. Кинетические константы и их связь со структурой и свойствами композитов состава алмаз – твердый сплав ВК6 // Доповіді НАН України. – 2005. – № 10. – С. 97 – 103.
168. Важнейшие направления в теории материаловедения сверхтвердых материалов // Н.В. Новиков, Н.А. Бондаренко, А.Н. Жуковский, В.А. Мечник, А.Л. Майстренко: Сб. материалов докладов международной научно-технической конференции "Порошковая металлургия: достижения и проблемы". 22 – 23 сент. 2005 г., Минск. – С. 79 – 80.
169. Структурные особенности алмазосодержащих композитов и их проявление в кинетике неизотермического спекания // Н.В. Новиков, Н.А. Бондаренко, А.Н. Жуковский, В.А. Мечник, А.Л. Майстренко: Сб. материалов докладов международной научно – технической конференции "Порошковая металлургия: достижения и проблемы" 22 – 23 сент. 2005 г., Минск. – С. 160 – 162.
170. Бондаренко Н.А., Жуковский А.Н., Мечник В.А. Анализ основных теорий спекания материалов. 1. Спекание в изотермических и неизотермических условиях (Обзор) // Сверхтвердые материалы. – 2005. – № 6. – С. 3 – 17.
171. Бондаренко Н.А., Жуковский А.Н., Мечник В.А. Анализ основных теорий спекания материалов. 2. Химические реакции и процессы зародышеобразования. Общие правила для кинетического описания процессов при спекании композиционных материалов (Обзор) // Сверхтвердые материалы. – 2006. – № 1. – С. 3 – 15.
172. Новиков Н.В., Бондаренко Н.А., Мечник В.А., Супрун М.В. Технология получения износостойких породоразрушающих буровых вставок // Син-

- тез, спекание и свойства сверхтвердых материалов. Сб. науч. тр. – Киев: ИСМ НАН Украины, 2005. – Сер. Материаловедение. – С. 232 – 238.
173. Структурные особенности сверхтвердых композитов системы алмаз – твердый сплав ВК6, отличающихся износостойкостью // Н.А. Бондаренко, Н.В. Новиков, В.А. Мечник, Г.С. Олейник, В.М. Верещака: Сверхтвердые материалы. – 2004. – № 6. – С. 3 – 15.
174. Влияние диффузии и химических реакций на структуру и свойства буровых вставок. 2. Результаты аттестации структурного состояния сверхтвердых материалов состава алмаз – твердый сплав ВК6 // Н.В. Новиков, Н.А. Бондаренко, А.Н. Жуковский, В.А. Мечник, Г.С. Олейник: Физическая мезомеханика. – 2006. – Т. 9, № 2. – С. 107 – 116.
175. Новиков Н.В., Цыпин Н.В., Майстренко А.Л., Вовчановский И.Ф. Композиционные алмазосодержащие материалы на основе твердых сплавов // Сверхтвердые материалы. – 1983. – № 2. – С. 3 – 5.
176. Волошин М.Н., Коломиец В.П. Структура композиции WC – Co – алмаз, полученной электроимпульсным спеканием // Там же . – 1996 . № 3. – С. 3 – 8.
177. Симкин Э.С., Цыпин Н.В. Структура и свойства алмазосодержащих материалов, полученных в условиях высоких давлений // Там же. – 1989. – № 5. – С. 29 – 33.
178. Новиков Н.В., Майстренко А.Л., Трефилов В.И., Ковтун В.И. Некоторые свойства композитов ВК6 – алмаз, спеченных в ударных волнах // Порошковая металлургия. – 1933. – № 4. – С. 102 – 106.
179. Борисенко В.А., Подорога В.А., Кебко В.П., Кизиков Э.Д., Гнучий Ю.Б. Высокопрочное состояние двухфазных композиционных материалов. Сообщение 2. Керметы // Проблемы прочности. – 1991. – № 3. – С. 17 – 24.
180. Подорога В.А., Кебко В.П., Лошак М.Г., Александрова Л.М. Термические напряжения в твердом сплаве WC-Co после спекания // Там же. – 1990. – № 12. – С. 87 – 93.

181. Almond E.A., Roebuck B. Some characteristics of veri – fine – grained hardmetals // Metal Powder Report. – 1987. – V. 42. – № 7/8. – P. 512 – 515.
182. Scegorpaul P.M., Caydish L.E., Shinneman F.M. // Jnt. J.Refract. Met.Hard Mater. – 1997. – V. 15. – P. 133 – 138.
183. Турманов В.И., Черединов А.А., Елманова С.М. Электромагнитный контроль микронапряжений в гетерогенных твердых сплавах и их связь со структурой и механическими свойствами // Современные инструментальные материалы на основе тугоплавких соединений. – М.: Металлургия, 1985. – С. 79 – 83.
184. Третьяков В.И. Основы металловедения и технологии производства спеченных твердых сплавов. – М.: Металлургия, 1976. – 526 с.
185. Лошак М.Г. Прочность и долговечность твердых сплавов. – Киев: Наук. думка, 1984. – 328 с.
186. Найдич Ю.В., Уманский В.П., Чувашов Ю.Н., Лавриненко И.А. Адгезия жидких и отвердевших сплавов Cu–Ga–Cr к алмазу // Сверхтвердые материалы. – 1980. – № 1. – С. 3 – 6.
187. Найдич Ю.В., Уманский В.П., Лавриненко И.А. Исследование адгезионных свойств хромовых покрытий на поверхности алмаза и графита // Там же. – № 12. – С. 1 – 4.
188. Вишневский А.С., Никитюк А.Ф., Оситинская Т.Д., Симкин Э.С. Адгезия расплавов. – Киев: Наук. думка 1974. – 243 с.
189. Найдич Ю.В., Уманский В.П., Лавриненко И.А., Шуркал В.В., Колчеманов Н.А., Сериков А.И. Увеличение прочности крепления монокристаллов алмаза в металлической матрице и повышению работоспособности алмазного инструмента // Адгезия расплавов и пайка материалов. – 1982. – Вып. 10. – С. 82 – 84.
190. Поверхностные свойства расплавов и твердых тел и их использование в материаловедении / Под ред. Ю.В. Найдича – Киев: Наук. думка, 1991. – 280 с.

191. Scott P., Nicholas M., Devar B. The wetting and bonding of diamonds by copperbase binary alloys // *J.Mater.Sci.* – 1975. – 10, № 11. – P. 1840 – 1883.
192. Телле Р., Фендлер У., Петцов Г. Квазитройная система  $TiB_2 - W_2B_5 - CrB_2$  и ее возможности в эволюции твердых материалов // *Порошковая металлургия.* – 1993. – № 3. – С. 58 – 69.
193. Барре П. Кинетика гетерогенных процессов. – М.: Мир, 1976. – 369 с.
194. Панченко Г.М., Лебедев В.П. Химическая кинетика и катализ. – М.: Химия, 1974. – 591 с.
195. Химия твердого состояния / Под ред. В. Гарнера. – М.: ИЛ, 1961. – 543 с.
196. Янг Д.А. Кинетика разложения твердых веществ. – М.: Мир, 1969. – 263 с.
197. Дельмон Б. Кинетика гетерогенных реакций. – М.: Мир, 1972. – 554 с.
198. Франк-Каменский Д.А. Диффузия и теплопередача в химической кинетике. – М.: Наука, 1967. – 491 с.
199. Шьюмон П.Г. Диффузия в твердых телах. – М.: Металлургия, 1966. – 195 с.
200. Колмогоров А.И. К статической теории кристаллизации металлов // *Изв. АН СССР. Серия математическая.* – 1937. – С. 355 – 359.
201. Ерофеев Б.В. Обобщенное уравнение химической кинетики и его применение к реакциям с участием твердых веществ // *ДАН СССР.* – Т. 52, № 6. – С. 513 – 518.
202. Jander W. Reaktionen im Zustande bei höheren Temperaturen. Reaktionsgeschwindigkeiten endotherm verlaufender Umsetzungen // *Z. anorg. allg. Chem.* – 1927. – V. 163. – S. 1 – 30.
203. Jander W. Reaktionen im festen Zustande bei höheren Temperaturen. II. Mitteilung. Reaktionsgeschwindigkeiten exotherm verlaufender Umsetzungen // *Ibid.* – 1927. – 166. – S. 31–52.
204. Jander W. Reaktionen im festen Zustande bei höheren Temperaturen. IX. Mitteilung. Die Reaktionsgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der

- Herstellungsart der Ausgangskomponenten, von Beimengungen und von Mischungsverhältnis // *Ibid.* – 1931. – 202. – S. 135 – 153.
205. Шестак Я. Теория термического анализа. Физико-химические свойства твердых неорганических веществ. – М.: Мир, 1987. – 455 с.
206. Маррел Дж., Кеттл С., Тоддер Дж. Химическая связь. – М.: Мир, 1980. – 382 с.
207. Чапорова И.Н., Чернявский К.С. Структура спеченных твердых сплавов. – М.: Metallurgia, 1975. – 246 с.
208. Лошак М.Г., Александрова Л.И. Упрочнение твердых сплавов. – Киев: Наукова думка, 1977. – 145 с.
209. Lee H.R., Kim D.J., Hwang N.M., Kim D.Y. Role of vanadium carbide additive during sintering of WC – Co: mechanism of grain growth inhibition // *J.Amer.Ceram. Soc.* – 2004. – V. 86. – № 1. – P. 152 – 154.
210. Bartsch K. A thermodynamic and experimental study of the transition metal boride formation in the  $TiB_2$  and  $B_4C$  deposition on hard by CVD // *Proc. 11th Int. Symp. Boron. Borides and Related Compounds.* – Tsukuba. – 1993. *JAP Series 10.* – 1994. – P. 204 – 207.
211. Кудрявцева В.И., Варяксина А.В. Структура и свойства сплавов Co (W,C) // *Современные инструментальные материалы на основе тугоплавких соединений.* – М.: Metallurgia, 1985. – С. 25 – 28.
212. Бондаренко Н.А., Кулик О.Г., Мечник В.А. Исследование взаимодействия боридов  $CrB_2$  и  $W_2B_5$  с компонентами твердого сплава // *Сверхтвердые материалы.* – 2006. – № 6. – С. 30 – 36.
213. Бондаренко М.О., Мечник В.А., Кулик О.Г. Дослідження міцності контакту алмаз – матриця та зносостійкості бурових вставок на основі  $WC_6$  з добавками  $CrB_2$  // *Науковий вісник Івано-Франківського національного технічного університету нафти і газу.* – 2004. – № 4. – С. 32 – 36.
214. Бондаренко Н.А., Мечник В.А., Кулик О.Г. Влияние  $W_2B_5$  на механические характеристики и износ буровых вставок, спеченных методом горячего прессования // *Науковий вісник НГУ.* – 2004. – № 5. – С. 17 – 22.

215. Бондаренко М.О. Вплив  $W_4C$  на структуру і зносостійкість бурових вставок на основі  $C_{алмаз} - VK6$ , спечених методом гарячого пресування // Науковий вісник Івано-Франківського національного технічного університету нафти і газу. – 2004. – № 3. – С. 57 – 61.
216. Бондаренко Н.А., Олейник Г.С., Мечник В.А. О природе повышенного алмазодержания в композите алмаз – сплав  $WC - Co$ , полученного в добавками хромосодержащих соединений // Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент – техника и технология его применения и изготовления: Сб. науч. тр. – Вып. 9. – Киев: ИСМ им. В.Н.Бакуля НАН Украины, – 2006. – С. 257 – 262.
217. Герцрикен С.Д., Дегтяр И.Я. Диффузия в металлах и сплавах в твердой фазе. – М.: Физматгиз, 1960. – 564 с.
218. Смирнов А.А. Молекулярно-кинетическая теория металлов. – М.: Наука, 1966. – 488 с.
219. Феноменологическая модель спекания сверхтвердых композиционных алмазосодержащих материалов // Н.В. Новиков, В.А. Мечник, А.Н. Жуковский, Н.А. Бондаренко, В.Н. Ткач: Доповіді НАН України. – 2003. – № 10. – С. 102 – 104.
220. Новиков Н.В., Бондаренко Н.А., Мечник В.А., Жуковский А.Н. Физико-математическое моделирование процессов спекания многокомпонентных алмазосодержащих композитов. 1. Математическая модель // Физическая мезомеханика. – 2004. – Т. 7, № 3. – С. 71 – 77.
221. Формирование структуры и свойств сверхтвердых композиционных алмазосодержащих материалов // Н.В. Новиков, В.А. Мечник, А.Н. Жуковский, Н.А. Бондаренко, В.Н. Ткач: Доповіді НАН України. – 2003. – № 11. – С. 88 – 90.
222. Физико-математическое моделирование процессов спекания многокомпонентных алмазосодержащих композитов. 2. Физико-химические особенности формирования структуры и свойств // Н.В.Новиков,

- Н.А.Бондаренко, О.Г.Кулик, В.А.Мечник, А.Н.Жуковский: Физическая мезомеханика. – 2004. – Т.7, № 3. – С. 79 – 87.
223. Влияние добавок  $\text{CrB}_2$  на структуру и свойства алмазного композита на основе  $\text{Fe} - \text{Cu} - \text{Ni} - \text{Sn}$  // В.А.Мечник, Н.А.Бондаренко, О.Г.Кулик, А.Н.Жуковский, А.В.Панов, О.М.Кузьминская: Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент – техника и технология его применения и изготовления: Сб. науч. тр. – Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины, 2003. – С. 250 – 255.
224. Богданов Р.К., Бондаренко Н.А., Финкельштейн Е.М., Бронников И.Д. Анализ напряженного состояния породоразрушающего элемента в ударно-истирающем режиме бурения // Строительство нефтяных и газовых скважин на суше и море. ВНИИОЭНГ. – 1997. – № 2. – С. 24 – 26.
225. Бондаренко Н.А. Анализ напряженного состояния полупространства горной породы в ударно-истирающем режиме бурения // Совершенствование техники и технологии бурения скважин ИСМ АН УССР: Киев, 1993. – С. 11 – 15.
226. Бондаренко Н.А. К вопросу расчета рабочих параметров в ударно-истирающем режиме бурения // Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент – техника и технология его изготовления и применения: Сб. науч. тр. – Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины, 2000. – С. 53 – 55.
227. Кулаковский В.Н., Днепровский А.И., Бондаренко Н.А. Метод контроля износа долота буровой машины // Сб. науч. тр. – Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины. – 2002. – С. 196 – 197.
228. Пат. 63469 Україна МПК В22 F7/02, Е21В10/46, С04В35/52, В32В7/02. Алмазно-твердосплавна пластина / М.В. Новіков, І.Й. Рибчич, Є.І. Крижанівський, М.О. Бондаренко, В.А. Мечник, О.М. Жуковський. – Заявл. 23.04.03; Опубл. 16.01.06. Бюл. № 1.
229. Пат. 63468 Україна МПК В22 F7/02, 3/12, В 32 В7/02, С04В35/52, С22С26/00. Алмазно – твердосплавна вставка / М.В. Новіков, І.Й. Риб-

чич, Є.І. Крижанівський, М.О. Бондаренко, В.А. Мечник, О.М. Жуковський. – Заявл. 23.04.03; Опубл. 15.08.05. Бюл. № 8.

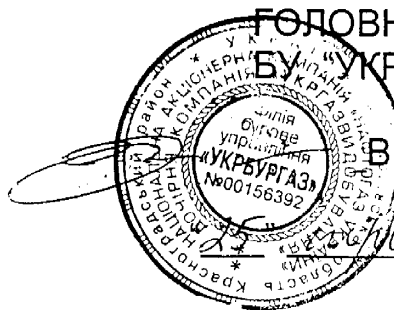
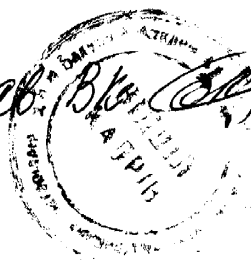
230. Пат. 64274 Україна МПК В24D3/04, В22F3/12, Е21В10/46, С22С29/14.  
Шихта для виготовлення абразивовмісного матеріалу / М.О. Бондаренко, В.А. Мечник, О.М. Жуковський, О.І. Семенов, О.В. Панов. – Заявл. 23.04.03; Опубл. 15.12.05. Бюл. 12.



**Д О Д А Т К И**

## Акт випробувань бурового інструменту типу ІНМ АП

ЗАТВЕРДЖУЮ :

Вірно: *Зав. В.М. Бакуля*ГОЛОВНИЙ ІНЖЕНЕР  
БУ "УКРБУРГАЗ"

В. П. КУШНАРЬОВ

*В. П. Кушнар'юв* 2006

## Акт

про проведення випробувань бурового інструменту типу ІНМ АП виробництва  
Інституту надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля НАН України

1. Комісія в складі:

Бойко П.Я. – начальник технологічного відділу БУ "УКРБУРГАЗ".

Хакімов Л.З. — головний інженер ХВБР.

Рибачук С.А. — заступник начальника технологічного відділу ХВБР

Панов О.В. – молодший науковий співробітник Інституту надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля НАН України.

Згідно договору між Інститутом надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля НАН України і  
"Укргазвидобування" в відповідності з "Типовою методикою проведення випробування до-  
лота ІНМ АП 165,1 С на свердловині № 31 Кобзівського ГКР Хрещищенського ВБР.

2. Предмет випробувань.

Долото ІНМ АП 165,1 С призначене для буріння нафтових та газових свердловин в мало-  
вразливих породах середньої твердості з промивкою вибою буровим розчином.

## Опис конструкції.

Долото має сталевий корпус на якому методом зварювання закріплені п'ять лопатей. По  
внутрішній поверхні лопатей, за допомогою пайки, припоєм ПСр 40, закріплені алмазно-  
твердосплавні різці, що складаються з експериментальних АТП, термостійкістю 1100° С (стан-  
дартні 650° С) і алмазовміщувальної підкладки (стандартні з твердого сплаву).

Калібруюча поверхня долота оснащена алмазовміщувальними вставками, виготовленими  
спеціальною технологією з добавками тугоплавких сполук, що значно підвищують зносостій-  
кість таких вставок, порівняно із стандартними.

3. Мета випробування.

1. Отримання інформації про фактичні показники роботи інструмента.
2. Визначення ефективності застосування доліт ІНМ АП 165,1 С в порівнянні з серійними  
трихшаршковими долотами в аналогічних умовах буріння.

4. Місце і умови проведення випробувань.

Надане на випробування долото відповідає нормативним документам і конструкторській  
документації по якості і виготовленню.

Долото ІНМ АП 165,1 С №24766 випробувано на свердловині № 31 Кобзівського

- осьове навантаження – 6 т;
- число обертів ротора – 80 об/хв;
- розхід промивної рідини – 25 л/с.

При відпрацюванні долота використовувався буровий розчин з наступними параметрами:

- густина – 1,55 г/см<sup>3</sup>;
- в'язкість – 80 с;
- фільтрація – 8 см<sup>3</sup>/30 хв.

Інтервали буріння представлені відкладами аргілітів, доломітів, пісковиків пермських відкладів картамишської свити, а також відкладами верхнього карбону.

Стан відпрацювання долота: втрата діаметра до 2 мм, скол 3-х зубців на робочій частині долота. Долото в загальному відпрацьовано на 70%.

## 5. Результати випробувань

Показники відпрацювання долота ІНМ АП 165,1 С приведені в таблиці 1.

Середні показники роботи долота ІНМ АП 165,1 С в інтервалі 3569 – 3800 м склали:

- проходка – 193 м;
- стійкість – 370,6 год.;
- механічна швидкість – 0,52 м/год

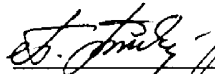
Для порівняння взяті показники відпрацювання серійних 3-х шарошкових доліт СЗ-ГАУ

29. Середні показники роботи серійних 3-х шарошкових доліт в інтервалі 3560 – 3800 м скла-

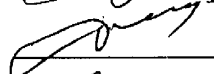
- проходка – 34,67 м
- стійкість – 101,30 год
- механічна швидкість – 0,33 м/год


## 6. Висновки і рекомендації.

1. Конструкція долота ІНМ АП 165,1 С працездатна і ефективна при бурінні в породах середньої твердості. Долото непогано зарекомендувало себе при бурінні пермських відкладів, верхньому карбоні та порід схожих з ними за буримістю.
2. Механічна швидкість доліт ІНМ АП 165,1 С більша за швидкість шарошкових доліт виробництва «Волгабурмаш», стійкість та проходка доліт ІНМ АП перевищує сумарні показники для трьох 3-х шарошкових доліт.
3. Для підвищення швидкості необхідно звернути увагу на схему оснащення робочої частини та розглянути можливість надати рекомендації що до зміни режимів буріння. Необхідно звернути увагу на якість кріплення різців АТП на робочій частині долота та на кріплення пластин АТП до алмазовмісної підкладки.

 П.Я. Бойко


 Хакімов Л.З.

 Рибачук С.А.

 О.В. Панов

## Акт випробувань калібраторів ІНМ-К-295,3 СТ

«Утверждаю»  
 Зав. кафедрального директора  
 РУП «Белоруснефть»  
 А.И.Призенцов  
 \_\_\_\_\_  
 июня 2006 г.



## АКТ

промышленных испытаний калибраторов  
 ИСМ – К – 295,3 СТ производства  
 Института сверхтвердых материалов  
 им. В.Н.Бакуля НАН Украины

## 1. Комиссия в составе

1. Игнатюк И.С. – начальник ПОБиРС РУП «ПО «Белоруснефть»;
2. Большаков Ю.А. – главный инженер СУБР;
3. Романив А.В. – зам. начальника ТО СУБР.

составила настоящий акт в том, что в период с апреля 2004г по апрель 2006 г. в ПО "Белоруснефть" согласно "Типовой методикой проведения испытаний бурового инструмента" были проведены промышленные испытания калибраторов ИСМ – К – 295,3 СТ.

## 2. Предмет испытаний.

Испытаниям подвергались калибраторы ИСМ – К – 295,3 СТ, предназначенные для использования в породах средней твердости с пропластками твердых пород.

Описание конструкции: калибратор состоит из цельнофрезерованного корпуса с шестью спирально расположенными лопастями, имеющих прерывистую площадь контакта со стенками скважины. Рабочая часть лопастей оснащалась вставками из алмазосодержащего материала твесал, изготовленных по специальной технологии с добавками тугоплавких соединений переходных металлов, имеющих повышенную износостойкость по сравнению со вставками, изготовленных по стандартной технологии.

## 3. Цель испытаний.

Определение эффективности применения калибраторов ИСМ – К – 295,3 СТ по сравнению с серийно выпускаемыми в условиях ПО "Белоруснефть".

Вірно: Зав. В.Ю. [Signature]



#### 4. Место и условия проведения испытаний.

Промышленные испытания калибраторов проводились на скважинах №133-Пассветовской, №100-В-Первомайской, №27-Чкаловской, №205-Ю-Сосновской, №239-Осташковичской, №33-Некрасовской №7-В-Калининской, №76-Сосновской площадей в интервалах (см.таблицу) представленным надсоевным комплексом и отложениями первой соли.

Бурение проводилось на установке Уралмаш-3Д76 и Уралмаш-3Д86 при 2 насосах в следующем режиме бурения

- число оборотов 90-120 об/мин;
- расход промывочной жидкости 26-32л/с.

При обработке долота использовался буровой раствор со следующими параметрами:

- плотность – 1,14-1,31 г/см<sup>3</sup>;
- вязкость – 25-40с.

#### 5. Результаты испытаний.

В соответствии с регламентирующими документами действующими в РУП «Производственное объединение «Белоруснефть», допустимый износ калибраторов диаметром 295,3 составляет 4,3мм до диаметра 291мм.

1. Нарботка на калибратор ИСМ-К-295,3 СТ№34166 составила 2507часов при проходке 4699метров. Сработка калибратора составила 2,3мм, что соответствует 53,5% износа калибратора.

Ожидаемый ресурс работы калибратора составит 4686час и проходки 8791м.

2. Нарботка на калибратор ИСМ-К-295,3 СТ№34183 составила 797часов при проходке 3001метр. Потеря диаметра калибратора составила 1,7мм, что соответствует 39,5% износа калибратора.

Ожидаемый ресурс работы калибратора составит 2017час и проходки 7597м.

Средние показатели серийно применяемых калибраторов 13 КСИ-295,3 СТ – ресурс работы 395 часов, при проходке 2400метров.

#### 6. Выводы.

1. Конструкция калибратора ИСМ – К – 295,3 СТ эффективна при использовании в условиях ПО "Белоруснефть".
2. Показатели по часовой стойкости в 2,3 раза превосходят показатели серийно выпускаемых калибраторов 13 КСИ-295,3 СТ.
3. Калибраторы рекомендуются для промышленного выпуска.

Игнатюк И.С.

Большаков Ю.А.

Романив А.В.

«УТВЕРЖДАЮ»

«УТВЕРЖДАЮ»

Генеральный директор

ЗАО «НИИКБ бурового инструмента»



Я. В. Кунця

2006 г.

Заведующий инженер Лениногорского

УБР ООО «Татнефть-Бурение»



В. И. Момот

2006 г.

## АКТ

промышленных испытаний бурильной головки  
ИСМ – АП – 212,7/100 С производства  
Института сверхтвердых материалов  
им. В.Н.Бакуля НАН Украины

## 1. Комиссия в составе:

председателя

- Зубарева В. И. – главного технолога Лениногорского УБР;

членов комиссии

- Куринова А. И. – начальника инженерного центра Лениногорского УБР;

- Кагарманова И. И. – начальника ПТО Лениногорского УБР;

- Мартынюка Д. М. – главного конструктора ЗАО «НИИКБ бурового инструмента»;

- Данилишина И.В. – зам. зав. отдела по новой технике ЗАО «НИИКБ бурового инструмента»

составила настоящий акт о том, что сотрудниками ЗАО «НИИКБ бурового инструмента» и Лениногорского УБР (республика Татарстан) в период с 2005 по 2006 г.г. согласно "Типовой методикой проведения испытаний бурового инструмента" были проведены промышленные испытания бурильной головки ИСМ – АП – 212,7/100 С № 34705.

## 2. Предмет испытаний.

Испытаниям подвергалась бурильная головка ИСМ – АП – 212,7/100 С, предназначенная для отбора керна в породах средней твердости с пропластками твердых пород.

Описание конструкции: бурильная головка состоит из корпуса и приваренных к нему 8-ми лопастей. Лопастей оснащаются алмазно-твердосплавными пластинами (АТП – аналог импортных пластин РСД) с повышенной до 1100°C термостойкостью (стандартные АТП термостойкостью 650°C). Калибрующая

Вірмо: Заг. ВК. С.П.

часть бурильной головки оснащается алмазосодержащими вставками, которые изготовлены с добавками тугоплавких соединений.

Цель испытаний: Определение эффективности применения бурильных головок ИСМ – АП – 212,7/100 С по сравнению с серийно выпускаемыми К 212,7/100 ТКЗ при отборе керна в трещиноватых, кавернозных, различной твердости карбонатных породах перемежающихся по плотности и абразивности.

### 3. Место и условия проведения испытаний.

Промышленные испытания бурильной головки ИСМ – АП – 212,7/100 С № 34705 проводились на скважинах № 38318, № 38215 и № 38044 Куакбашской площади в интервале глубин, соответственно, 910,0 – 930,0 м, 812,0 – 827,0 м и 785,0 – 820,0 м, по породам представленным известняками и доломитами трещиноватыми, кавернозными, перекристаллизованными различной плотности и абразивности.

Бурение проводилось на установке БУ-75БрЭ при следующем режиме бурения

- число оборотов 60-120 об/мин.
- расход промывочной жидкости 10-36 л/с.
- осевая нагрузка 5-8 т.с.

При отработке бурильной головки

ИСМ – АП – 212,7/100 С использовался буровой раствор со следующими параметрами:

- плотность 1,03-1,16 Г/см<sup>3</sup>.
- вязкость 22-28 с.

Износ бурильной головки

ИСМ – АП – 212,7/100 С составил 100 %.

### 4. Результаты испытаний.

Показатели работы бурильной головки ИСМ – АП – 212,7/100 С № 34705 составили:

проходка на бур головку \_\_\_\_\_ 70,0 м.  
 время бурения \_\_\_\_\_ 58,5 ч.  
 механическая скорость бурения \_\_\_\_\_ 1,2 м/ч.  
 вынос керна \_\_\_\_\_ 99 %.

Средние показатели серийно применяемых бурильных головок К212,7/100 ТКЗ:

проходка на бурголовку \_\_\_\_\_ 7,2 м.  
 время бурения \_\_\_\_\_ 6,5 ч.  
 механическая скорость бурения \_\_\_\_\_ 1,11 м/ч.  
 вынос керна \_\_\_\_\_ 94 %.

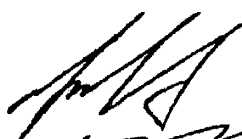
## 5. Выводы.

1. Бурильная головка ИСМ – АП – 212,7/100 С эффективна при отборе кер-на в трещиноватых, кавернозных карбонатных породах, различной твердости с включением пропластков глин и мергелей, перемежающихся по плотности и абразивности.

2. Показатели по проходке бурильных головок ИСМ – АП – 212,7/100 С до 10 раз превосходят показатели серийно выпускаемых бурильных головок К 212,7/100 ТКЗ.

3. Бурильные головки ИСМ – АП – 212,7/100 С рекомендуются для промышленного выпуска.

Председатель комиссии:



В. И. Зубарев

Члены комиссии:



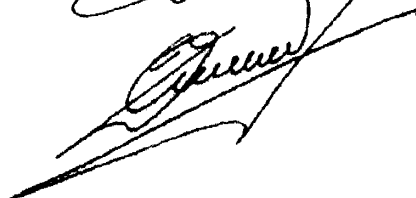
А. И. Куринов



И. И. Кагарманов



Д. М. Мартынюк



И. В. Данилишин