

А.О. Хруцький

**ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ВИНЕСЕННЯ ШЛАМУ
ПРИ ПНЕВМОУДАРНОМУ БУРІННІ СВЕДЛОВИН У
МІЦНИХ ПОРОДАХ**

Монографія

Кривий Ріг
Видавничий центр ДВНЗ «КНУ»
2016

УДК 622.24.051
ББК 33.131
Х-95

Рецензенти: **К.С. Заболотний**, д-р.техн.наук, професор, завідувач кафедри гірничих машин та інжинірингу Національного гірничого університету;
Р.Д. Іскович-Лотоцький, д-р.техн.наук, професор, завідувач кафедри галузевого машинобудування Вінницького національного технічного університету;
Л.М. Васильєв, д-р.техн.наук, професор, завідувач відділу проблем руйнування гірських порід Інституту геотехнічної механіки ім. Н.С.Полякова НАН України.

Рекомендовано до друку вченою радою ДВНЗ «Криворізький національний університет» (протокол №9 від 31.05.2016 р).

Хруцький А.О.
Х-95 Підвищення ефективності винесення шламу при пневмоударному бурінні свердловин у міцних породах: монографія. – Кривий Ріг: Видавничий центр ДВНЗ «КНУ», 2016. – 171 с.

ISBN 978-966-132-035-1

Монографію присвячено дослідженню впливу конструктивних параметрів штиривої коронки на процес очищення вибою свердловини. Обґрунтовано конструктивні параметри її корпусу, які впливають на швидкість і завихореність очищеного агента в привибійній зоні і на відносне винесення бурового шламу. Наведено рекомендації щодо проектування штирих коронок з поліпшеним винесенням шламу.

Монографію адресовано вченим, аспірантам, докторантам, інженерно-технічним працівникам і конструкторам, які досліджують проблеми очищення свердловин при бурінні й оптимізації конструкцій штиривого породоруйнуючого інструменту.

УДК 622.24.051
ББК 33.131

ISBN 978-966-132-035-1

© Хруцький А.О., 2016
© Видавничий центр ДВНЗ «КНУ», 2016

Зміст

Вступ.....	5
1. Аналіз існуючих конструкцій штирових коронок і шляхів підвищення ефективності винесення шламу при бурінні занурними пневмоударниками.....	7
1.1. Конструкції коронок для пневмоударного буріння свердловин.....	7
1.2. Винесення шламу при бурінні занурними пневмоударниками.....	19
1.3. Загальна методика подальших досліджень впливу конструктивних параметрів штирової коронки на процес винесення шламу.....	26
2. Попередні дослідження параметрів буріння.....	33
2.1. Дослідження закономірності розподілу бурового шламу за крупністю при бурінні свердловин штировими коронками.....	33
2.2. Пневмотранспорт бурового шламу.....	40
2.3. Розрахунок відскоку коронки.....	42
2.4. Визначення кількості, діаметрай розташування породоруйнуючих елементів на робочій поверхні коронки....	48
3. Дослідження впливу параметрів корпусу коронки на швидкість і завихореність очисного агента.....	58
3.1. Дослідження впливу форми корпусу і схеми розташування продувальних каналів на усереднений параметр завихореності.....	58
3.2. Дослідження впливу площі бічних пазів і схеми розташування продувальних каналів на усереднений параметр завихореності.....	68
3.3. Визначення раціональних параметрів продувальних каналів.....	73
3.4. Визначення раціональної кількості бічних пазів.....	80
3.5. Дослідження торцевих пазів і визначення їх раціональних параметрів.....	81
4. Експериментальні дослідження впливу конструктивних параметрів корпусу коронки на відносне винесення шламу.....	87
4.1. Завдання експериментальних досліджень.....	87

4.2. Стенд, вимірювальна і реєструвальна апаратура	87
4.3. Дослідження впливу загальної площі бічних пазів і їх взаємного розташування з продувальними каналами на відносне винесення шламу.....	91
4.4. Дослідження впливу торцевих пазів на робочій поверхні коронки на відносне винесення шламу.....	116
4.5. Перевірка теоретичних передумов і висновків	124
5. Розроблення рекомендацій щодо проектування штирових коронок і порівняльні випробування в промислових умовах...	128
5.1. Метод інтенсифікації винесення бурового шламу.....	128
5.2. Методика проектування штирової коронки для буріння свердловин з поліпшеним винесенням шламу.....	132
5.3. Проектування штирової коронки для буріння свердловин з поліпшеним винесенням шламу.....	140
5.4. Проведення порівняльних випробувань	143
5.5. Розрахунок очікуваного економічного ефекту від упровадження виконаних досліджень	151
Висновки.....	156
Список використаної літератури	159

Вступ

Застосування сучасного потужного бурового обладнання на гірничорудних підприємствах, оснащеного високоефективним штировим породоруйнуючим інструментом, є одним із шляхів зниження собівартості й підвищення продуктивності видобутку корисних копалин. При використанні такого інструменту в процесі буріння потрібне своєчасне видалення зруйнованої породи із свердловини для забезпечення високої швидкості буріння і стійкості інструменту. Буровий шлам, який залишився на забої, піддається вторинному подрібненню. На це витрачається додаткова енергія, яка відбирається від процесу первинного руйнування породи. Особливо це важливо при використанні штирових коронок для буріння свердловин в породах середньої міцності, коли крупність і кількість бурового шламу зростають у декілька разів. Оскільки при бурінні свердловин штировими коронками в підземних умовах додаткове продування не використовується, то кількість водо-повітряної суміші, яка надходить на забій свердловини для видалення бурового шламу, визначається параметрами занурного пневмоударника і не може бути змінена без порушення режиму його роботи.

Слід зазначити, що при бурінні шпурів проблема ефективного видалення шламу не стоїть так гостро, оскільки шпур має відносно невелику глибину (глибина шпуру становить 50-80 його діаметрів, тоді як глибина вибухових свердловин – 400-900 діаметрів). Крім того, очищення шпуру здійснюється системою, яка не залежить від режиму роботи бурильної машини.

Одним з перспективних шляхів поліпшення ефективності винесення шламу при бурінні свердловин є зниження завихореності потоку очисного агента в призабійній зоні за рахунок вибору раціональних конструктивних параметрів робочої частини корпусу штирової коронки.

Сучасні дослідження впливу конструктивних елементів ша-рошкових доліт і гірничих свердел на процес очищення свердловини показують, що завдяки вибору раціональних геометричних параметрів бурового інструменту можна знизити його зношення і збільшити швидкість буріння. На сьогодні вплив конс-

труктивних параметрів штирових коронок на процес винесення шламу при бурінні ще недостатньо досліджено, а наявні методи розрахунку параметрів очищення свердловини, засновані на забезпеченні транспортування шламу стовбуром свердловини потоком очисного агента, не враховують ефективності очищення призабійної зони від часток шламу.

Отже, у монографії зроблено спробу встановлення закономірностей і характеру впливу геометричних параметрів штирової коронки на процес винесення шламу при бурінні свердловин занурними пневмоударниками в міцних породах. Наведено результати комп'ютерного моделювання, аналітичних та експериментальних досліджень впливу конструктивних параметрів корпусу штирової коронки на швидкість, завихореність очисного агента і на відносне винесення бурового шламу. Розроблено рекомендації щодо проектування штирових коронок з поліпшеним винесенням шламу.

1. Аналіз наявних конструкцій штирових коронок і шляхів підвищення ефективності винесення шламу при бурінні занурними пневмоударниками

1.1. Конструкції коронок для пневмоударного буріння свердловин

При бурінні свердловин з використанням занурних пневмоударників комплекс устаткування, або буровий ланцюг, виглядає так (рис. 1.1): буровий верстат, що забезпечує обертання бурової колони і напірне зусилля; штанги – сполучна ланка, що забезпечує передавання обертального моменту, напірного зусилля й енергоносія (стисненого повітря) на вибій; занурний пневмоударник, що забезпечує ударну дію на буровий інструмент; буровий інструмент, що реалізовує енергію удару в процес руйнування породи вибою.

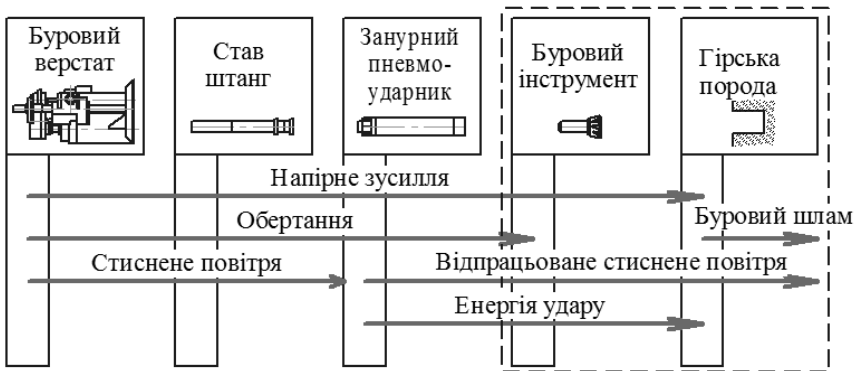


Рис. 1.1. Буровий ланцюг при бурінні свердловин

Розглядаючи буровий інструмент як окрему ланку бурового ланцюжка, необхідно враховувати не лише параметри сусідніх ланок (див. рис.1.1), але і їхню конструкцію. Так, занурні пневмоударники з осьовим вихлопом стисненого повітря (наприклад, П-105, П-110) забезпечують набагато кращі умови для винесення бурового шламу, ніж пневмоударники з радіальним вихлопом (П-1-75, М-48).

Основним верстатом, уживаним для буріння свердловин, є верстат НКР-100М. Технічні характеристики занурних пневмоударників серії П наведено в табл. 1.1. Технічні характеристики бурового верстата НКР-100М і його модифікацій наведено в табл. 1.2. Технічні характеристики бурових штанг до верстатів НКР наведено в табл. 1.3.

Таблиця 1.1

Технічні характеристики занурних пневмоударників серії П

Найменування параметрів	Занурний пневмоударник				
	П - 80С	П -110С	П -130С	П -150С	П -152С
Діаметр коронок, мм	88	110	130	155	155
Тиск повітря, МПа	0,5	0,4-0,7	0,5	0,4-0,7	0,5
Ударна потужність, кВт	2,20	2,80	3,90	6,30	5,2
Частота ударів, 1/с	20	20	18	18	18
Витрата повітря, м ³ /хв	4,50	4,50	5,60	10,00	8,00
Діаметр корпусу, мм	78	98	115	135	135
Довжина, мм	645	730	675	831	705
Маса, кг	18,70	22,00	37,00	58,00	62,50

Таблиця 1.2

Технічні характеристики бурового верстата НКР-100

Найменування параметрів	Буровий верстат			
	НКР - 100МА	НКР- 100МВА	НКР- 100МПА	НКР- 100МВПА
Маса, кг	690	664	814	824
Тип двигуна на обертачі	електричний		пневматичний	
	4А100	4М05	ДАР14М	
Частота обертання, с ⁻¹	75	75	150	150
Обертальний момент, Нм	330	330	330	330
Довжина штанги, м	1,2	1,2	1,2	1,2
Витрата повітря, м ³ /хв	9	9	15	15
Глибина буріння, м	50	80	50	80
Діаметр свердловини, мм	105	105	105	105
Зусилля подачі, кН	6	12	6	12
Хід подачі, мм	365	365	365	365
Габарити, м	- довжина	1,8	1,8	1,8
	- ширина	0,7	0,7	0,7
	- висота	0,7	0,7	0,7

Технічні характеристики бурових штанг верстатів НКР

Найменування параметрів	Тип штанги		
	63.5x500	63.5x1050	63.5x1237
Довжина, мм	500	1050	1237
Діаметр, мм	63,5	63,5	63,5
Присднувальне різьблення	СпМ60*3	СпМ60*3	СпМ60*3
Маса, кг	5.00	8,90	10,30

Штанги є трубами з привареними по краях різьбовими ніпелями. Товщина стінок штанг – 6...9 мм.

Застосування сучасного вискоефективного штирового породоруйнуючого інструменту на гірничорудних підприємствах є одним зі шляхів зниження собівартості і підвищення обсягів видобутку корисних копалин. Будучи не менш важливою ланкою у буровому ланцюгу, ніж сам пневмоударник, штирова коронка впливає на техніко-економічні й експлуатаційні характеристики усього процесу буріння. Вартість погонного метра пробуреної свердловини штировими коронками можна значно знизити за рахунок їх високої стійкості і швидкості буріння.

Отже, створення нових, високопродуктивних і надійних конструкцій породоруйнуючого інструменту є одним з шляхів підвищення ефективності бурових робіт [52, 53, 89]. У своїй праці Г.В. Арцимович [14] відзначає, що сучасний буровий інструмент повинен забезпечувати швидкісне спорудження в гірському масиві циліндричної виробки заданих геометричних параметрів за мінімальних трудових і матеріальних витрат і високих якісних показників. Це стає можливим лише у тому випадку, якщо конструкція породоруйнуючої частини дозволяє ефективно руйнувати породи вибою кожним одиничним елементом і їх сукупністю; передбачає раціональний розподіл підведеної енергії по усій поверхні вибою з урахуванням особливостей його конфігурації; урахує необхідність вільного видалення продуктів руйнування з-під торця інструменту; забезпечує підтримку геометричних параметрів виробки; доцільно розв'язує питання збереження початкової геометричної форми породоруйнуючих елементів.

На сьогодні відомо понад 100 різних вітчизняних конструкцій серійних і дослідних коронок для занурних пневмоударників [1–6, 7, 22, 27, 28, 33, 34, 41, 47, 51, 56, 64, 65, 74, 75, 98, 111–113, 119, 120, 124, 128].

При аналізі конструкції штирових коронок виокремимо такі системи:

- система озброєння, яка відповідає за руйнування породи;
- система винесення шламу, що відповідає за видалення продуктів руйнування з привибійної зони;
- система кріплення – вузол з'єднання коронки і занурного пневмоударника.

Розглянемо систему озброєння штирових коронок, яка багато в чому визначає крупність бурового шламу.

Бурові коронки, які сьогодні використовуються на гірничовидобувних підприємствах, можна поділити на дві основні групи: лезові і штирові. Слід зазначити, що 98% продукції провідних зарубіжних виробників бурового інструменту становлять штирові коронки, тоді як у продукції вітчизняних заводів, наприклад ВАТ «Дрогобицький долітний завод», доля штирового бурового інструменту становить усього 30–40%. Незважаючи на це, останнім часом кількість штирового бурового інструменту, що випускається, неухильно зростає, чому сприяє застосування потужніших ударних машин, наприклад занурних пневмоударників серії П-110.

Упродовж усієї історії експлуатації лезові коронки добре зарекомендували себе при бурінні міцних порід при низьких значеннях енергії удару, що обумовлено особливостями занурення леза в породу, а можливість багатократного переточування коронки сприяла значному збільшенню терміну служби [52].

Проте з появою потужніших пневматичних, а особливо гідравлічних ударних машин виявилось, що лезовий інструмент швидко виходить з ладу, оскільки будь-яке лезо є концентратором напруження і дозволяє передавати через себе потужності, обмежені його міцністю. Застосування безлезових (штирових) твердосплавних вставок уможливило збільшення потужності бурильних машин при високій стійкості інструменту. Уперше їх запропонував застосовувати Дж. Келлі (патент США, 1965 р.). Проведені ним дослідження показали, що при виборі оптимальних форм і розмірів без-

лезових інденторів можна досягати істотного збільшення швидкості буріння і високої стійкості інструментів. Практика використання такого інструменту стала виправдовувати себе з появою бурових машин з більш високою енергією удару. Таким інструментом бурилися вибухові свердловини, а пізніше (приблизно з 1985 р.) і шпури [45].

Штирі, на відміну від лез, можуть передавати велику енергію удару породі, не руйнуючись при цьому. Оскільки в штирових коронках усунений основний недолік лезового бурового інструменту, зумовлений його низькою стійкістю, то використання такого інструменту відкриває широкі можливості для збільшення потужності бурильних машин і, відповідно, підвищення швидкості буріння.

Розглянемо наявні конструкції штирових коронок для пневмоударного буріння свердловин, які використовуються у вітчизняній і зарубіжній практиці.

Геометрична форма коронки, окрім її розмірів, визначається схемою розташування породоруйнуючих елементів на робочій поверхні, схемою продувальних каналів, що проходять усередині коронки, формою і розташуванням бічних пазів, розташованих на бічній поверхні коронки, і схемою торцевих пазів.

Загальну схему буріння штировою коронкою наведено на рис. 1.2. Визначимо основні поняття, які будемо використовувати надалі. Робоча поверхня коронки 5 – торцева поверхня корпусу коронки, на якій розташовано породоруйнуючі елементи 6; привибійна зона 12 – зона, обмежена з одного боку вибоєм 11, а з іншого – робочою поверхнею коронки 5.

Штирові коронки на сьогодні, як було сказано раніше, більш поширені за кордоном. Провідними виробниками сучасного пневмоударного бурового інструменту (наприклад, Atlas Copco, Sandvik Rock Tools, Mitsubishi Materials Corporation, Drillmaster International inc та ін.) випускається широкий асортимент коронок різних типів і діаметрів для виконання різних завдань буріння.

З-поміж різноманіття штирового інструменту, що випускається для буріння свердловин занурними пневмоударниками, представленого у проспектах фірм Atlas Copco, Sandvik Rock Tools, Mitsubishi Materials Corporation, Drillmaster International inc та ін., можна виокремити сім основних типів робочої частини коронок, поданих у табл. 1.4.

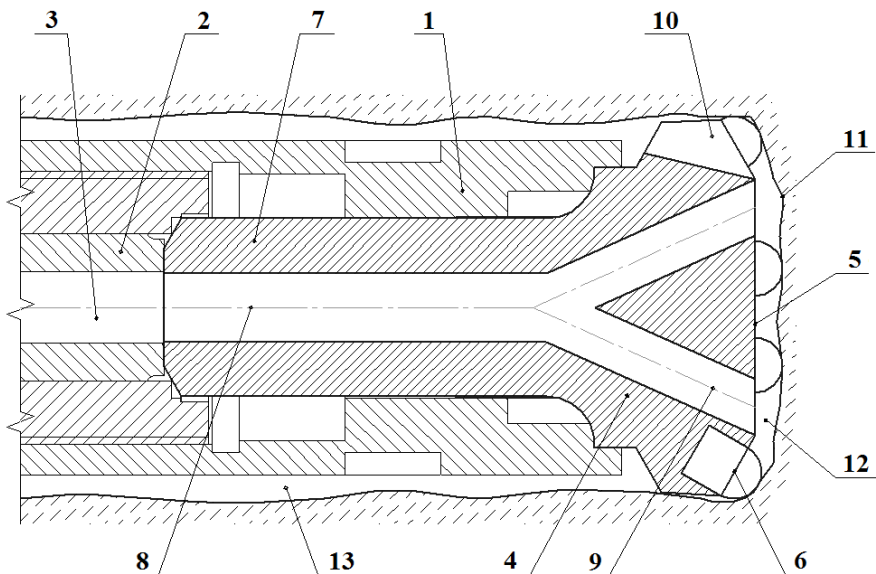


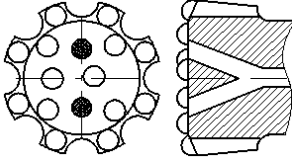
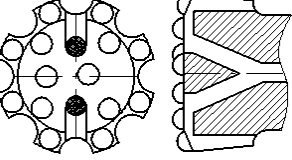
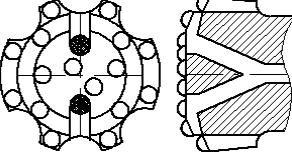
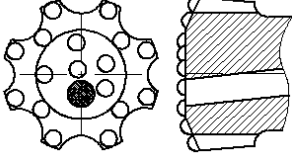
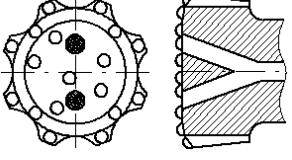
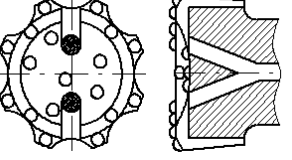
Рис. 1.2. Схема буріння штировою коронкою: 1 – корпус занурного пневмоударника; 2 – поршень-ударник; 3 – вихлопний канал поршня-ударника; 4 – корпус коронки; 5 – робоча поверхня коронки; 6 – породоруйнуючий елемент (штир); 7 – хвостовик коронки; 8 – центральний канал коронки; 9 – продувальні канали; 10 – бічні пази; 11 – вибій; 12 – привибійна зона; 13 – кільцевий проміжок між корпусом пневмоударника і стінками свердловини

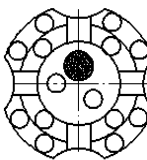
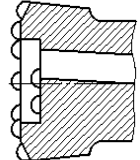
Як видно з табл. 1.4, бурові коронки розробляються для конкретних гірничо-геологічних умов експлуатації, що дозволяє досягти високих техніко-економічних показників буріння. Оскільки форма робочої частини коронки, взаємне розташування, діаметр і кількість штирів безпосередньо впливають на ефективність руйнування породи, швидкість буріння, то від них також залежить кількість і крупність бурового шламу.

Твердосплавні штирі, що застосовуються у розглянутих коронках з карбиду вольфраму і кобальту, мають в основному сферичну (рис. 1.3, а), параболічну (рис. 1.3, б) або конічну форми голівок (рис. 1.3, в) [100].

Коронки армуються штирями діаметром від 10 до 16 мм, причому залежно від конструкції на одній коронці можуть застосовуватися штирі різних діаметрів – внутрішні штирі меншого діаметра, а зовнішні штирі – більшого діаметра.

Основні типи штирових коронок

Тип коронки 1	Опис і область застосування 2	Ескіз 3
Пласка (flat face)	Застосовується для глибокого буріння твердих і дуже твердих абразивних порід. Забезпечує високу швидкість буріння, має високий опір абразивному зношенню.	
Пласка з додатковими проточками (groove)	Застосовується для буріння м'яких порід з високою швидкістю, торцеві пази на робочій поверхні коронки сприяють швидкому видаленню шлему.	
Ступінчаста (step gauge)	Застосовується для буріння твердих абразивних порід. Енергія удару рівномірно розподіляється на обидва ряди штирів, що збільшує термін служби коронки.	
З подвійним рядом зовнішніх штирів (double gauge)	Застосовується для буріння порід середньої і високої міцності з високою швидкістю. Коронка має високий опір зношенню.	
Опукла з двома рядами зовнішніх штирів, розташованих під різними кутами (convex)	Застосовується для глибокого буріння твердих порід з високою швидкістю. Коронку розроблено для важких абразивних умов. Має підвищений термін служби.	
Увігнута (concave)	Застосовується для буріння усіх типів порід середньої і високої міцності. Забезпечує високу прямолінійність свердловини.	

1	2	3	
З центральною виїмкою (drop center)	Застосовується для буріння порід середньої міцності. Центральна виїмка забезпечує високу прямолінійність свердловини.		

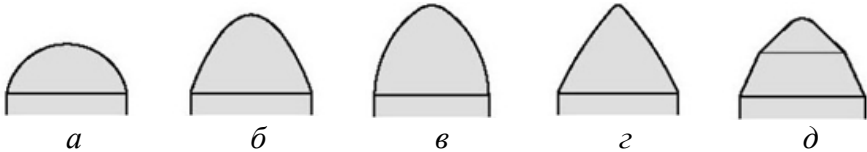


Рис. 1.3. Форми голівок штирів: *a* – сферична (R); *б* – напівбалістична або напівпараболічна (BB); *в* – балістична або параболічна (B); *г* – конусна (SA); *д* – ступінчаста конусна (W)

Це пояснюється необхідністю компенсації підвищеного зношення зовнішніх штирів.

Як показник озброєності коронок твердим сплавом доцільно використати відношення сумарної площі поперечного перетину штирів до площі поперечного перетину свердловини. Розглянемо озброєність серійних коронок твердим сплавом (табл. 1.6). Як видно з таблиці, у коронок для буріння міцних порід значення показника озброєності твердим сплавом менше. Це пояснюється так: для ефективного руйнування міцної породи потрібне створення більшого напруження в породі, що досягається зменшенням площі контакту і, відповідно, кількості або діаметра штирів.

Зі збільшенням діаметра коронки для більшості типів коронок озброєність твердим сплавом дещо зменшується. Для різних типів коронок відношення сумарної площі поперечного перетину штирів до площі поперечного перетину свердловини має різне значення, оскільки кожен тип орієнтований на певні умови роботи. Для усіх розглянутих типів коронок сумарна площа штирів становить від 13 до 25% від площі вибою, при цьому площа зовнішніх штирів становить від 7 до 15,5%, а внутрішніх – від 4 до 11% від площі вибою.

У коронки КНШ-105 виробництв ВАТ «Дрогобицький долітний завод» (Україна) або ВАТ «Киштимське машинобудівне об'єднання» (Росія) площа поперечного перетину усіх штирів становить 17% від площі вибою, причому площа поперечного перетину зовнішніх штирів становить 10,9%, а внутрішніх – 6,1%.

При діаметрі коронки 105...125 мм на ній встановлюються штирі діаметром 12...14 мм, при діаметрі 130...140 мм – 12...16 мм і при діаметрі 152 мм – 16 мм. Зазвичай встановлюються 8...10 зовнішніх штирів і 6...10 внутрішніх.

Теоретичні основи розрахунку процесу статичного і динамічного занурення інденторів різних форм в породу заклали наступні дослідники: Г.В. Арцимович, Б.В. Байлюк, Л.І. Барон, В.С. Блохін, Ю.А. Боксерман, В.К. Бубок, А.М. Владимирський, В.С. Владиславлев, О.Н. Глубинцев, А.С. Гришин, Б.А. Жлобинський, Б.П. Єфименко, Р.М. Ейгелес, А.Т. Кирсанов, Ю.Г. Коняшин, Л.С. Кузяєв, М.Р. Мавлютов, А.Н. Москалев, Н.Н. Мустафіна, І.А. Остроушко, Р.В. Стрекалова, П.А. Палій, А.Н. Попов, Н.Н. Павлова, Ю.І. Протасов, Ю.А. Прядко, А.І. Спивак, С.С. Сулакшин, М.Я. Трохимец, Н.М. Филимонов, Л.А. Штейнер, та ін. [2, 3, 15–18, 20, 21, 23–26, 28, 29, 35, 39, 42, 48, 50, 57, 62, 66, 72, 76, 80-83, 90-95, 99, 114, 115, 118, 122, 123, 125, 130, 132–135].

Роботи цих учених дають можливість визначити об'єм зруйнованої породи за один удар залежно від кількості, діаметра, розміщення штирів і від фізико-механічних властивостей породи, а результати досліджень [127] дають можливість спрогнозувати гранулометричний склад бурового шламу.

Очевидно, що зі збільшенням швидкості буріння зростає і об'єм зруйнованої породи, яка має бути якнайшвидше видалена зі свердловини. Це наочно демонструють результати випробувань [52], наведені в табл.1.5.

Розглянемо елементи корпусу коронки, що відповідають за винесення шламу.

Одним з конструктивних елементів системи винесення шламу є бічні пази. Вони розташовуються по периметру корпусу уздовж осі коронки і служать для винесення шламу.

Форма і розміри бічних пазів (рис. 1.4) залежать від умов роботи і в основному визначаються гранулометричним складом бурового шламу, його кількістю і витратою стисненого повітря.

Результати порівняльних випробувань

Параметри	Коронки		
	Лезова	Штирові	
	К-100В	КНШ-110	К-105К
Швидкість буріння, м/год	2,7	3	4,5
Об'єм руйнованої породи в секунду, см ³ /с	6,9	7,9	11,8

Проте збільшення розмірів пазів зменшує швидкість повітряного потоку і корисну площу робочої поверхні коронки, де розміщуються штирі.

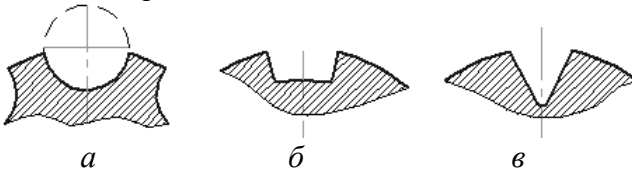


Рис. 1.4. Форми бічних пазів: *a* – напівкруглий; *б* – трапецеїдальний; *в* – трикутний

Слід зазначити, що 90% типових конструкцій коронок мають рівномірне розташування бічних пазів по периметру. На коронках іноді трапляються декілька різних форм пазів. Найбільш поширені пази напівкруглої форми (рис. 1.4, *a*), які зустрічаються на 62,5% коронок, що випускаються. Трапецеїдальні і трикутні пази трапляються дещо рідше – на 37,5% коронок, що випускаються.

У табл. 1.6 наведено значення відношення сумарної площі бічних пазів до площі вибою для зарубіжних штирових коронок.

У коронок, призначених для буріння більш м'яких і тріщинуватих порід (*concave*, *dropcenter*, *convex*), відношення сумарної площі бічних пазів більше, оскільки треба забезпечити винесення більшого об'єму крупних часток породи.

З таблиці видно, що сумарна площа бічних пазів для різних типів коронок змінюється в межах від 5 до 16% від площі вибою.

Наступний конструктивний елемент системи винесення шламу – продувальні канали.

Характеристики зарубіжних штирових коронок

Тип коронки	Відношення сумарної площі поперечного перерізу штирів до площі вибою	Відношення сумарної площі бічних пазів до площі вибою
FlatFace	0,183	0,067
StepGauge	0,19	0,07
Groove	0,182	0,105
DoubleGauge	0,19	0,13
Convex	0,23	0,14
DropCenter	0,233	0,15
Concave	0,19	0,16

Усі розглянуті коронки мають продувальні канали у корпусі. Схеми розташування каналів в корпусі наведено на рис. 1.5. Діаметр продувальних каналів залежить від моделі занурного пневмоударника, зокрема від діаметра вихлопного отвору на поршні-ударнику. У коронках з одним центральним каналом його діаметр дорівнює діаметру каналу на поршні-ударнику пневмоударника.

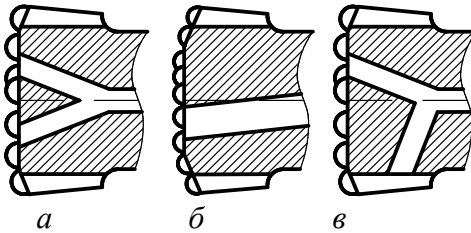


Рис. 1.5. Розташування продувальних каналів у корпусі коронки: *а* – два осьових; *б*– осьовий центральний під кутом; *в* – осьовий і радіальний

Слід зазначити, що при розділенні центрального продувального каналу на декілька радіальних або осьових каналів (рис. 1.5, *а*, *в*) діаметр кожного такого каналу визначається з умови, що площа перетину центрального каналу дорівнює сумі площ перетинів каналів, що розділяються.

Виконання цієї умови потрібне для зменшення втрат швидкості очисного агента внаслідок зміни величини поперечного перетину каналів і запобігання порушенню режиму роботи занурного пневмоударника.

Ще одним конструктивним елементом системи винесення шламу штирових коронок є додаткові торцеві пази на робочій частині коронки (рис. 1.6). Такі пази мають близько 60% коронок, що випускаються. Оскільки додаткові торцеві пази збільшують ефективність винесення шламу завдяки розподілу потоку очисного агента і рівномірного обдування привибійної зони, то очевидно, що тип торцевих пазів залежить від схеми розташування продувальних каналів.

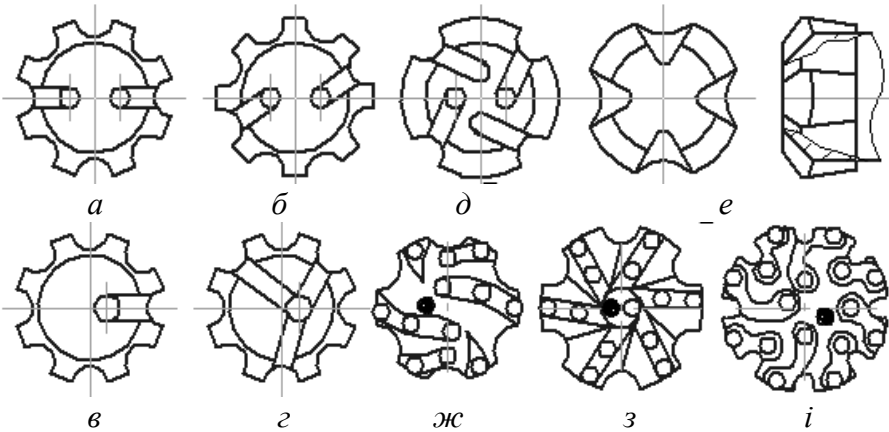


Рис. 1.6. Торцеві пази: *a, б, в, г* – напівкруглі, які сполучають продувальні канали і пази для винесення шламу; *д* – напівкруглі комбіновані; *е* – торцеві пази, які пов'язані з бічними; *ж, з, і* – складні фасонні пази

За формою пази бувають напівкруглі (84%), (рис. 1.6, *a–д*), рідше трикутні (рис. 1.6, *е*). На експериментальних зразках трапляються складні фасонні пази (рис. 1.6, *ж–і*). Торцеві пази зазвичай сполучають продувальні канали і бічні пази (рис. 1.6, *a–г*). Також трапляються коронки з глухими пазами (у разі, коли в коронці немає продувальних каналів) і комбінованими (рис. 1.6, *д*).

Очевидно, що бічні пази, продувальні канали і торцеві пази знижують корисну площу робочої поверхні коронки, тому при проектуванні розглядати ці елементи корпусу коронки, що відповідають за винесення шламу, необхідно тільки з урахуванням розташування породоруйнуючих елементів.

У занурних пневмоударниках серії П як система кріплення застосовується баянетне з'єднання. Воно забезпечує передаван-

ня необхідного обертального моменту і не перешкоджає проходженню ударної хвилі. Слід зазначити, що таке з'єднання відрізняється надійністю і простотою виготовлення.

Отже, були розглянуті основні конструктивні елементи штирових коронок, що випускаються в Україні і за кордоном.

1.2. Винесення шламу при бурінні занурними пневмударниками

У процесі буріння після удару коронкою на вибої утворюється деяка маса зруйнованої породи. Відпрацьоване стиснене повітря, кількість і швидкість якого визначається параметрами занурного пневмударника, підхоплює частки породи і виносить з привибійної зони. Велике значення при цьому мають швидкість і напрям потоку. Виносяться не усі частки. Найбільш великі і, відповідно, важкі залишаються. Потім завдається новий удар. Частки шламу, що залишилися у привибійній зоні, дробляться при подальших ударах коронкою до тих пір, поки не будуть винесені.

Таким чином, при використанні високоефективних штирових коронок у процесі буріння необхідно забезпечити своєчасне видалення зруйнованої породи з привибійної зони, оскільки буровий шлам, що залишився на вибої, піддається вторинному подрібненню, на що витрачається додаткова енергія, яка відбирається від процесу первинного руйнування породи. Для штирового інструменту це питання має особливе значення, оскільки кількість і крупність шламу збільшується в порівнянні з лезовим. Особливо це важливо при бурінні свердловин штировими коронками в породах середньої міцності, коли крупність і кількість бурового шламу зростають у декілька разів [61, 127].

Значний внесок у вивчення процесу винесення шламу при бурінні зробили такі дослідники: І.І. Булдаков, В.М. Гирич, Ю.Г. Горбачев, В.А. Євполов, Б.А. Катанов, А.О. Кожевников, П.І. Кожушко, А.К. Курбатов, Н. Маковей, Е.Х. Мехтієв, М.Р. Мавлютов, В.А. Перетолчин, Г.С. Пугачов, Е.І. Стетюха, С.С. Сулакшин, А.Е. Смолдирев, С.Е. Сакс та ін. [30, 40, 49, 55, 59, 60, 68, 73, 74, 77, 84–87, 96, 97, 99, 102, 103, 110, 112, 117, 136].

Розглянемо шляхи підвищення ефективності винесення шламу, пропонувані вищезгаданими ученими, з точки зору можливості їх застосування при бурінні свердловин занурними пневмоударниками.

На сьогодні відомо два основні способи очищення свердловини від шламу при бурінні занурними пневмоударниками: з прямим і зворотним очищенням (рис. 1.7).

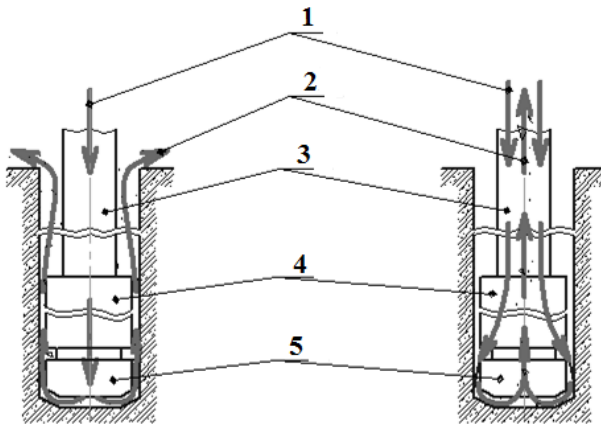


Рис. 1.7. Способи очищення свердловини при бурінні занурними пневмоударниками: *a* – пряме очищення; *б*– зворотнє очищення: 1 – стиснене повітря; 2 – стиснене повітря зі шламом; 3 – буровий став; 4 – занурний пневмоударник; 5 – буровий інструмент

При прямому очищенні (рис. 1.7, *a*) в ролі очисного агента виступає відпрацьоване стиснене повітря, що надходить в привибійну зону крізь вихлопні отвори пневмоударника. Підхоплюючи частки шламу, очисний агент виходить через кільцевий простір між стінками свердловини і пневмоударником. Такий спосіб забезпечує досить стабільне очищення свердловини, не вимагає металоємного устаткування, проте кількість очисного агента і його швидкість визначаються характеристиками занурного пневмоударника.

При зворотному очищенні(приклад з проспекту фірми Weaver & Hurt ltd) бурове устаткування має іншу конструкцію. Так, буровий став складається з двох труб, вкладених одна в іншу.

Внутрішньою трубою видаляється буровий шлам на поверхню, а кільцевим проміжком між трубами подається очисний агент, що одночасно є енергоносієм. Занурний пневмоударник має центральний канал, яким відводиться буровий шлам, а також розташовані певним чином вихлопні канали. Такий спосіб забезпечує краще очищення свердловини від шламу, проте вимагає більш металоємного і складного устаткування. У вітчизняній практиці зворотне очищення застосовується тільки при геологорозвідувальному бурінні свердловин обертальним способом.

Великий досвід підвищення ефективності винесення шламу накопичений при геологорозвідувальному і шарошковому бурінні глибоких свердловин на нафту і газ. У цьому випадку шляхи підвищення ефективності очищення свердловин можна умовно розділити на два напрями:

- зміна характеристик очисного агента (варіювання фізико-хімічних властивостей, збільшення витрати очисного агента);
- зміна конструкції породоруйнуючого інструменту.

При бурінні свердловин занурними пневмоударниками зміна характеристик очисного агента не є можливою. Це пояснюється тим, що кількість очисного агента, що надходить на вибір свердловини для видалення бурового шламу, визначається параметрами занурного пневмоударника і не може бути змінена без порушення режиму його роботи [129].

Отже, найбільш прийнятним шляхом підвищення ефективності очищення свердловини при бурінні занурними пневмоударниками є зміна конструкції породоруйнуючого інструменту.

Дослідження впливу конструктивних елементів породоруйнуючого інструменту на процес очищення свердловини при бурінні були проведені для шарошкових доліт. Наприклад, М.Р. Мавлютов [72] на спеціально розробленому стенді досліджував аеродинамічні процеси, що протікають у привибійній зоні при обертальному бурінні, і вплив на них конструкції шарошкового долота. На стенді визначався тиск у різних точках вибою, а також фіксувався напрям руху очисного агента. Основною метою цього дослідження було визначення так званих мертвих і вихрових зон, у яких може скупчуватися буровий шлам без винесення його на поверхню. У результаті було побудовано

поля швидкостей стисненого повітря в привибійній зоні для різних схем доліт. Використання отриманих даних уможливило визначення оптимальних геометричних параметрів доліт, що покращують винесення шламу.

Подібні дослідження з визначення впливу конструкції гірничих свердел на процес винесення шламу проведено в роботі Б.А. Катанова [55], у якій описано стенди для моделювання очищення вибою при роботі різального інструменту. У дослідженні визначався вплив розташування продувальних каналів на ефективність винесення шламу. Основними критеріями в цьому випадку стали швидкість і напрям потоків стисненого повітря в привибійній зоні. Було встановлено, що найкраща схема розташування продувальних каналів у різальному інструменті для обертального буріння – це схема з одним осьовим і одним радіальним каналами.

Розглянуті вище результати досліджень впливу конструктивних елементів шарошкових доліт і гірничих свердел на процес очищення свердловини показують, що за рахунок вибору раціональних геометричних параметрів бурового інструменту можна понизити зношення бурового інструменту до 1,5 разів і збільшити швидкість буріння до 30%. У той же час вплив конструктивних параметрів штирових коронок на процес винесення шламу при бурінні ще недостатньо досліджений, а наявні методи розрахунку параметрів очищення свердловини ґрунтуються на забезпеченні транспортування шламу стволем свердловини потоком очисного агента без урахування ефективності очищення привибійної зони від часток шламу.

У загальному вигляді питання очищення привибійного простору від зруйнованої породи в процесі буріння є завданням пневмотранспорту. Буровий шлам при цьому розглядається як речовина, що транспортується, а потік стисненого повітря як транспортуюча речовина. Транспортування відбувається як горизонтальними, так і вертикальними ділянками. Основними параметрами процесу пневмотранспортування є швидкість потоку, розмір і маса часток шламу. Питанню дослідження пневмотранспорту присвячено роботи наступних дослідників: О.В. Клапчука, П.І. Кожушко, А.К. Курбатова, В.А. Мамаєва, Г.Е. Оди-

шарії, С.Е. Сакса, А.Є. Смолдирева та ін. [44, 68, 102, 103, 108, 109, 110].

Основна умова роботи гідропневмотранспорту, згідно з названими роботами, полягає в необхідності руху транспортуючого агента зі швидкістю, що перевищує критичну швидкість, при якій можливе осадження часток шламу як мінімум на 5–15%. Крім того, для надійного транспортування без закупорок необхідно, щоб максимальний діаметр частки d_{max}^K був менше або дорівнював одній третині діаметра труби D_T (чи мінімальному поперечному розміру для некруглих перетинів)

$$d_{max}^K \leq \frac{1}{3} D_T. \quad (1.1)$$

На відміну від випадку пневмотранспортування, при розгляді питань винесення шламу в процесі буріння має значення не лише швидкість, але і, як свідчать проведені раніше дослідження [55, 72], напрям потоків стисненого повітря.

Тому рух очисного агента в привибійній зоні зі швидкістю вище за критичну не гарантує повного видалення продуктів руйнування породи.

Процес винесення шламу визначається багатьма чинниками. У своїх дослідженнях щодо винесення шламу при бурінні шарошковими долотами Р.М. Мавлютов [72], як зазначалося вище, визначав напрями і швидкість потоків промивального агента, а також швидкість часток шламу. Одним з критеріїв оцінки ефективності конструкції шарошкового долота виступала концентрація шламу, що залишається на вибої в процесі буріння, яка визначалася за формулою [72]

$$C = \frac{v_M f v_A}{Q v_n} 100\%, \quad (1.2)$$

де v_M – механічна швидкість проходки; v_A – швидкість промивального агента; v_n – швидкість руху часток шламу; f – площа вибою; Q – витрата промивального агента.

Б.А. Катанов [55], досліджуючи винесення шламу при бурінні гірничими свердлами, також як критерій використав швидкість і напрями потоків очисного агента.

Проте, в обох зазначених роботах вихори у привибійній зоні спостерігалися візуально, але чисельно не оцінювалися.

В.А. Перетолчин у своїх роботах [84–87], присвячених розрахунку витрат стисненого повітря на продування свердловини за умов очищення привибійного простору, як основний критерій використав швидкість потоку очисного агента, визначену з урахуванням характеристик бурового шламу, привибійної зони і конструкції долота. У методиці розрахунку негативний вплив вихорів у привибійній зоні, що спричиняють збільшення гідравлічного опору, також не враховується.

Р.Г. Карлов і Ю.С. Лопатин у своїх дослідженнях щодо винесення шламу при бурінні шарошковими долотами [54] в якості критерію очищення використали силу відриву часток шламу від вибою, яка залежить від різниці тисків і розмірів часток. Проте вони не враховували напряму рух потоків очисного агента.

На необхідності визначення не лише швидкості, але і напряму потоків очисного агента в привибійній зоні з точки зору наявності вихорів як явища, що ускладнює винесення шламу, наголошується в роботах Б.А. Катанова [55] і М.Р. Мавлютова [72].

Оцінити аналітично негативний вплив вихорів у привибійній зоні, які спричиняють збільшення гідравлічного опору при ударно-обертальному бурінні штировими коронками, неможливо, оскільки неможливо застосувати принцип накладення втрат напору від місцевих опорів, які розташовані досить близько один від одного і їх впливи накладаються, тобто не виконується умова [13, 37, 38, 58, 70, 73]

$$l < (20 \div 50)d , \quad (1.3)$$

де l – відстань між місцевими опорами; d – діаметр каналу.

Для чисельної оцінки вихорів у гідродинаміці використовують завихореність. У роботах [31, 63, 69] завихореність або вихровий рух – рух рідини або газу, при якому миттєва швидкість обертання елементарних об'ємів середовища не дорівнює нулю і

усюди тотожна. Кількісною мірою завихореності служить вектор $\boldsymbol{\omega} = \text{rot } \mathbf{v}$, де \mathbf{v} – швидкість рідини. Згідно роботою [36], ротор векторного поля (rot) у тривимірній декартовій системі координат $\nabla \times \mathbf{v}$ обчислюється так:

$$\begin{aligned} \text{rot}(v_x i + v_y j + v_z k) &= \left(\frac{\partial v_x}{\partial y} - \frac{\partial v_y}{\partial x} \right) i + \\ &+ \left(\frac{\partial v_x}{\partial z} - \frac{\partial v_z}{\partial x} \right) j + \left(\frac{\partial v_y}{\partial x} - \frac{\partial v_x}{\partial y} \right) k, \end{aligned} \quad (1.4)$$

де i, j і k – одиничні орти для осей x, y і z відповідно.

Рух називається безвихоривим або потенційним, якщо $\boldsymbol{\omega} = 0$, інакше має місце вихоровий рух. Величина завихореності чисельно дорівнює подвоєному вектору кутової швидкості.

Як приклад, представлений в роботі [36], розглянемо просте векторне поле, лінійно залежне від координат x і y (рис. 1.8):

$$\vec{v}(x, y) = y\hat{x} - x\hat{y}. \quad (1.5)$$

Очевидно, що поле закручене. Для правої системи координат напрям убік означатиме негативний напрям по осі z .

Обчислимо ротор [36]

$$\vec{\nabla} \times \vec{v} = 0\hat{x} + 0\hat{y} + \left(\frac{\partial}{\partial x}(-x) - \frac{\partial}{\partial y}y \right) \hat{z} = -2\hat{z}. \quad (1.6)$$

У даному випадку ротор є константою, оскільки він не залежить від координати.

Кількість обертання у наведеному вище векторному полі постійне у будь-якій точці (x, y) . Графік ротора \mathbf{v} наведено на рис 1.9.

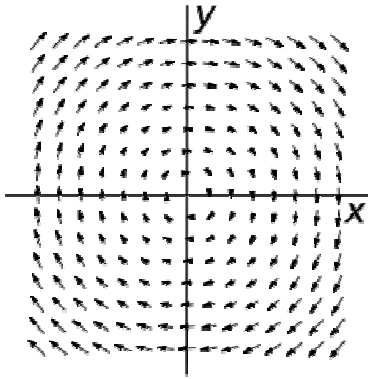


Рис. 1.8. Векторне поле швидкості v

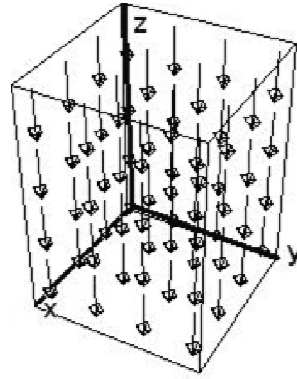


Рис. 1.9. Векторне поле завихореності ω

На наш погляд, одним із напрямів досліджень щодо вдосконалення конструкцій штирових коронок є поліпшення очищення привибійного простору від зруйнованої породи через зниження втрат швидкості очисного агента і раціонального напрямку його потоків, який забезпечується за рахунок вибору раціональних конструктивних параметрів робочої частини корпусу штирової коронки.

1.3. Загальна методика подальших досліджень впливу конструктивних параметрів штирової коронки на процес винесення шламу

Аналіз даних щодо основних напрямів і тенденцій удосконалення штирового породоруйнуючого інструменту показує, що важливе значення має питання встановлення закономірностей і характеру впливу геометричних параметрів бурової коронки на процес винесення шламу.

Основною метою при цьому є збільшення швидкості буріння і зменшення питомого зношення штирових коронок при бурінні свердловин занурними пневмоударниками, через підвищення відносного винесення шламу обґрунтуванням і вибором раціональних конструктивних параметрів корпусу коронки.

Для досягнення вказаної мети необхідно розв'язати низку завдань:

1. Провести аналітичні дослідження й обґрунтувати конструктивні параметри корпуси штирової коронки, які впливають на швидкість і завихореність очисного агента в привибійній зоні.
2. Експериментально дослідити вплив конструктивних параметрів корпусу штирової коронки на відносне винесення бурового шламу.
3. Розробити рекомендації щодо проектування і створити штирову коронку з поліпшеним винесенням шламу.
4. Провести випробування з визначенням впливу відносного винесення бурового шламу на швидкість буріння і питоме зношення коронки в промислових умовах.

Розглянувши відомі конструкції штирових коронок, було розроблено класифікацію конструктивних елементів корпусу коронки, що входять у систему винесення шламу, яку наведено на рис. 1.10.

Розглянемо схему буріння штировою коронкою, наведену на рис. 1.2, як еквівалентну пневматичну схему з точки зору пневмотранспорту шламу (див. рис. 1.11).

На схемі показано 8 зон і не показані торцеві пази. Ділянки з круглим перерізом характеризуються діаметром D_b , а некруглі – гідравлічним радіусом R^E . Значення місцевих опорів на ділянках 1, 2, 7, 8 (див. рис.1.11) можна визначити за довідковими таблицями [13, 37, 39, 58, 70, 73]. На ділянках 3, 4, 5, 6 теоретичне визначення значень гідравлічних опорів неможливе, оскільки, як зазначалося раніше, неможливо застосувати принцип накладення втрат напору від місцевих опорів, оскільки місцеві опори розташовані занадто близько один від одного [13, 37, 38, 58, 70, 73].

Важливим питанням для подальших досліджень є визначення гранулометричного складу бурового шламу і критичної швидкості пневмотранспортування бурового шламу горизонтальною ділянкою привибійної зони, а також величини відскоку коронки після удару. Для їх визначення проводяться попередні аналітичні й експериментальні дослідження.

Для числової оцінки вихорів у гідродинаміці, як було вказано раніше, використовують завихореність, вектор якої дорівнює подвоєному вектору кутової швидкості [36].

Елементи штирових коронок, пов'язані з винесенням шламу

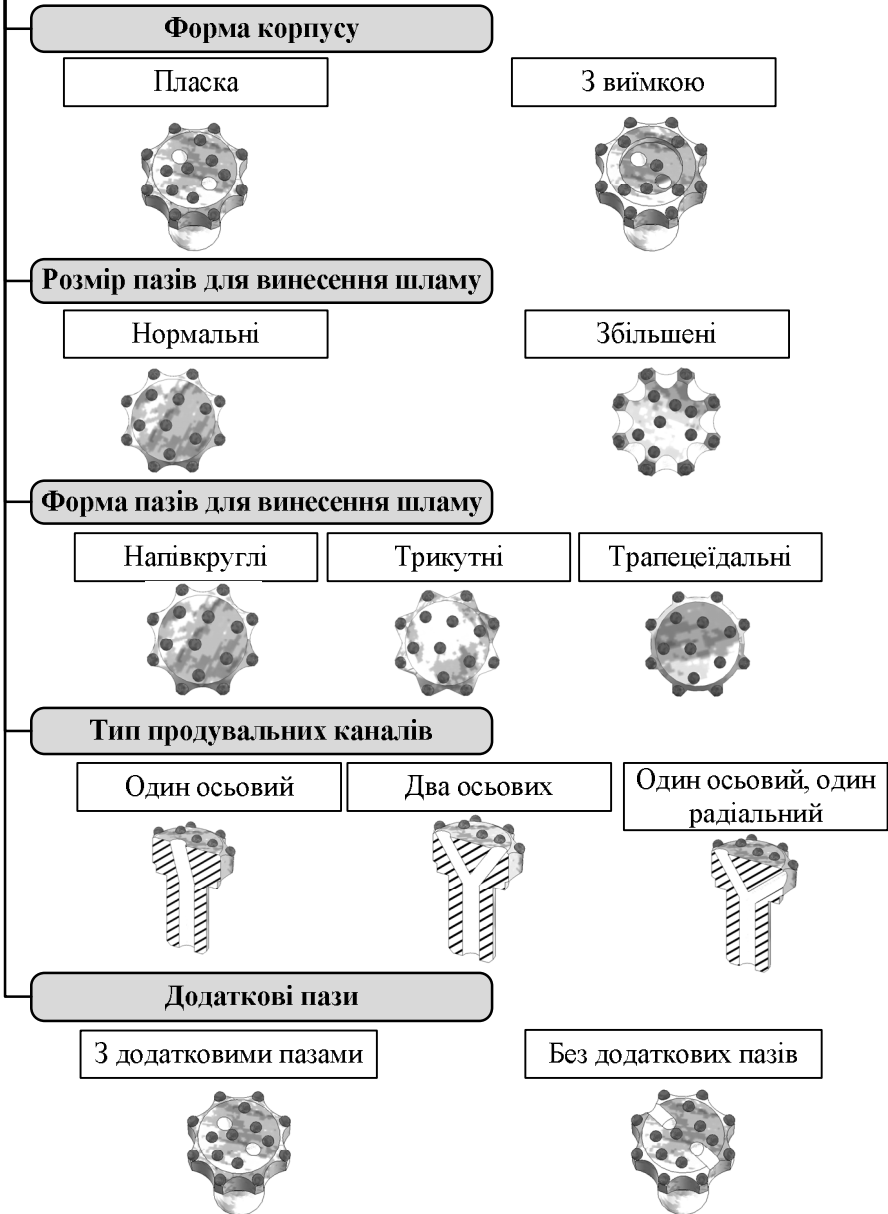


Рис. 1.10. Класифікація елементів штирових коронок, що входять у систему винесення шламу

Для зменшення шкідливого впливу вихорів необхідно максимізувати швидкість потоку і мінімізувати його завихореність. Тому для визначення швидкості потоку використовується середньгеометрична швидкість потоку, оскільки середньгеометричні величини чутливі до малих величин, а для визначення завихореності використовується середньоарифметична завихореність потоку, через те, що середньоарифметичні величини чутливі до великих величин.

Визначити значення усередненого параметра завихореності $u\omega$ для ударно-обертального буріння свердловин занурними пневмоударниками на стенді, а тим більше в промислових умовах складно. Тому для визначення впливу на усереднений параметр завихореності елементів корпусу коронки проводяться аналітичні дослідження із застосуванням комп'ютерного математичного моделювання.

Метою математичного моделювання протікання стисненого повітря в привибійній зоні є аналіз і визначення основних конструктивних параметрів робочої частини коронки, що забезпечують збільшення швидкості і зниження завихореності потоку стисненого повітря.

Для досягнення поставленої мети необхідно визначити:

1. Вплив форми корпусу і схеми розташування продувальних каналів на швидкість і завихореність потоку стисненого повітря.
2. Параметри продувальних каналів, що дають максимальну швидкість і мінімальну завихореність потоку стисненого повітря в привибійній зоні.
3. Параметри бічних пазів, що дають максимальну швидкість і мінімальну завихореність потоку стисненого повітря в призабійній зоні.
4. Вплив геометричних параметрів торцевих пазів на швидкість і завихореність потоку стисненого повітря в привибійній зоні.
5. Кількість, діаметр і розташування породоруйнуючих елементів на робочій поверхні коронки.

Вивчивши поведінку потоку очисного агента, необхідно дослідити рух часток шламу в привибійній зоні. Змоделювати і вивчити процес руху часток шламу математично досить складно. Для цього проводяться експериментальні дослідження. За допо-

могою лабораторних експериментів перевіряються й уточнюються результати аналітичних досліджень і вивчається вплив конструктивних параметрів корпусу коронки на процес винесення шламу.

Для оцінки очищення привибійного простору і впливу параметрів корпусу коронки на цей процес нами запропоновано такий параметр – відносне винесення шламу, як відношення маси винесеного шламу із зони вибою до загальної маси шламу за один удар

$$Y_B = \frac{m_{вин}}{m_{\Sigma}} = 1 - \frac{m_{ост}}{m_{\Sigma}}, \quad (1.8)$$

де $m_{вин}$ – маса винесеного шламу за один удар, г; $m_{ост}$ – маса бурового шламу, що залишився на вибої, за один удар, г; m_{Σ} – загальна маса бурового шламу, що утворився на вибої за один удар, г.

Запропоновано гіпотезу про зв'язок усередненого параметра завихореності і відносного винесення шламу, яка має вигляд

$$Y_B = v_{\omega} \cdot k_1, \quad (1.9)$$

де k_1 – емпіричний коефіцієнт, що враховує вплив торцевих пазів на робочій поверхні коронки, m^{-1} .

Таким чином, використовуючи обидва критерії, можна провести комплексну оцінку впливу параметрів корпусу коронки на процес винесення шламу.

Для перевірки ефективності й адекватності прийнятих рішень за даними аналітичних і експериментальних досліджень розробляється дослідно-промисловий зразок штирової коронки з підвищеною ефективністю винесення шламу і проводяться порівняльні випробування в промислових умовах. Оцінка дається виходячи з питомого зношення коронки, що визначається так

$$v_{пр} = \frac{m'_K - m_K}{l}, \text{ гр/м} \quad (1.10)$$

де m_K – маса коронки до випробувань, г; m_K – маса коронки після випробувань, г; l – проходка впродовж випробувань, м.

Запропоновано гіпотезу про зв'язок відносного винесення шламу і питомого зношення, яка має наступний вигляд

$$v_{IP} = \frac{f \cdot Y_e}{k_2}, \text{ гр/м}, \quad (1.11)$$

де f – міцність породи за шкалою проф. М.М. Протод'яконова; Y_e – відносне винесення шламу; k_2 – емпіричний коефіцієнт пропорційності, який визначається в результаті досліджень, м/гр.

Отже, в роботі застосовано комплексну методику досліджень: аналітичні дослідження і комп'ютерне моделювання передують експериментальним дослідженням. Лабораторні експерименти доповнюють теорію, їх результати остаточно перевіряються і доповнюються в ході порівняльних випробувань.

2. Попередні дослідження параметрів буріння

2.1. Дослідження закономірності розподілу бурового шламу за крупністю при бурінні свердловин штировими коронками

При розв'язанні завдань, пов'язаних з виносом шламу, виникає питання про гранулометричний склад бурового шламу. Для лезових коронок це питання досить досліджене. При бурінні штировими коронками, внаслідок більш ефективного руйнування породи буровий шлам відрізняється підвищеним вмістом великих фракцій.

Точне визначення гранулометричного складу шламу заборою безпосередньо біля гирла свердловини не дозволяє з достатньою точністю врахувати гранулометричний склад через вторинне подрібнення часток на вибої, а також через втрати (особливо дрібних і найдрібніших фракцій). Найбільш повно гранулометричний склад бурового шламу може бути визначено тільки при проведенні досліджень на стенді [55]. Подібне дослідження було проведено для перфораторних штирових коронок із заборою шламу безпосередньо у свердловини [61].

Задля визначення більш точного гранулометричного складу бурового шламу штирових коронок було проведено вивчення гранулометричного складу шламу на двох стендах – статичному і динамічному (рис. 2.1). Статичний стенд являв собою гідравлічний прес, а динамічний – найпростішу копрову установку.

У дослідженні використовувалися штирі діаметрами 10, 12, 14, 16 мм, які занурювалися у породу в різній послідовності (по одному, парами і трійками).

Буровий шлам, отриманий при статичному й динамічному руйнуванні породи, далі розсіювався й зважувався (рис. 2.2).

Для зважування використовувалися ваги із ціною розподілу 0,01 гр. Для установки штиря безпосередньо на зразку породи під пресом або на копрі використовувалися матриці на один і на три штирі.

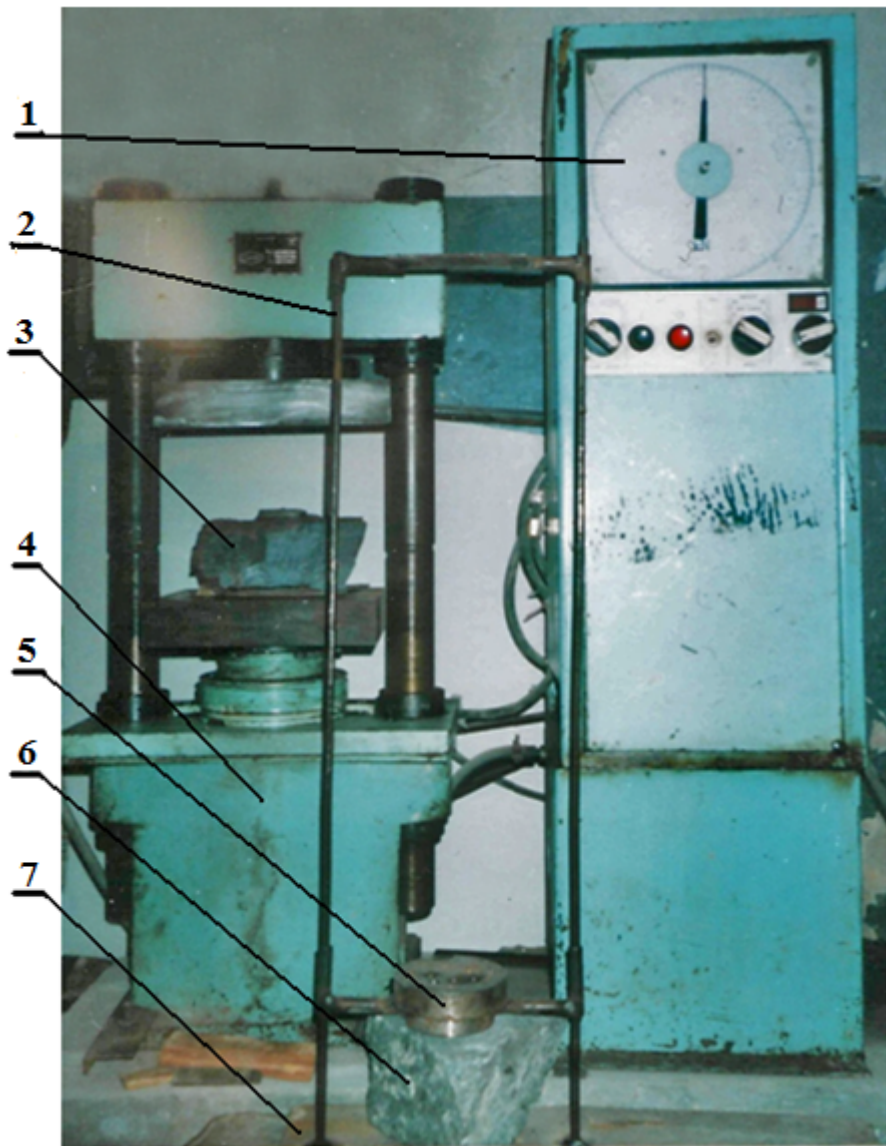


Рис. 2.1. Лабораторний гідравлічний прес і копрова установка: 1 – контрольна панель преса; 2 – напрямні копрвої установки; 3 – зразок породи; 4 – гідроциліндр преса; 5 – ударник копрвої установки; 6 – зразок породи; 7 – основа копрвої установки

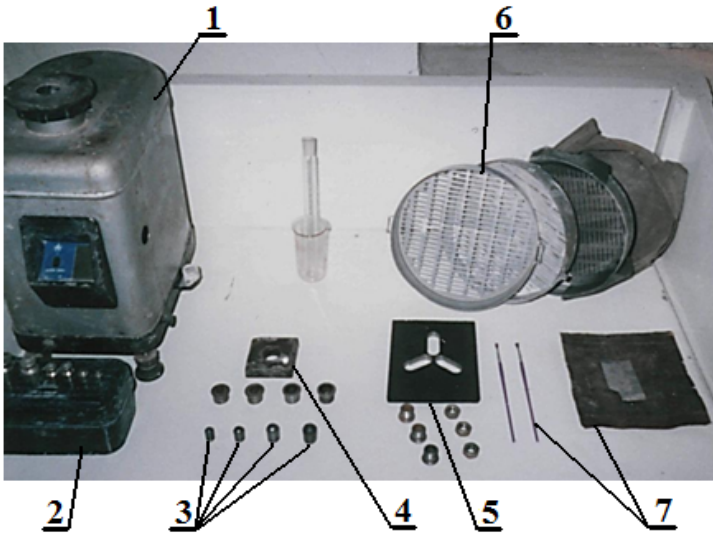


Рис. 2.2. Лабораторне устаткування для визначення гранулометричного складу шламу: 1 – ваги; 2 – набір важків; 3 – штирі; 4 – матриця на один штир з деталями; 5 – матриця на три штирі з деталями; 6 – набір сит; 7 – допоміжні інструменти

Набір для розсіву складався з 5 сит. Розсів шламу проводився по класах на ситах з отворами 0,355; 0,9; 2,5; 5,477; 8,9 мм.

Для розсіву двох останніх фракцій застосовувалися щілино-подібні сита, оскільки частки фракцій крупніше 2,5 мм мають в основному форму лусочок. Розміри щілин сит 2x20 і 3x20.

Характеристики порід, використаних у дослідженні, наведено в табл. 2.1.

Хід проведення експериментів. Згідно із планом експерименту на стенді встановлювався зразок породи, на нього встановлювалася матриця зі штирями. Далі штирі статично або динамічно занурювалися в породу. Буровий шлам, що утворювався, збирався для досліджень.

Після визначення маси кожного класу, було встановлено його процентний вміст і сумарний вихід за мінусом Y^- . Далі для визначення аналітичних залежностей розподілу бурового шламу за крупністю використовувалося рівняння, запропоноване Розиним і Раммлером, оскільки, як показало оброблення великої кі-

лькості гранулометричних аналізів продуктів подрібнення, це рівняння в багатьох випадках точніше описує дослідні дані.

Таблиця 2.1

Фізико-механічні характеристики порід

№з/п	Порода	Зразок	Щільність, г/см ³	Міцність на стискання, кг/см ²
1	Плагиоклазові граніти (дрібнозернисті)		2,7	1750
2	Плагиоклазові граніти (крупнозернисті)		2,6	1700
3	Краско-мартитові роговики		3	1900
4	Силікатно-магнетитові роговики		2,6	1640
5	Краско-мартитові руди		2,7	1040
6	Мартитові роговики		2,9	1800

Використаємо вираз, наведений В.А. Петровим, С.С. Андрієвим, Л.Ф. Биленко у своїх працях

$$R = 100 \cdot e^{-b \cdot x^n}, \quad (2.1)$$

де R – натуральний логарифм від сумарного виходу класу крупніше x , по мінусу, %; x – розмір отворів сита; b, n – параметри, що залежать від властивостей матеріалу і розмірності x , які визначалися таким чином

$$n = \frac{\lg \cdot \lg \frac{100}{R_1} - \lg \cdot \lg \frac{100}{R_2}}{\lg x_1 - \lg x_2}; \quad (2.2)$$

$$b = \frac{\lg \frac{100}{R_1}}{x_1^n \cdot \lg e}, \quad (2.3)$$

де x_1, x_2 – відповідно крупність двох класів; R_1, R_2 – відповідно сумарний вихід класу x_1, x_2 по мінусу.

Якісний аналіз шламу. На думку багатьох дослідників, зокрема Р.М. Ейгелеса, з погляду руйнування породи статичне занурення індентора в породу аналогічно динамічному. Однак, шлам, отриманий на статичному стенді, якісно відрізняється від шламу, отриманого на динамічному стенді. Відмінність якісного складу шламу викликана тим, що при статичному зануренні штиря в породу швидкість його занурення порівняно невелика, внаслідок чого продукти з ядра ущільнення (зруйнована й спресована порода) досягають значних розмірів. На їх створення визначальний вплив має час занурення. Продукти з ядра ущільнення при статичному зануренні мали крупність 5,5 мм і більше, тоді як при динамічному зануренні вони у рідких випадках досягали крупності 2,5 мм.

Частки крупністю до 0,9 мм мають форму, наближену до кулі, частки крупністю більше за 2,5 мм – в основному форму лусочок.

За один удар, залежно від діаметра штирів і породи, утворювалося від 1,2 до 7 гр шламу.

Гранулометричний аналіз шламу. Гранулометричний склад бурового шламу, отриманий у ході деяких дослідів, наведено на діаграмі (рис. 2.3).

З наведеної діаграми очевидна наступна закономірність: зі зниженням міцності породи і зі збільшенням сили удару або вдавнення збільшується вміст крупних фракцій (рис. 2.3 а-з).

При порівнянні результатів занурення групи штирів, збільшення вмісту крупних фракцій у шлам і відповідно підвищення ефективності руйнування породи спостерігається при зануренні трьох штирів (рис. 2.3 *д, е, ж*).

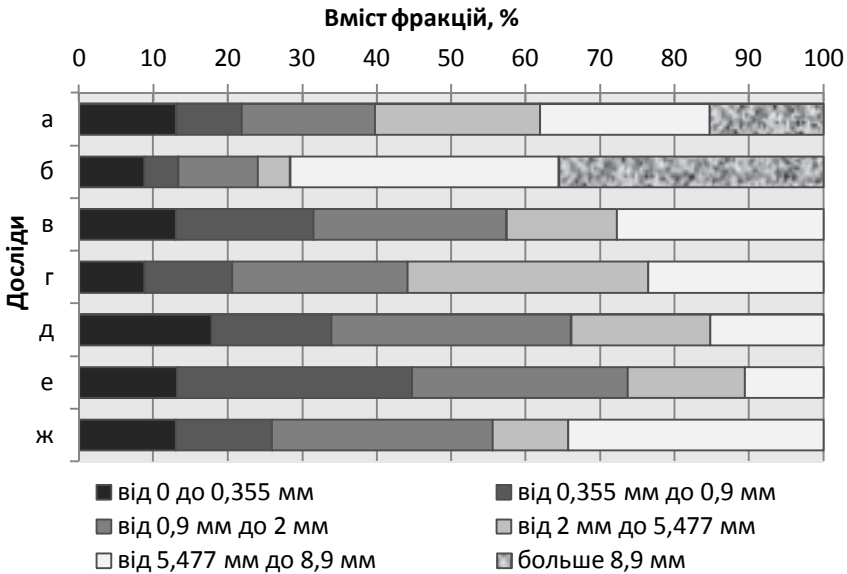


Рис. 2.3. Діаграма розподілу бурового шламу за крупністю: *а* – порода №5 (див. табл. 2.1), діаметр штиря 10 мм, сила занурення 8 кН; *б* – порода № 2, діаметр штиря 10 мм сила занурення 8 кН; *в* – порода №6, діаметр штиря 10 мм, сила занурення 8 кН; *г* – порода №6, діаметр штиря 10 мм, сила занурення 20 кН; *д* – порода №2, діаметр штиря 10 мм сила занурення 8кН; *е* – порода №2, діаметр штиря 12 мм сила занурення 8 кН, занурюються два штирі; *ж* – порода №2, діаметр штиря 12 мм сила занурення 40 кН, занурюються три штирі

На рис. 2.4 наведено графіки гранулометричного складу шламу, отримані за допомогою рівняння Розіна–Рамлера. Як видно з наведених графіків, у перших двох випадках (рис. 2.4 *а, б*) спостерігається підвищений вміст крупних фракцій.

На основі проведених лабораторних досліджень було отримано рівняння регресії другого порядку для параметрів *n* і *b* (2.2, 2.3) рівняння Розіна–Рамлера.

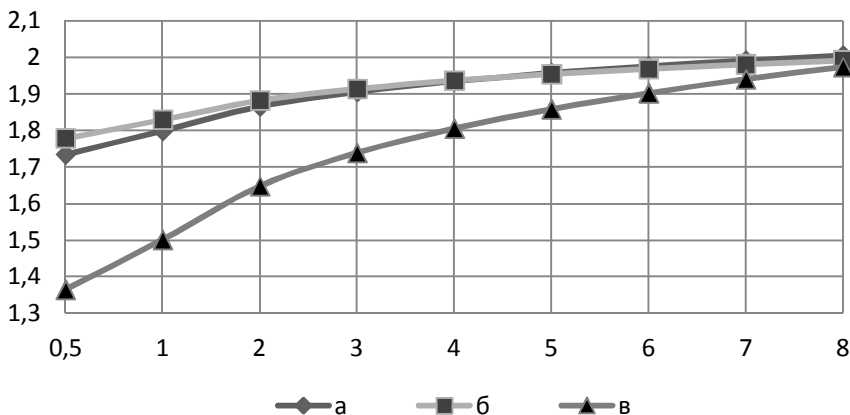


Рис. 2.4. Графік розподілу бурового шламу за крупністю: *a* – шлам отриманий при бурінні штировою коронкою діаметром 64 мм порід міцністю $f = 10-12$ [61]; *б* – буровий шлам від занурення штирів діаметром 14 мм з силою 20 кН у породу №3; *в* – буровий шлам від занурення штирів діаметром 10 мм з силою 20 кН у породу №1

Рівняння регресії має такий загальний вигляд:

$$Y = a_0 + a_1 \sigma + a_2 d + a_3 F + a_{12} \sigma d + a_{13} \sigma F + a_{23} d F + a_{123} \sigma d F + a_{11} \sigma^2 + a_{22} d^2 + a_{33} F^2, \quad (2.4)$$

де σ – міцність породи на стискання, $\text{кг}/\text{см}^2$; d – діаметр штиря, мм; F – сила занурення, кН.

Значення коефіцієнтів регресії для визначення параметрів n і b наведено в табл. 2.2.

Точність отриманих результатів становить 16%.

Таким чином, лабораторні дослідження допомогли отримати більш повну інформацію щодо гранулометричного складу шламу при бурінні штировими коронками. Встановлені закономірності дозволяють прогнозувати гранулометричний склад шламу залежно від типу породи, коронки, бурової машини.

Отримані результати добре узгоджуються і доповнюють уже наявні дані досліджень [61] і представляють науковий і практичний інтерес.

Значення коефіцієнтів регресії

<i>a</i>	<i>b</i>	<i>n</i>
a_0	$-2,46 \cdot 10^{-5}$	0,00055732
a_1	$-7,94 \cdot 10^{-9}$	$-3,5 \cdot 10^{-8}$
a_2	-0,0036	0,4089
a_3	-0,005	0,318
a_{12}	$2,36 \cdot 10^{-7}$	$-2,687 \cdot 10^{-5}$
a_{13}	$3,92 \cdot 10^{-7}$	$-2,47 \cdot 10^{-5}$
a_{23}	$3,5 \cdot 10^{-4}$	$-2,288 \cdot 10^{-2}$
a_{123}	$6,21 \cdot 10^{-14}$	$-2,136 \cdot 10^{-12}$
a_{11}	$1,73 \cdot 10^{-12}$	$-3,29 \cdot 10^{-10}$
a_{22}	$7,26 \cdot 10^{-7}$	$-6,243 \cdot 10^{-5}$
a_{33}	$-4,95 \cdot 10^{-7}$	$4,26 \cdot 10^{-5}$

2.2. Пневмотранспорт бурового шламу

Як зазначалося вище, очищення привибійного простору від зруйнованої породи є завданням пневмотранспорту. Буровий шлам при цьому розглядається як речовина, що транспортується, а потік стисненого повітря як речовина, що транспортує. Транспортування відбувається як горизонтальними, так і вертикальними ділянками.

Привибійна зона у випадку буріння вертикально вниз (найважчий випадок з точки зору очищення свердловини) є горизонтальною ділянкою.

Визначимо орієнтовне значення критичної швидкості потоку стисненого повітря для транспортування частинок бурового шламу горизонтальною ділянкою в привибійній зоні.

При пневмотранспортуванні залежність для визначення критичної швидкості остаточно не визначена. Тому скористаємося декількома емпіричними формулами.

Залежність 1 [44, 68, 102, 103, 108, 109, 110]:

$$v_{кр} = 5,6 \cdot D^{0,34} \cdot d^{0,35} \cdot m^{0,25} \cdot \left(\frac{\rho_{ТВ}}{\rho_{ж}} \right)^{0,5}, \quad (2.5)$$

де D – діаметр трубопроводу; d – діаметр часток; $\rho_{\text{тв}}$, $\rho_{\text{ж}}$ – відповідно щільність твердої фази і транспортуючого потоку; m – вагова (витратна x) концентрація твердої фази, тобто відношення вагової витрати дискретного компонента до вагової витрати суміші.

Залежність 2 [44, 68, 102, 103, 108, 109, 110]:

$$v_{\text{кр}} = (1,961 \cdot \ln(d + 0,054) + 15,73) \cdot \sqrt{\rho} + B \cdot L^2, \quad (2.6)$$

де d – розмір часток, мм; $B = (2 \dots 5) \cdot 10^{-5}$ – коефіцієнт, що залежить від характеру матеріалу, що транспортується (меншого значення набуває для сухих пилоподібних матеріалів); ρ – щільність твердої фази, т/м³; L – довжина транспортування, м.

На основі наведених вище емпіричних залежностей для бурового шламу з визначеним раніше гранулометричним складом і масовою витратою встановлено, що для винесення найбільших фракцій шламу, критична швидкість потоку повітря повинна складати від 23 до 28 м/с залежно від використаної розрахункової формули (рис. 2.5).

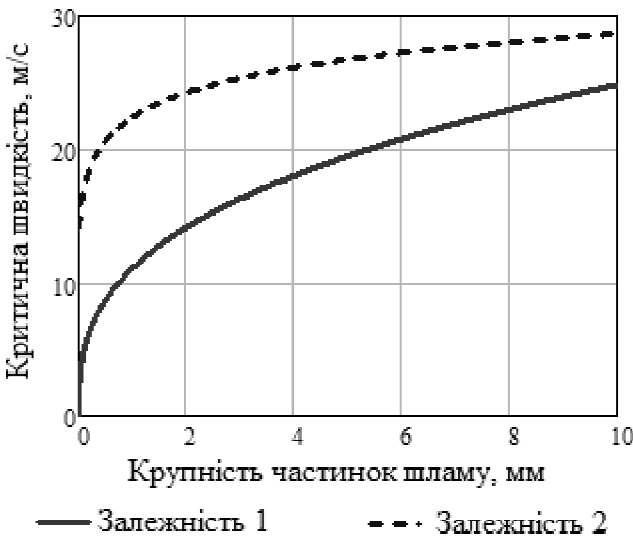


Рис 2.5. Залежність критичної швидкості повітря від розміру часток, що транспортуються

Проте використати ці дані для прогнозування винесення шламу складно, оскільки відстань між робочою частиною коронки і забоем не відповідає умові (1.1), а для крупних фракцій максимальний діаметр частки більше висоти привиби́йної зони, що блокує їх винесення.

Отже, можна прогнозувати утруднення при винесенні з привиби́йної зони фракцій більше 1,5 мм, тобто від 50% до 82% маси бурового шламу, що утворився при одному ударі коронки, можливо, залишаться в привиби́йній зоні.

2.3. Розрахунок відскоку коронки

Перед ударом штирова коронка притиснута до вибою напірним зусиллям від бурового верстата. Об'єм привиби́йної зони визначається площею поперечного перетину свердловини і висотою, яка дорівнює величині вильоту штирів. Завдаючи удар, коронка занурюється в породу, відтак об'єм привиби́йної зони досягає мінімуму. Висота зони зменшується на глибину занурення штирів. Після занурення в породу коронка відскакує від неї, збільшуючи тим самим об'єм привиби́йної зони. Буровий шлам утворюється під час занурення коронки й інтенсивно виноситься з привиби́йної зони під час відскоку.

Таким чином, визначення величини відскоку коронки є важливим питанням для визначення винесення шламу.

Для визначення величини відскоку Δh з урахуванням жорсткості бурового ставу штанг і без урахування жорсткості напірних пневмоциліндрів бурового верстата використана методика В.Б. Соколинського [114].

Величину відскоку коронки від породи можна визначити із співвідношень рівноприскореного прямолінійного руху

$$y = y_0 + v_0 \cdot t + \frac{a \cdot t^2}{2}, \quad (2.7)$$

оскільки $y_0 = 0$, то

$$y = v_0 \cdot t + \frac{a \cdot t^2}{2}, \quad (2.8)$$

де t – час відскоку; v_0 – початкова швидкість коронки (швидкість на початку відскоку).

Час відскоку можна визначити за такою формулою

$$v_k = v_0 + a \cdot t; \quad (2.9)$$

оскільки $v_k = 0$, то

$$0 = v_0 + a \cdot t; t = \frac{v_0}{a}, \quad (2.10)$$

де a – прискорення від дії постійної сили притиснення, що визначається із співвідношення

$$a = \frac{F_n}{m_k}, \quad (2.11)$$

де F_n – напірне зусилля верстата; m_k – маса коронки.

Проте при зворотному ході коронки (відскоку), окрім напірного зусилля, на коронку діятиме сила пружності від бурового ставу

$$F_y = k \cdot \Delta h, \quad (2.12)$$

де k – поздовжня жорсткість бурового ставу.

Поздовжня жорсткість бурового ставу в загальному випадку визначається так

$$k = \frac{E \cdot S_{uu}}{l_{uu}}, \quad (2.13)$$

де $E = 200$ ГПа – модуль Юнга для бурової штанги зі сталі 45; $l_{ш}$ – довжина штанги; $S_{ш}$ – площа поперечного перетину трубчатої штанги

$$S_{ш} = 0,25 \cdot \pi \cdot \left(D_{ш}^2 - (D_{ш}^2 - 2 \cdot t_{ш})^2 \right), \quad (2.14)$$

де $D_{ш}$ – зовнішній діаметр штанги; $t_{ш}$ – товщина стінки штанги.

Проте довжина штанги у міру буріння свердловини збільшується і, відповідно, жорсткість ставу зменшується (рис 2.6).

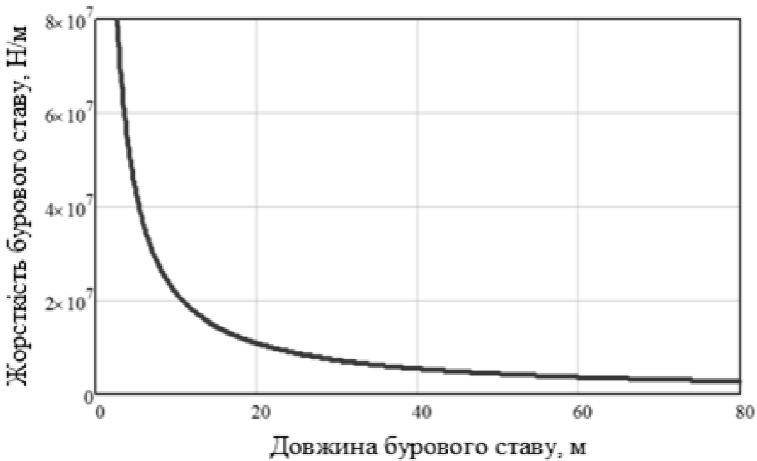


Рис 2.6. Залежність жорсткості бурового ставу від його довжини

Підставляючи у формулу (2.7) залежності (2.8), (2.9) і враховуючи силу пружності (2.13), отримаємо

$$\Delta h = \frac{v_0^2 m_{\kappa}}{2(F_n + k \cdot \Delta h)}. \quad (2.15)$$

Після перетворення отримаємо квадратне рівняння

$$k \cdot \Delta h^2 + F_n \cdot \Delta h - 0,5 \cdot v_0^2 \cdot m_{\kappa} = 0. \quad (2.16)$$

Розв'язуючи рівняння відносно величини відскоку Δh , отримуємо два корені

$$\begin{cases} \Delta h_1 = -\frac{F_n + \sqrt{F_n^2 + 2 \cdot k \cdot v_0^2 \cdot m_\kappa}}{2 \cdot k}, \\ \Delta h_2 = -\frac{F_n - \sqrt{F_n^2 + 2 \cdot k \cdot v_0^2 \cdot m_\kappa}}{2 \cdot k}. \end{cases} \quad (2.17)$$

Таким чином, завдання зводиться до знаходження швидкості відскоку коронки після удару v_0 .

Для цього необхідно визначити коефіцієнт передавання енергії. Це вимагає визначення контактної жорсткості.

Для кругового майданчика контакту радіусом R у системі поршень-коронка жорсткість визначається

$$g_o = \frac{4}{3} \cdot \frac{E_0 \cdot R}{(1 - \mu_0^2)}, \quad (2.18)$$

де E_0 , μ_0 – модуль Юнга і коефіцієнт Пуассона матеріалу поршня-ударника.

Для індентора з плямою контакту у формі півсфери з радіусом R_1 у системі штир-порода жорсткість визначається як

$$g_1 = \frac{4 \cdot \sqrt{R_1}}{3 \cdot \left(\frac{1 - \mu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \mu_2^2}{E_2} \right)}, \quad (2.19)$$

де E_1 , μ_1 – модуль Юнга і коефіцієнт Пуассона породи; E_2 , μ_2 – модуль Юнга і коефіцієнт Пуассона індентора.

Додаткова змінна

$$\omega_{1,2} = \sqrt{\frac{g_1}{2m_2} \cdot \left[1 + \frac{g_o}{g_1} \cdot \left(1 + \frac{m_2}{m_1} \right) \pm \sqrt{1 - \frac{g_o}{g_1} \cdot \left(1 + \frac{m_2}{m_1} \right)^2 + \frac{4g_o}{g_1}} \right]}. \quad (2.20)$$

Коефіцієнт передавання енергії

$$\eta = \frac{\omega_1^2}{(\omega_1 - \omega_2)^2} \left(1 + \frac{\omega_2^2}{\omega} - \frac{g_1}{m_2 \cdot \omega_1^2} - \frac{m_2 \cdot \omega_2^2}{g_1} \right) \cdot \sin^2 \left(\frac{2\pi \cdot \omega_2}{\omega_1 + \omega_2} \right). \quad (2.21)$$

Знаючи коефіцієнт передавання енергії удару породі, можна визначити, скільки енергії повернеться в систему у вигляді відскоку

$$\eta_{omc} = 1 - \eta \quad (2.22)$$

де η_{omc} – коефіцієнт відновлення.

Виходячи з цього, швидкість відскоку визначається як

$$v_o = \eta_{omc} \cdot v, \quad (2.23)$$

де v – передударна швидкість інструменту.

Передударна швидкість інструменту визначається, виходячи із закону збереження імпульсу

$$m_n \cdot v_{nn} + m_k \cdot v_k = m_n \cdot u_{on} + m_k \cdot u_{ок}, \quad (2.24)$$

де $v_k = 0$ – початкова швидкість інструменту; u_{on} – швидкість відскоку поршня; v_{nn} – передударна швидкість поршня-ударника; $u_{ок}$ – шукана передударна (відносно породі) швидкість коронки

$$u_{ок} = \frac{m_n \cdot (v_{nn} - u_{on})}{m_k}. \quad (2.25)$$

Причому

$$k_n = \frac{u_{on}}{v_{nn}}, \quad (2.26)$$

де $k_n = 0,85$ – коефіцієнт відновлення швидкості поршня.

Звідси

$$u_{ок} = \frac{k_n \cdot m_n \cdot v_{nn}}{m_k} \quad (2.27)$$

Таким чином, швидкість відскоку коронки від матеріалу (породи)

$$v_o = \eta_{омс} \cdot k_n \cdot \frac{m_n \cdot v_{nn}}{m_k} \quad (2.28)$$

Визначимо можливі значення відскоку штирової коронки, перетворивши дійсний корінь виразу (2.17) у функцію від двох змінних

$$\Delta h(l_{uu}, E_1) = - \frac{F_n - \sqrt{F_n^2 + 2 \cdot \frac{E \cdot S_{uu}}{l_{uu}} \cdot v_0^2(E_1) \cdot m_k}}{2 \cdot \frac{E \cdot S_{uu}}{l_{uu}}} \quad (2.29)$$

Для розрахунку задамо значення постійних параметрів:

$F_n = 6000$ Н – напірне зусилля верстата НКР-100МН; $m_n = 4$ кг – маса поршня; $m_k = 4$ кг – маса коронки; $v_{nn} = 8$ м/с – передударна швидкість поршня; $R = 10$ мм – радіус кругового майданчика контакту в системі поршень-коронка; $R_1 = 3$ мм – радіус плями контакту в системі штир-порода; $E_0 = 2$ ГПа – модуль Юнга матеріалу поршня-ударника і корпусу коронки; $\mu_0 = 0,3$ – коефіцієнт Пуассона матеріалу поршня-ударника і корпусу коронки; $E_2 = 645$ ГПа – модуль Юнга твердосплавного штиря; $\mu_2 = 0,21$ – коефіцієнт Пуассона твердосплавного штиря; $D_{uu} = 63,5$ мм – зовнішній діаметр штанги; $t_{uu} = 6$ мм – товщина стінки штанги.

Значення варійованих чинників:

$E_1 = 0,9 \dots 12$ ГПа – модуль Юнга породи; $\mu_1 = 0,2 \dots 0,28$ – коефіцієнт Пуассона породи; $l_{uu} = 1 \dots 80$ м – довжина бурового ставу.

Результати розрахунку можливих значень відскоку штирової коронки наведено на рис 2.7.

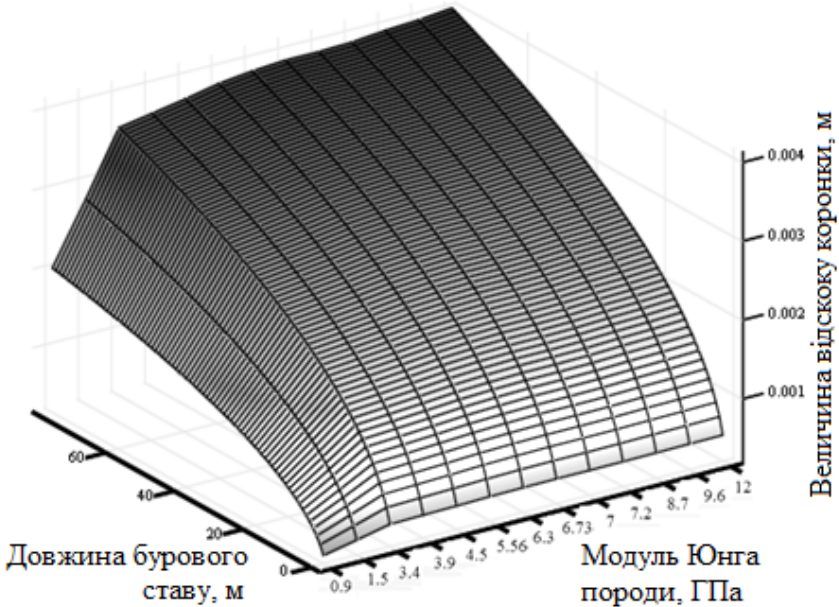


Рис 2.7. Залежність відскоку штирової коронки від модуля Юнга гірської породи і довжини бурового ставу

Встановлено, що відскік коронки після удару залежно від модуля Юнга породи і довжини бурового ставу становить від 0,2 мм до 4 мм.

2.4. Визначення кількості, діаметра й розташування породоруйнуючих елементів на робочій поверхні коронки

Усі елементи бурової коронки тісно пов'язані один з одним. Тому розгляд елементів коронки, що відповідають за винесення шламу, без урахування розташування породоруйнуючих елементів неможливий.

Використовуючи наявні методики проектування породоруйнуючої частини коронок, визначимо раціональні діаметр, кількість штирів і їх розташування на робочій поверхні коронки.

У своїй роботі Ю.І. Протасов [92] наводить досить повний аналітичний опис послідовного й одночасного занурення груп штирів.

Найбільший інтерес являє методика розташування вставок на робочій поверхні коронки, представлена в роботі Ю.А. Прядка [94]. Проте в окресленій методиці недостатньо враховано вплив фізико-механічних властивостей руйнованої породи і не врахований вплив спільної роботи штирів. У роботі наведено рекомендації з визначення кількості й діаметра штирів, проте ці рекомендації потребують уточнення, оскільки розроблені для шпурових коронок.

Діаметр і кількість штирів. У роботі Ю.А. Прядка [94] наведено залежності, що дозволяють за відомими значеннями енергії удару бурильної машини і контактної міцності породи визначити діаметр і кількість штирів. Проте ці результати отримані для різних моделей перфораторних коронок і тому мають деякі розбіжності з параметрами пневмоударник серійних штирових коронок.

Дані з озброєності коронок твердим сплавом були узяті з проспектів зарубіжних фірм виробників Atlas Copco, Sandvik Rock Tools, Mitsubishi Materials Corporation, Drillmaster International inc. Тому ці дані можна розглядати як такі, що отримані в результаті пасивного експерименту [131], оскільки не було сплановано зміну вхідних параметрів.

Варійованим чинником X виступає діаметр коронки, а в якості функції відгуку Y – відношення сумарної площі штирів до площі коронки.

Отримані дані з озброєності коронок твердим сплавом узагальнено в табл. 2.3.

Таблиця 2.3

Озброєність коронок твердим сплавом

Тип породи	D	Y_1	Y_2	Y_3	Y_4	Y_5	Y_{cp}
для порід підвищеної міцності	102	0,194	0,193	-	-	-	0,1935
	115	0,174	0,174	-	-	-	0,174
	127	0,18	0,18	-	-	-	0,18
для порід середньої міцності	102	0,247	0,247	0,247	0,207	0,22	0,2336
	115	0,22	0,22	0,22	0,186	0,228	0,2148
	127	0,238	0,224	-	-	0,246	0,236

Для оброблення такого експериментального матеріалу застосуємо метод найменших квадратів [8, 67, 71, 101, 106, 131], який дозволяє знайти коефіцієнти $a_0 \dots a_n$ рівняння регресії $y = f(a_0, a_1, \dots, a_n, x_1, x_2, \dots, x_m)$, які дають мінімальну суму квадратів відхилень розрахункових значень y' від фактичних y

$$S_o = \sum_{i=1}^n (y_i - y'_i)^2 = \min. \quad (2.30)$$

По черзі знаходимо і прирівнюємо до нуля перші похідні функції за параметрами $a_0, a_1, a_2, \dots, a_m$. За цих умов функція набуває мінімального значення. У результаті диференціювання виходить система з $m+1$ рівняння з $m+1$ невідомими, при розв'язанні яких знаходимо шукані значення коефіцієнтів регресії.

Рівняння регресії має такий загальний вид

$$y = a_0 + a_1 \cdot x + a_2 \cdot x^2 \quad (2.31)$$

Визначаємо перші похідні функції за параметрами a_0, a_1, a_2 , прирівнюємо їх до 0 й отримаємо таку систему рівнянь

$$\begin{cases} \frac{\partial}{\partial a_0} \sum_{i=1}^n (y_i - a_0 - a_1 \cdot x_i - a_2 \cdot x_i^2)^2 = 0; \\ \frac{\partial}{\partial a_1} \sum_{i=1}^n (y_i - a_0 - a_1 \cdot x_i - a_2 \cdot x_i^2)^2 = 0; \\ \frac{\partial}{\partial a_2} \sum_{i=1}^n (y_i - a_0 - a_1 \cdot x_i - a_2 \cdot x_i^2)^2 = 0. \end{cases} \quad (2.32)$$

Розв'язуючи систему рівнянь (2.32), знаходимо значення коефіцієнтів регресії.

Рівняння регресії (2.31) запишемо так:

– для порід підвищеної міцності

$$y = 1,28 \cdot 10^{-4} \cdot D_K^2 - 0,029 \cdot D_K + 1,89 ; \quad (2.33)$$

– для порід середньої міцності

$$y = 8 \cdot 10^{-5} \cdot D_K^2 - 0,018 \cdot D_K + 1,28 . \quad (2.34)$$

Адекватність отриманого рівняння регресії оцінюється за F–критерієм Фішера [8, 88]

$$F_{обч} = \frac{\sigma_{iF}^2}{\sigma^2\{y\}} , \quad (2.35)$$

де $\sigma_{iF}^2 = \frac{\sum_{u=1}^N (y_u - \hat{y}_u)^2}{N - \alpha_1}$ – дисперсія неадекватності; $\sigma^2\{y\} = \frac{\sum_{i=1}^N \sigma_i^2}{N}$ –

дисперсія, що характеризує помилку експерименту; N – число дослідів; α_1 – число коефіцієнтів в рівнянні регресії; \hat{y}_u – значення функції відгуку, розраховане за рівнянням регресії; y_u – значення функції відгуку, отримане дослідним шляхом.

Для обраного рівня значущості ($q = 5\%$) з таблиці [8, 126] за кількістю чинників знаходиться $F_{табл.}$. Якщо $F_{обч} < F_{табл.}$, то приймається припущення про адекватний опис результатів експерименту отриманим рівнянням.

У результаті розрахунку отримано:

$$\sigma_{iF}^2 = 0,091218; \quad \sigma_{max}^2 = 0,009248; \quad \sigma_{y\Sigma}^2 = 0,00429; \quad F_{табл.} = 6,61; \quad F_{обч} = 0,117.$$

Оскільки $F_{обч} < F_{табл.}$, то отримана математична модель адекватна.

Таким чином, на основі аналізу серійного штирового інструменту для буріння свердловин занурними пневмоударниками нами було визначено найбільш поширені значення відношень сумарної площі штирів до площі коронки для коронок пневмоударного буріння.

Вибір діаметра штирів доцільно проводити, виходячи з наступної умови – крок установки штирів при послідовному впровадженні l_{II} більше діаметра штиря $2R_{III}$, оскільки така взаємодія є основним видом взаємодії між штирями різних кільцеподібних зон

$$l_{II} > 2R_{III}. \quad (2.36)$$

Згідно з результатами роботи [92] крок установки штирів при послідовному зануренні l_{II} більше в 2,01 рази радіуса лунки викола при зануренні одного штиря. Звідси вираз (2.36) набуде вигляду

$$2,01 \cdot R_{II} > 2 \cdot R_{III}. \quad (2.37)$$

Для визначення радіуса лунки викола використовуємо рівняння, запропоноване Ю.І. Протасовим [94]

$$R_{II} = \frac{E^{1/3} \cdot \left(\frac{A \cdot E}{z \cdot \sigma_0 \cdot R_{III} \cdot \sqrt{\pi}} \right)^{2/3}}{3 \cdot \pi \cdot R_{III}^{2/3}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \mu \cdot \eta}{\sigma \cdot (1 - 2 \cdot \mu) \cdot \sigma_0}}, \quad (2.38)$$

де E – модуль Юнга породи; μ – коефіцієнт Пуассона породи; σ – межа міцності на стискування породи; A – енергія удару; D_K – діаметр коронки.

Уведемо додаткову змінну для зручності перетворень

$$\Psi = \sqrt{\frac{2 \cdot \mu \cdot \eta}{\sigma \cdot (1 - 2 \cdot \mu) \cdot \sigma_0}}. \quad (2.39)$$

Спростимо отриманий вираз (2.38) з урахуванням (2.39), відтак отримаємо

$$R_{II} = \frac{E \cdot A^{2/3}}{3 \cdot \pi^{4/3} \cdot z^{2/3} \cdot R_{III}^{4/3} \cdot (0,1 \cdot E)^{2/3}} \cdot \Psi. \quad (2.40)$$

Підставляючи в умову (2.37) значення радіуса лунки викола (2.40), отримаємо

$$R_{III}^{7/3} < \frac{2,01 \cdot E^{1/3} \cdot A^{2/3}}{2 \cdot 3 \cdot 0,1^{2/3} \cdot \pi^{4/3} \cdot z^{2/3}} \cdot \Psi. \quad (2.41)$$

Після перетворень отримаємо

$$R_{III}^{7/3} \cdot z^{2/3} < 0,34 \cdot E^{1/3} \cdot A^{2/3} \cdot \Psi. \quad (2.42)$$

Відношення сумарної площі штирів і площі свердловини

$$y = \frac{S_{III} \cdot z}{S_K} = \frac{\pi \cdot z \cdot 4 \cdot D_{III}^2}{\pi \cdot 4 \cdot D_K^2} = \frac{z \cdot D_{III}^2}{D_K^2}. \quad (2.43)$$

Підставивши вираз (2.43) у вирази (2.33) і (2.34) і провівши необхідні математичні перетворення, отримаємо співвідношення між кількістю і діаметром штирів залежно від діаметра коронки:

– для порід середньої міцності

$$z \cdot D_{III}^2 = 8 \cdot 10^{-5} \cdot D_K^4 - 0,018 \cdot D_K^3 + 1,28 \cdot D_K^2; \quad (2.44)$$

– для порід високої міцності

$$z \cdot D_{III}^2 = 1,28 \cdot 10^{-4} \cdot D_K^4 - 0,029 \cdot D_K^3 + 1,89 \cdot D_K^2. \quad (2.45)$$

Уведемо додаткові змінні для зручності перетворень:

– для порід середньої міцності

$$\Theta_1 = \frac{8 \cdot 10^{-5} \cdot D_K^4 - 0,018 \cdot D_K^3 + 1,28 \cdot D_K^2}{1000^2}; \quad (2.46)$$

– для порід високої міцності

$$\Theta_2 = \frac{1,28 \cdot 10^{-4} \cdot D_K^4 - 0,029 \cdot D_K^3 + 1,89 \cdot D_K^2}{1000^2}. \quad (2.47)$$

Тоді вирази (2.44) і (2.45) залежно від міцності порід набудуть вигляду

$$z \cdot R_{III}^2 = \frac{\Theta_i}{4}. \quad (2.48)$$

Об'єднавши умову (2.42) і вираз (2.48), отримаємо таку систему рівнянь

$$\begin{cases} R_{III}^{7/3} \cdot z^{2/3} < 0,34 \cdot E^{1/3} \cdot A^{2/3} \cdot \Psi; \\ z \cdot R_{III}^2 = \frac{\Theta_i}{4}. \end{cases} \quad (2.49)$$

Розв'язуючи систему (2.49) відносно R_{III} і z , отримаємо вирази для визначення радіуса і кількості штирів:

$$R_{III} < 0,85 \cdot \frac{E^{1/3} \cdot A^{2/3} \cdot \Psi}{\Theta_i^{2/3}}, \quad (2.50)$$

$$z = \frac{\Theta_i}{4 \cdot R_{III}^2}. \quad (2.51)$$

Компонування робочої частини коронки. Як базову методику розташування штирів на робочій поверхні коронки розглянемо методику, запропоновану Ю.А. Прядко [94], згідно з якою штирі розташовуються по кільцеподібних зонах (рис. 2.8).

Радіуси сусідніх кільцеподібних зон відрізняються на діаметр штиря. Проте ця методика розташування породоруйнуючих елементів на робочій поверхні коронки не враховує можливість групової роботи штирів з руйнування породи.

Для врахування групової роботи штирів з руйнування породи нами пропонується при розрахунку радіусів кільцеподібних зон використати половину кроку установки штирів при послідо-

вному зануренні, оскільки цей вид взаємодії є основною взаємодією між штирями різних кільцеподібних зон. Також у цьому випадку підвищується об'єм сколеної породи за один удар в 1,27 рази.

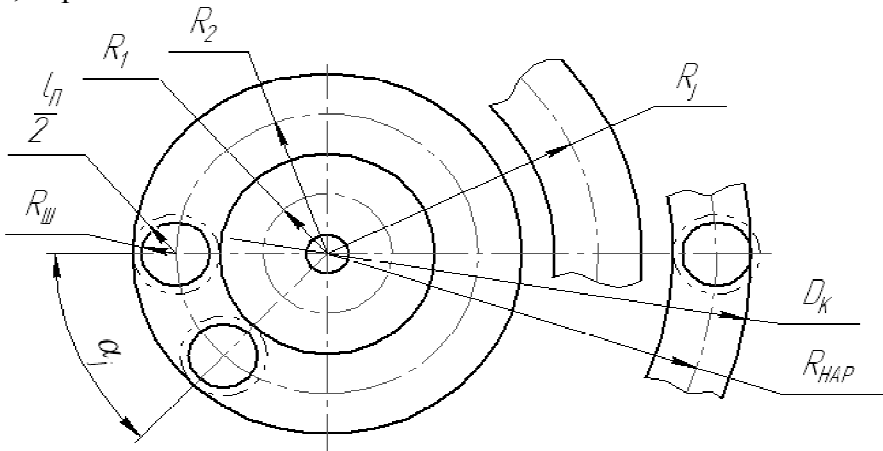


Рис. 2.8. Компонування робочої частини коронки

Визначаючи радіуси кільцеподібних зон, на відміну від запропонованої раніше методики [94], доцільніше йти від краю до центру. Оскільки зовнішні штирі взаємодіють тільки з одного боку зі штирями інших зон, то, визначаючи радіус зовнішньої кільцеподібної зони, орієнтуємося на радіус штиря, а не на половину кроку установки штирів при послідовному зануренні.

Радіус зовнішньої кільцеподібної зони

$$R_{НАР} = \frac{D_K}{2} - R_{Ш}, \quad (2.52)$$

де D_K – діаметр коронки.

Вираз для визначення числа кільцеподібних зон

$$N_{ВН} = \frac{D_K - 2 \cdot (R_{Ш} + R_{П})}{4 \cdot R_{П}}, \quad (2.53)$$

де $R_{П} = 0,5l_{П}$ – половина кроку установки штирів при послідовному зануренні.

Радіуси внутрішніх кільцеподібних зон при русі від краю до центру:

$$R_j = \frac{D_K}{2} - (R_{III} + R_{II}) - (j \cdot 2 - 1) \cdot R_{II}. \quad (2.54)$$

Згідно з базовою методикою розподіл штирів за кільцеподібними зонами лінійний (див. рис. 2.9, *a*). Проте такий спосіб розташування штирів не є ефективним, оскільки найважче руйнована частина вибою – периметр – вимагає більшої кількості штирів. Це підтверджується параметрами серійних коронок (див. рис. 2.9, *б*, *в*).

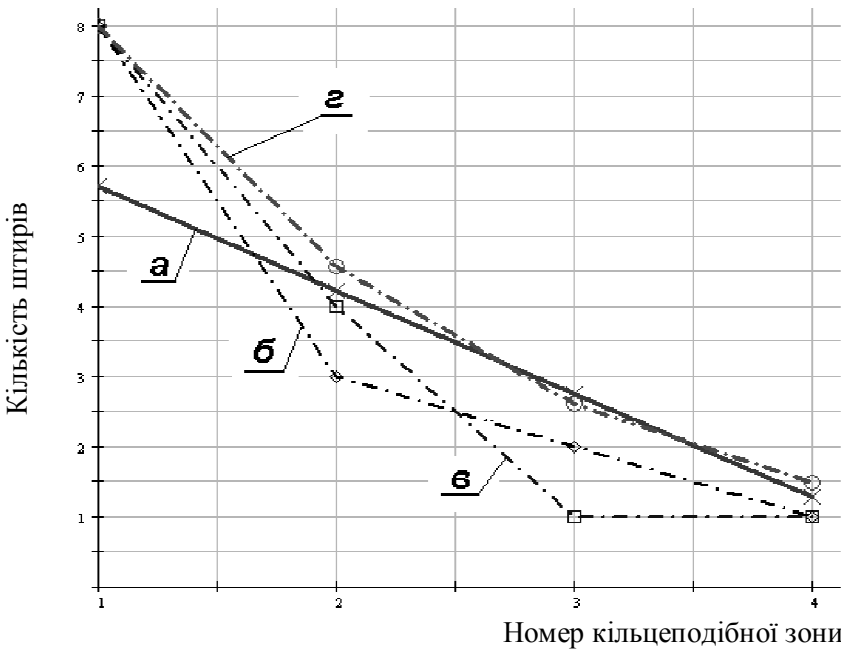


Рис. 2.9. Розміщення штирів за кільцеподібними зонами на робочій поверхні коронки

Тому нами пропонується нелінійний розподіл штирів зонами такого виду (див. рис. 2.9, *г*):

- для першої кільцеподібної зони

$$z_{НАР} = \frac{4}{7} \cdot z; \quad (2.55)$$

– для наступних кільцеподібних зон

$$z_j = \frac{4}{7} \cdot z_{j-1}. \quad (2.56)$$

При розташуванні штирів зонами, починаючи із зовнішньої зони, переважним є рівномірне розташування штирів, оскільки в цьому випадку зменшується кут повороту коронки, необхідний для повного руйнування вибою [94].

Кут установки штирів для j -ої кільцеподібної зони

$$\alpha_j = \frac{360}{z_j}. \quad (2.57)$$

Таким чином, на основі наявних методик проектування породоруйнуючої частини коронки отримано залежності, що дозволяють визначити діаметр, кількість і розташування штирів на робочій поверхні коронки, враховуючи фізико-механічні властивості породи і можливість групової роботи штирів з руйнування породи, що дозволяє підвищити об'єм сколеної породи за один удар більш ніж в 1,27 рази.

3. Дослідження впливу параметрів корпусу коронки на швидкість і завихореність очисного агента

3.1. Дослідження впливу форми корпусу і схеми розташування продувальних каналів на усереднений параметр завихореності

Визначимо напрям потоків стисненого повітря і корпус, що дає найбільший усереднений параметр завихореності потоку стисненого повітря в привибійній зоні за допомогою комп'ютерної моделі привибійної зони.

Математичне моделювання протікання стисненого повітря в привибійній зоні виконувалося з використанням пакету FlowSimulation, який входить у пакет SolidWorks.

Розрахунковий модуль FlowSimulation ґрунтується на вдосконаленій системі обчислювальної гідродинаміки (CFD) і дозволяє аналізувати широкий діапазон комплексних потоків з використанням методу кінцевих об'ємів. Просторовою областю виступає модель ділянки привибійного простору з коронкою. Усі розрахункові схеми було побудовано в середовищі SolidWorks з урахуванням вимог, що висуваються пакетом FlowSimulation.

Розрахункова модель. Приклад розрахункової області наведено на рис 3.1. Задача у контексті FlowSimulation розглядається як розрахункова область (Computational Domain) з внутрішнім потоком (Internal Flow). При цьому усі отвори мають бути закриті кришками. Це потрібно з огляду на те, що вхідні і вихідні граничні умови в FlowSimulation призначаються тільки на поверхнях, що контактують з рідиною.

У ході дослідження були прийнято наступні припущення:

а) для досліджень була прийнято модель з нерухомою коронкою;

б) не враховувався вплив нерівності забою, стінок свердловини і наявності штирів на робочій поверхні коронки;

в) витрата стисненого повітря була прийнята постійною.

Далі при визначенні початкових умов використовувався побудований майстер FlowSimulation для створення проєктів.

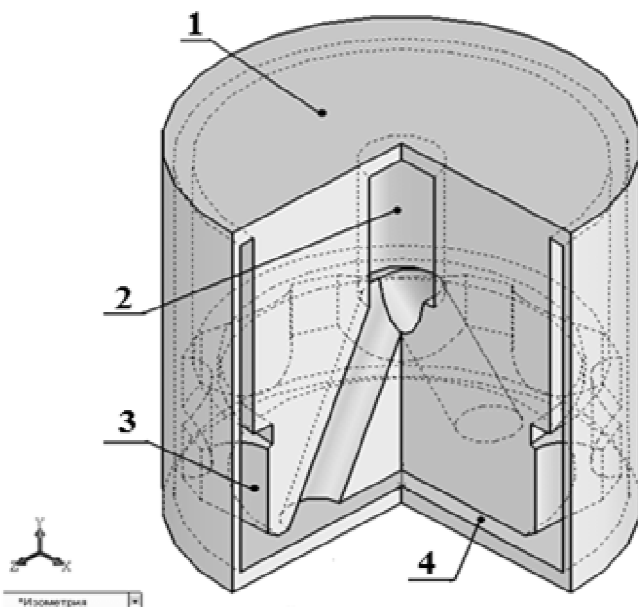


Рис. 3.1. Схема 1 ділянки привибійного простору з коронкою в середовищі SolidWorks: 1 – кришка, що закриває вхідний і вихідний отвори; 2 – продувальний канал; 3 – паз для винесення шламу; 4 – привибійна зона

Для кожної схеми був створений проект з такими вихідними умовами: система одиниць: система СІ; тип аналізу: внутрішній; тип речовини: газ, повітря; режим течії: ламінарний і турбулентний з високим числом Маха (надзвукове); точність розв'язання, що визначає розмір комірок сітки: 3. Інші параметри прийняті за замовчуванням.

Далі визначалися граничні умови (рис.3.2). Область впадання повітря характеризується об'ємною витратою, характерною для занурного пневмоударника П-105 [47]: $Q = 0,093 \text{ м}^3$.

Згідно із розрахунком за методикою, наведеною в [43], тиск повітря внизу колони бурильних труб, в місці знаходження пневмоударника в порівнянні з атмосферним збільшиться в 1,06 рази, тому цим збільшенням можна нехтувати. Звідси область витікання повітря характеризується атмосферним тиском: $p = 101325 \text{ Па}$.

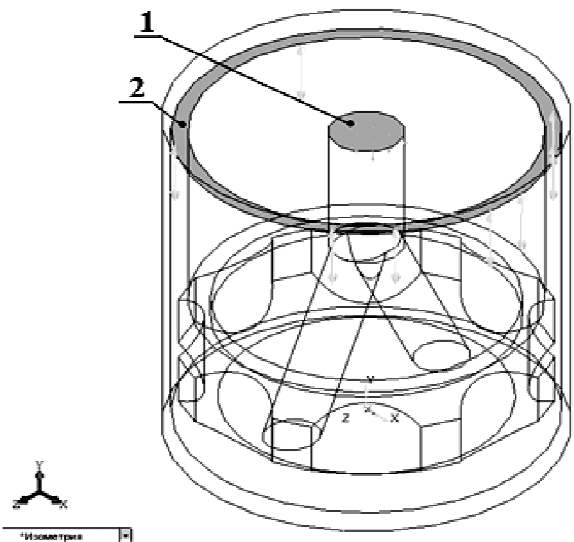


Рис 3.2. Завдання граничних умов: 1 – вхідний потік з об’ємною витратою $Q = 0,093 \text{ м}^3/\text{с}$; 2 – вихідний потік з вільним тиском $p = 101325 \text{ Па}$

Інші грані є нейтральними і характеризуються нульовою швидкістю руху газу: $u_x = 0$; $u_y = 0$; $u_z = 0$.

Задана область при розв’язанні задачі розбивається сіткою. Величина комірок сітки обиралася таким чином, щоб отримати найбільшу точність розв’язку, не збільшуючи при цьому час рішення і ресурси, що витрачаються.

Адекватність прийнятих сіток і відповідно точність розв’язку оцінювалася за допомогою правила Рунге [101, 104]. Для цього кожна схема розв’язувалась з сіткою 3 і 4 рівня точності (рис 3.3).

Для оцінки точності розв’язку за допомогою правила Рунге в кожній схемі обиралися 200 точок (рис.3.4 а, б). Помилка обчислень визначалася так

$$\varepsilon = \frac{\sqrt{\sum \Delta^2}}{n} \cdot 100\%. \quad (3.1)$$

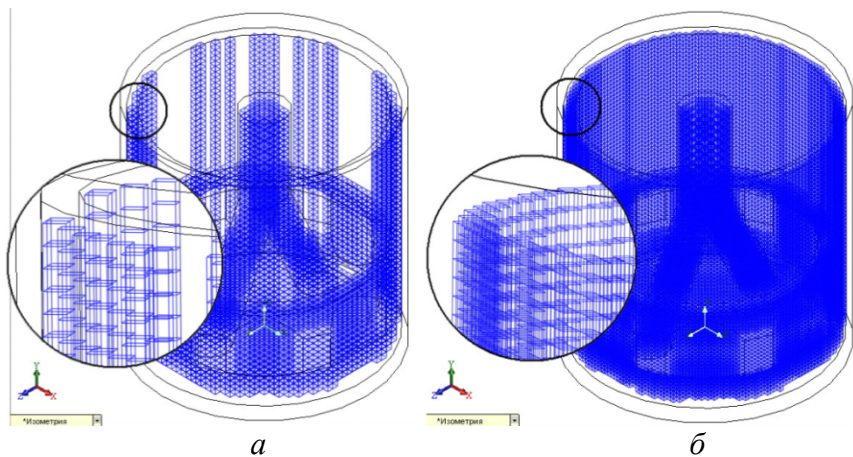


Рис. 3.3. Сітки: *a* – комірки 3 рівня точності; *б* – комірки 4 рівня точності

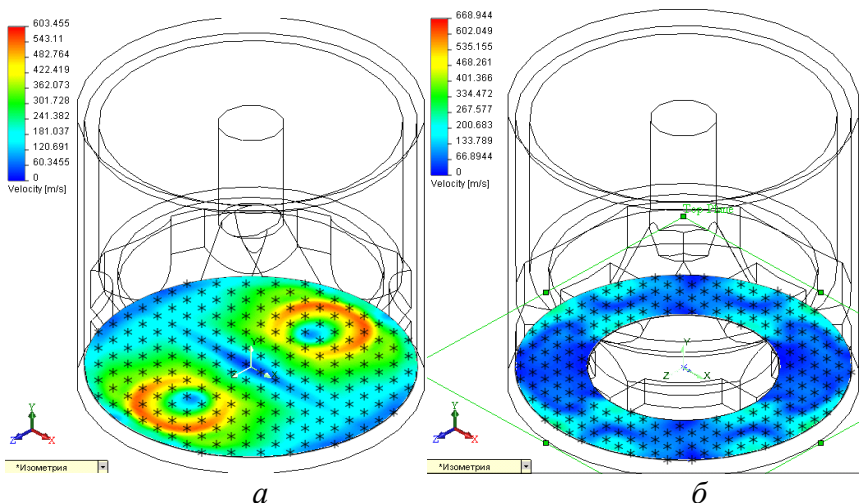


Рис. 3.4. Аналізовані точки в привибійній зоні: *a* – для плоского корпусу; *б* – для корпусу з виїмкою

З попередньо проведеного розрахунку встановлено, що обраний рівень точності 3 сіток усіх схем згідно з правилом Рунге достатній. Похибка становить не більше 12%.

Аналіз отриманих результатів проводився, виходячи з середньої геометричної величини швидкості і середньої арифметичної

величини завихореності потоку. Для їх визначення в кожній схемі в привибійній зоні було обрано 200 точок (див. рис. 3.4, а, б).

Варійовані чинники: X_1 – тип корпусу коронки (плаский корпус (рис. 3.5, а), з виїмкою (рис. 3.5, б)); X_2 – схема розташування продувальних каналів: два осьові канали (рис. 3.5, в); один осьовий (рис. 3.5, з); осьовий і радіальний (рис. 3.5, д); X_3 – схема взаємного розташування продувальних каналів і пазів: пряме розташування (рис. 3.5, е), зміщене розташування (рис.3.5, ж).

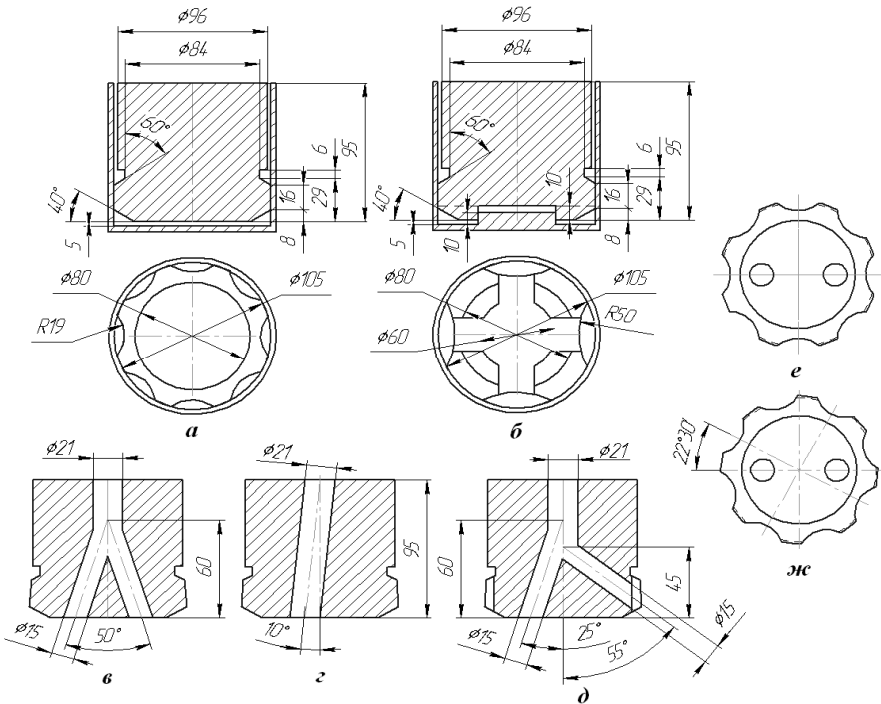


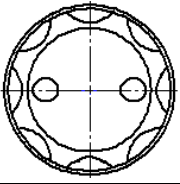
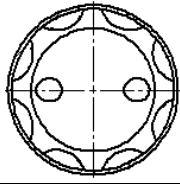
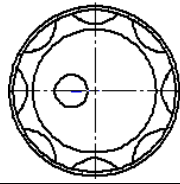
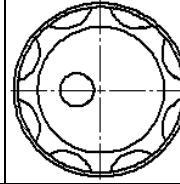
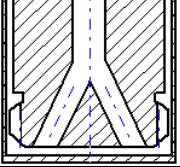
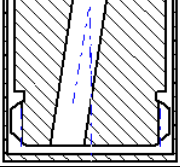
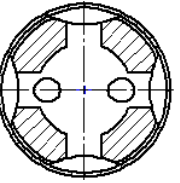
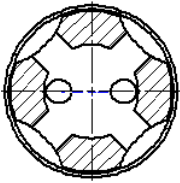
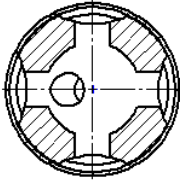
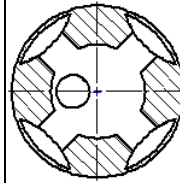
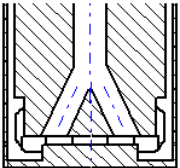
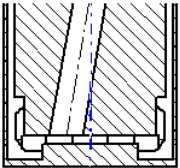
Рис.3.5. Геометричні параметри дослідних корпусів коронок

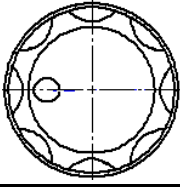
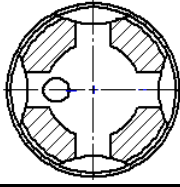
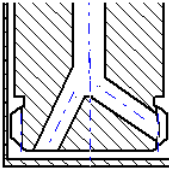
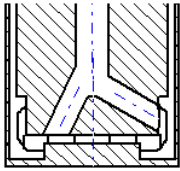
Функція відгуку: усереднений параметр завихореності ω_0 (1.7).

Геометричні параметри дослідних корпусів коронок відповідають параметрам коронок, що серійно випускаються.

Скомбінувавши чинники і відкинувши заздалегідь не функційні схеми, дослідимо 10 схем корпусів (табл.3.1).

Досліджувані схеми корпусів коронок

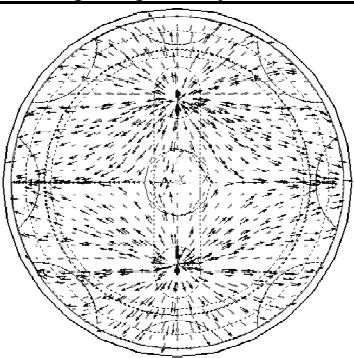
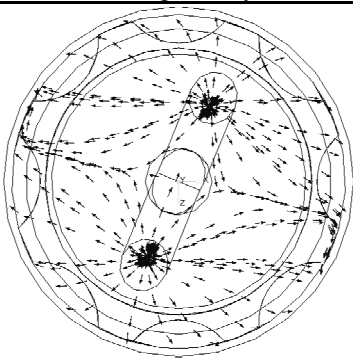
Вигляд зверху	Схема 1	Схема 2	Схема 3	Схема 4
				
Переріз по каналах				
	Корпус	Плaskий корпус з двома осьовими каналами, що мають пряме розташування	Плaskий корпус з двома осьовими каналами, що мають зміщене розташування	Плaskий корпус з одним осьовим каналом, що має пряме розташування
Вигляд зверху	Схема 5	Схема 6	Схема 7	Схема 8
				
Переріз по каналах				
	Корпус	Корпус з виїмкою з двома осьовими каналами, що мають пряме розташування	Корпус з виїмкою з двома осьовими каналами, що мають зміщене розташування	Корпус з виїмкою з одним осьовим каналом, що має пряме розташування

Вигляд зверху	Схема 9	Схема 10
		
Переріз по каналах		
Корпус	Плаский корпус з осьовим і радіальним каналами, що мають пряме розташування	Корпус з виїмкою з осьовим і радіальним каналами, що мають пряме розташування

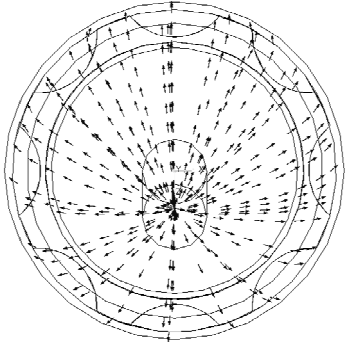
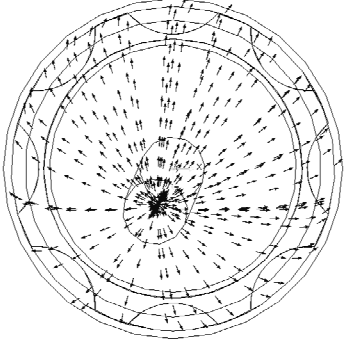
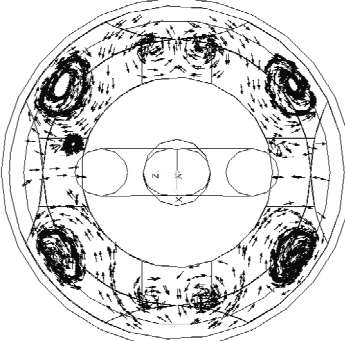
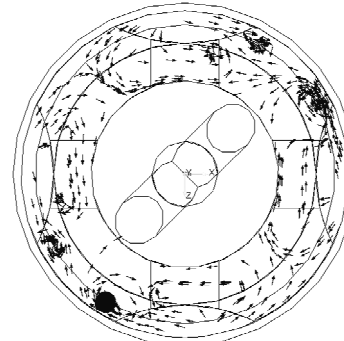
Аналіз результатів обчислювального експерименту. Результати моделювання наведено в табл. 3.2.

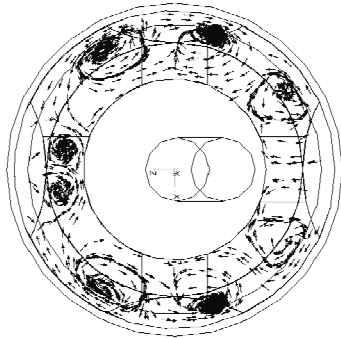
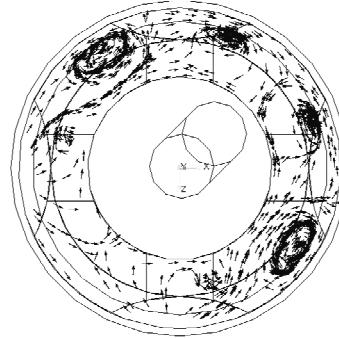
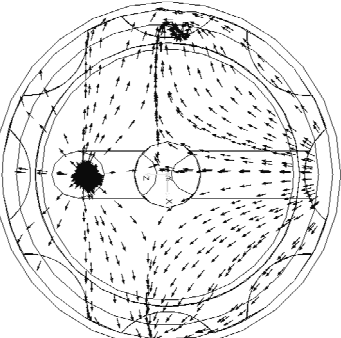
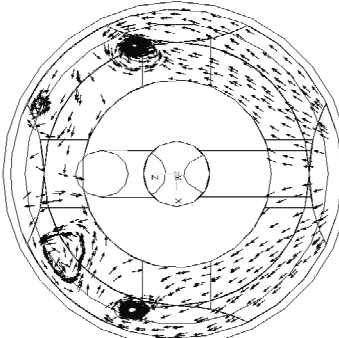
Таблиця 3.2

Поля швидкостей потоку стисненого повітря

Корпус	Схема 1			Схема 2		
	Плаский корпус з двома осьовими каналами, що мають пряме розташування			Плаский корпус з двома осьовими каналами, що мають зміщене розташування		
Вигляд зверху						
Значення параметрів	v_{cp} , м/с	ω_{cp} , 1/с	$v\omega$	v_{cp} , м/с	ω_{cp} , 1/с	$v\omega$
	58	29462,7	0,19	53,9	27271,2	0,19

Продовження табл. 3.2

Корпус	Схема 3			Схема 4		
		Плаский корпус з одним осьовим каналом, що має пряме розташування			Плаский корпус з одним осьовим каналом, що має зміщене розташування	
Вигляд зверху						
Значення параметрів	v_{cp} , м/с	ω_{cp} , 1/с	$v\omega$	v_{cp} , м/с	ω_{cp} , 1/с	$v\omega$
	164,5	25489,5	0,47	164,3	24834,8	0,45
Корпус	Схема 5			Схема 6		
	Корпус з виїмкою з двома осьовими каналами, що мають пряме розташування			Корпус з виїмкою з двома осьовими каналами, що мають зміщене розташування		
Вигляд зверху						
Значення параметрів	v_{cp} , м/с	ω_{cp} , 1/с	$v\omega$	v_{cp} , м/с	ω_{cp} , 1/с	$v\omega$
	89,8	26701	0,28	103,7	62512,4	0,17

Корпус	Схема 7			Схема 8		
	Корпус з виїмкою з одним осьовим каналом, що має пряме розташування			Корпус з виїмкою з одним осьовим каналом, що має зміщене розташування		
Вигляд зверху						
Значення параметрів	v_{cp} , м/с	ω_{cp} , 1/с	$v\omega$	v_{cp} , м/с	ω_{cp} , 1/с	$v\omega$
	102,4	64314,3	0,16	57,9	29411,3	0,18
Корпус	Схема 9			Схема 10		
	Плаский корпус з осьовим і радіальним каналами, що мають пряме розташування			Корпус з виїмкою з осьовим і радіальним каналами, що мають пряме розташування		
Вигляд зверху						
Значення параметрів	v_{cp} , м/с	ω_{cp} , 1/с	$v\omega$	v_{cp} , м/с	ω_{cp} , 1/с	$v\omega$
	79,8	51843,5	0,17	54,2	27806,9	0,17

На рис. 3.6 наведено діаграму усередненого параметра завихореності в привибійній зоні для дослідних схем корпусів.

В усіх розглянутих випадках у схемах з корпусом із виїмкою є значні зони завихорень (див. табл. 3.2, схеми 5–8, 10), швидкість потоку в привибійній зоні нижче у 1,5–2 рази у порівнян-

ні зі схемами з пласким корпусом. Схеми з пласким корпусом характеризуються більш прямолінійною течією потоку газу (див. табл. 3.2, схеми 1–4, 9, рис 3.6).

У ході аналізу отриманих результатів було встановлено, що при декількох продувальних каналах (див. табл. 3.2, схеми 1, 2, 5, 6, 9, 10, рис 3.6) в усіх випадках утворюється зона зіткнення двох потоків, в якій усереднений параметр завихореності потоку знижується в 1,5–2,7 рази, що може призводити до скупчення бурового шламу в привибійній зоні.

Протікання стисненого повітря при прямому взаємному розташуванні продувальних каналів і бічних пазів і зміщеному розташуванні трохи відрізняється – різниця в значеннях усередненого параметра завихореності складає 1,5-5%.

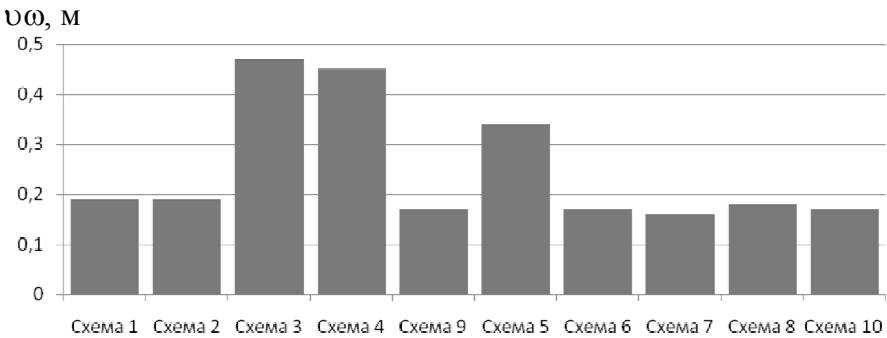


Рис 3.6. Усереднений параметр завихореності

Як видно з діаграм у табл. 3.2, схеми з пласким корпусом мають більш прямолінійні течії, особливо варто виокремити схеми з одним осьовим каналом.

Усі розглянуті схеми корпусу з виїмками показали свою неефективність: є значні зони завихорень, швидкість потоку в привибійній зоні нижче в 1,5–2,7 рази у порівнянні зі схемами з пласким корпусом.

Слід зазначити, що найбільш ефективною є схема з пласким корпусом і одним осьовим каналом як з прямим, так і зі зміщеним взаємним розташуванням продувальних каналів і пазів.

3.2. Дослідження впливу площі бічних пазів і схеми розташування продувальних каналів на усереднений параметр завихореності

Постановка завдання. За допомогою комп'ютерної моделі привибійної зони визначити вплив площі бічних пазів і розташування продувальних каналів на усереднений параметр завихореності потоку стисненого повітря в привибійній зоні.

Значення постійних параметрів. Тиск стисненого повітря, що подається на модель вибою, відповідає робочому тиску в шахтній мережі – 0,5 МПа. Речовина – повітря. Витрата повітря $Q = 0.093 \text{ м}^3/\text{с}$.

Розрахункові моделі аналогічні моделям, використаним у п. 3.1. Розглянуті схеми 1, 3 і 9 (див. табл. 3.1, рис. 3.5). Кількість бічних пазів – 8. Пази рівномірно розподілено периметром коронки.

Варійований чинник: загальна площа пазів F_{Σ} . Значення площі наведено в табл. 3.3.

Таблиця 3.3

Значення загальної площі пазів

Дослід	1	2	3	4	5	6	7
Загальна площа пазів $F_{\Sigma}, \text{мм}^2$	288	442,4	615,2	800,4	1455	2202	3632

Функція відгуку: усереднений параметр завихореності ω_0 (1.7).

Математична модель. Як математична модель приймається поліном третього порядку

$$f(x) = a_0 + a_1 \cdot x + a_2 \cdot x^2 + a_3 \cdot x^3 \quad (3.2)$$

Для визначення коефіцієнтів регресії застосовано метод найменших квадратів. При цьому використовувалися формули (2.30, 2.31, 2.32, 2.33, 2.34).

Аналіз результатів обчислювального експерименту. На рис. 3.7 – 3.9 наведено графіки залежностей середньої швидкості

ті, середньої завихореності і усередненого параметра завихореності від схеми продувальних каналів і площі бічних пазів.

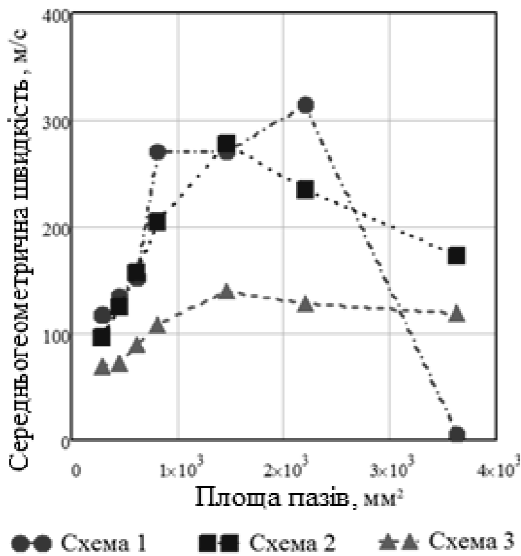


Рис. 3.7. Залежність середньогометричної швидкості від площі пазів

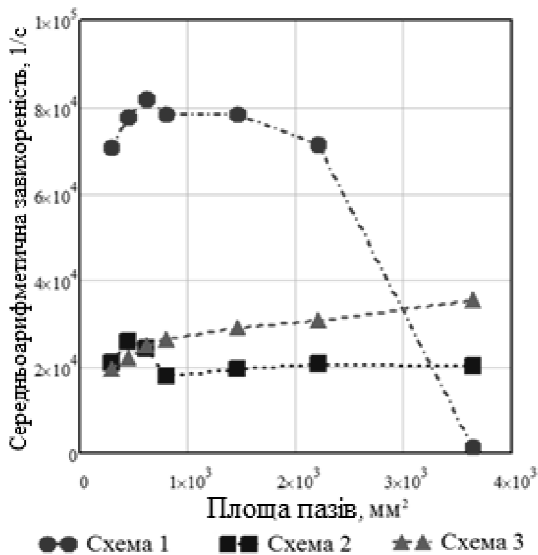


Рис. 3.8. Залежність середньоарифметичної завихореності від площі пазів

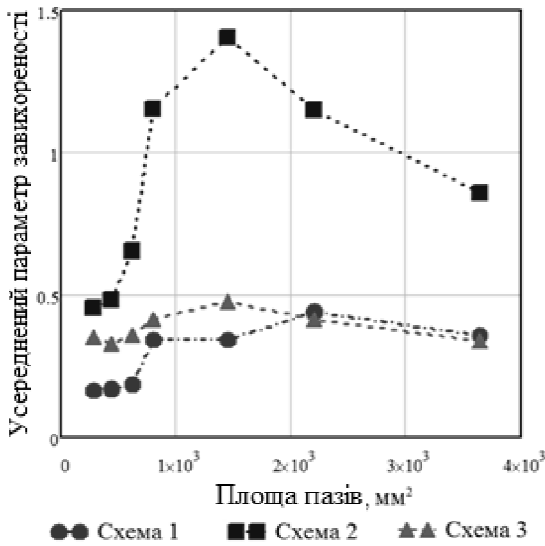


Рис. 3.9. Залежність усередненого параметра завихореності від площі пазів

Як видно з наведених графіків, для усіх досліджених схем як при зменшенні, так і при збільшенні поперечної площі бічних пазів швидкість потоку повітря падає. Ця особливість характерна для усіх трьох розглянутих схем. Причому для схеми з одним осьовим і з двома осьовими продувальними каналами вона виявилася найяскравіше.

Для пояснення цієї особливості порівнюємо лінії течії кожної схеми продувальних каналів для бічних пазів з мінімальною й оптимальною (що забезпечує максимальне значення усередненого параметра завихореності) площами (рис. 3.10).

Вочевидь при мінімальній площі бічних пазів збільшується кількість вихорів і, відповідно, завихореність (рис. 3.10 а, в, д). І навпаки, при площі бічних пазів, що забезпечує максимальне значення усередненого параметра завихореності, лінії течії пряміші і рівномірно розподілені по привибійній зоні (рис. 3.10 б, з, е).

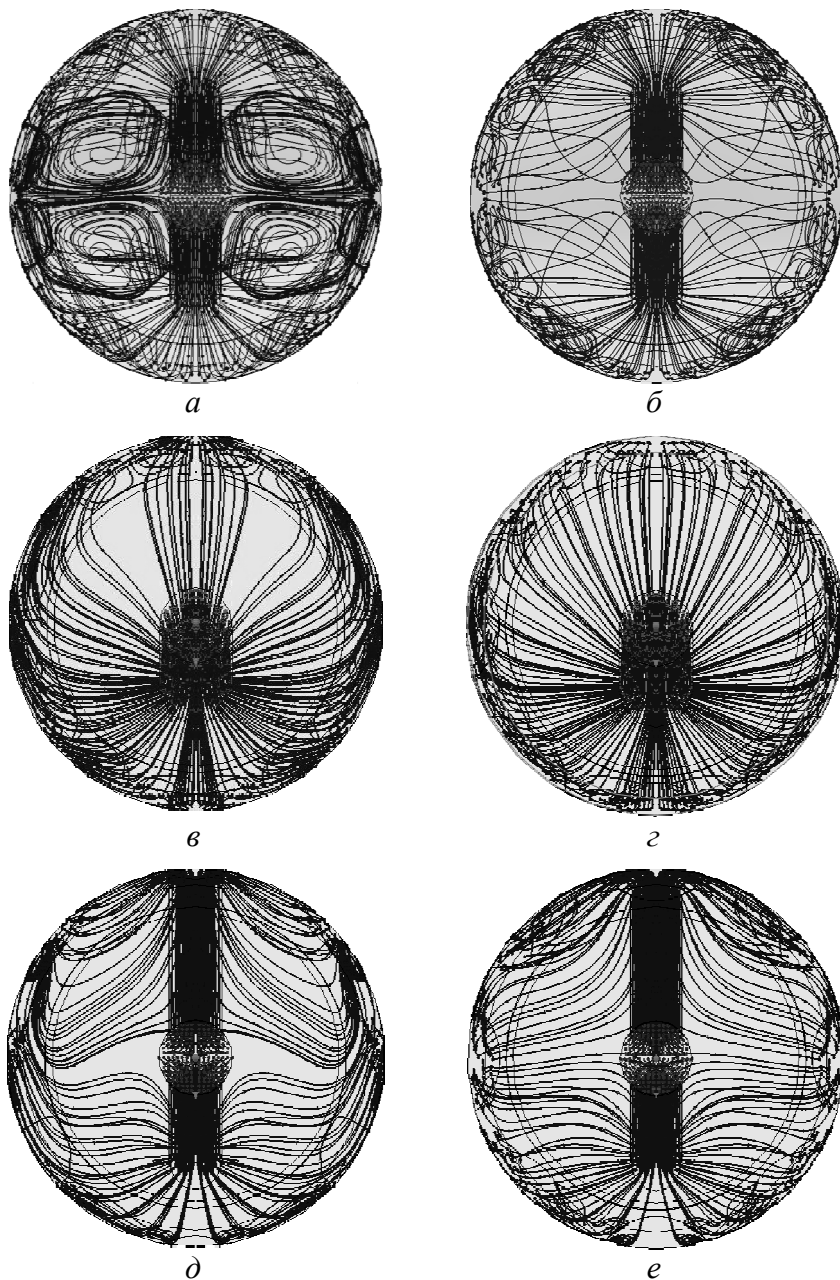


Рис. 3.10. Порівняння ліній течії схем дослідів з мінімальною й оптимальною площею пазів: *a, в, д* – мінімальна площа пазів; *б, з, е* – оптимальна площа пазів; *a, б* – схема 1; *в, з* – схема 2; *д, е* – схема 3

Залежність усередненого параметра завихореності від загальної площі пазів для винесення шламу для схеми 1 має вигляд

$$\nu\omega(F_{\Sigma}) = 0,069 + 3,1 \cdot 10^{-4} \cdot F_{\Sigma} - 7,2 \cdot 10^{-8} \cdot F_{\Sigma}^2 + 2,2 \cdot 10^{-13} \cdot F_{\Sigma}^3 \quad (3.3)$$

Максимальне значення $\nu\omega$ при $F_{\Sigma} = 2188 \text{ мм}^2$.

Залежність усередненого параметра завихореності від загальної площі пазів для винесення шламу для схеми 2 має вигляд

$$\nu\omega(F_{\Sigma}) = -0,312 + 2,5 \cdot 10^{-3} \cdot F_{\Sigma} - 1,2 \cdot 10^{-6} \cdot F_{\Sigma}^2 + 1,6 \cdot 10^{-10} \cdot F_{\Sigma}^3 \quad (3.4)$$

Максимальне значення $\nu\omega$ при $F_{\Sigma} = 1536 \text{ мм}^2$.

Залежність усередненого параметра завихореності від загальної площі пазів для винесення шламу для схеми 3 має вигляд

$$\nu\omega(F_{\Sigma}) = 0,246 + 3,03 \cdot 10^{-4} \cdot F_{\Sigma} - 1,3 \cdot 10^{-7} \cdot F_{\Sigma}^2 + 1,6 \cdot 10^{-11} \cdot F_{\Sigma}^3 \quad (3.5)$$

Максимальне значення $\nu\omega$ при $F_{\Sigma} = 1563 \text{ мм}^2$.

Максимум швидкості й усередненого параметра завихореності спостерігається для двох схем при значенні площі поперечного перерізу бічних пазів 1455 мм^2 , що у 4 рази більше за площу поперечного перетину продувального каналу в коронці.

Слід зазначити, що для схем (окрім останнього значення для схеми 1) мінімальні значення середньої швидкості в привибійній зоні вищі за критичну швидкість транспортування найбільших часток шламу (див. п. 2.2).

Отже, у результаті проведеного комп'ютерного моделювання було встановлено характер впливу площі бічних пазів для винесення шламу на усереднений параметр завихореності потоку стисненого повітря в привибійній зоні.

Найбільш ефективною виявилася схема з одним осьовим каналом, при цьому максимальне значення усередненого параметра завихореності більше у 3,2 рази, ніж для корпусу з двома осьовими каналами, і більше у 3 рази, ніж для корпусу з одним осьовим і одним радіальним каналами (рис 3.11).

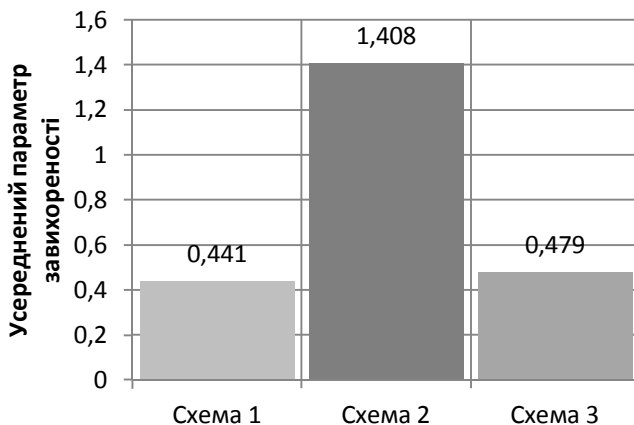


Рис 3.11. Максимальні значення усередненого параметра завихореності залежно від схеми корпусу

Установлено, що значення площі поперечного перетину бічних пазів, що забезпечує максимум усередненого параметра завихореності для схем 2 і 3 становить 1455 мм^2 , що у 4 рази більше площі поперечного перетину продувального каналу в коронці. Для схеми 1 максимум усередненого параметра завихореності забезпечується площею поперечного перетину бічних пазів у 2202 мм^2 .

3.3. Визначення раціональних параметрів продувальних каналів

Постановка завдання. За допомогою комп'ютерної моделі визначити геометричні параметри продувальних каналів, що дають максимальний усереднений параметр завихореності потоку стисненого повітря в привибійній зоні.

Варійовані чинники (рис. 3.12):

– для схеми з двома осьовими каналами (див. рис. 3.12, *a*): кут нахилу продувальних каналів β_1 , ($\beta_1 = \beta_2$); висота нахилу каналів l_1 , причому діаметри каналів d_1 і d_2 постійні і визначаються із співвідношення (1.1);

- для схеми з одним осьовим каналом (див. рис. 3.12, б): кут нахилу продувального каналу β_1 і висота нахилу каналу l_1 , причому діаметр осьового каналу d_1 постійний і дорівнює діаметру центрального каналу в корпусі коронки;

- для схеми з одним осьовим і одним радіальним каналами (див. рис. 3.12, в): діаметр d_1 , кути нахилу продувальних каналів β_1, β_2 і висота нахилу каналів l_1 , причому діаметр радіального каналу d_2 визначається із співвідношення (1.2).

Форма, кількість і розміри бічних пазів для усіх досліджуваних схем однакові.

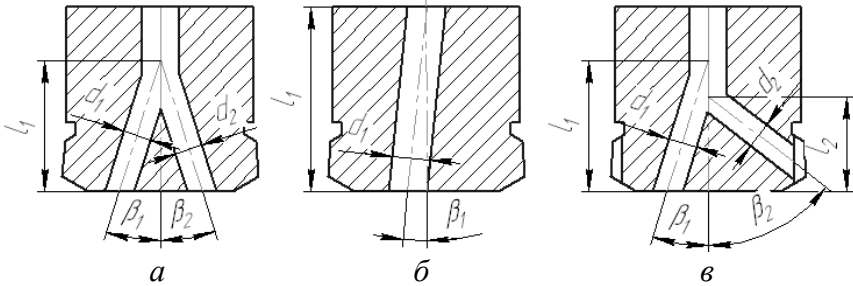


Рис 3.12. Геометричні параметри продувальних каналів: а – два осьові канали; б – один осьовий канал; в – один осьовий і один радіальний канал

Значення чинників та інтервали їх варіювання наведено в табл. 3.4.

Функція відгуку: усереднений параметр завихореності ω_0 (1.7).

Таблиця 3.4

Значення чинників та інтервали їх варіювання

Схема з двома осьовими каналами	Чинники	Рівні чинників		
		-1	0	1
	кут нахилу продувального каналу, град	15	20	25
	висота нахилу каналів, мм	50	60	70
Схема з одним осьовим каналом	кут нахилу продувального каналу, град	10	15	20
	висота нахилу каналу, мм	55	65	75

Схема з одним осьовим і одним радіальним каналами	Чинники	-1.414	-1	0	1	1.414
	кут нахилу осьового продувального каналу, град	7,93	15	20	25	32,07
	кут нахилу радіального продувального каналу, град	42,93	50	55	60	67,07
	діаметр осьового каналу, мм	2,93	10	15	20	27,07
	висота каналів, мм	35,86	50	60	70	84,14

Математичне оброблення результатів обчислень. Для побудови математичних моделей використовувалися ортогональні центральні-комполітні плани другого порядку [8, 101]. Рівняння регресії другого порядку має такий вигляд [126]

$$y = a_0 + a_1 \cdot x_1 + \dots + a_n \cdot x_n + a_{n+1} \cdot x_1^2 + \dots + a_{2n} \cdot x_n^2 + a_{2n+1} \cdot x_1 \cdot x_2 + \dots + a_k \cdot x_{n-1} \cdot x_n \quad (3.6)$$

де $a_0, a_1, \dots, a_n, a_{n+1}, \dots, a_{2n}, \dots, a_{2n+1}, \dots, a_k$ – коефіцієнти регресії; n – кількість досліджуваних чинників.

Використання таких планів дозволяє зменшити кількість дослідів та отримати досить точні математичні моделі в порівнянні з ротатабельними планами.

Основні параметри для ортогонального центральні-комполітного плану другого порядку: величина плеча зоряних точок α, β , елементи матриці c_0, c_1, c_2, c_3 , коефіцієнти перевірки значущості h_i приймалися згідно з [126].

Оцінка b_0 розраховується за формулою

$$b_0 = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N \tilde{y}^j. \quad (3.7)$$

Для a_0 маємо

$$a_0 = b_0 - \beta \sum_{i=1}^n a_{n+i}. \quad (3.8)$$

Коефіцієнти регресії рівняння обчислювалися за формулами [126]:

$$a_i = \begin{cases} c_1 \sum_{j=1}^N x_i^j \tilde{y}^j, & i = 1, \dots, n, \\ c_2 \sum_{j=1}^N [(x_{i-n}^j)^2 - \beta] \tilde{y}^j, & i = n+1, \dots, 2n, \\ c_3 \sum_{j=1}^N x_\mu^j x_\lambda^j \tilde{y}^j, & \mu, \lambda = 1, 2, \dots, n, \mu \neq \lambda, i = 2n+1, \dots, k. \end{cases} \quad (3.9)$$

Для оцінки адекватності отриманого рівняння регресії визначалася похибка обчислень за формулою (3.1).

Отримані коефіцієнти регресії перевірялися на значущість. Згідно з [126] умова значущості має вигляд

$$|a_i| > h_i \cdot \varepsilon. \quad (3.10)$$

При цьому незначущі коефіцієнти з розрахунку виключалися, коефіцієнти регресії, що залишилися, не перераховувалися, оскільки зв'язок між ними незначний.

Аналіз рівнянь регресії усередненого параметра завихореності. Результати досліджень наведено на графіках (див. рис. 3.13–3.15).

Схема з двома осьовими каналами. Слід зазначити, що кут нахилу каналів β прагне до мінімуму при прагненні функції відгуку до максимуму, що видно з графіка на рис. 3.13, тобто ця схема прагне до вигляду схеми з одним осьовим каналом.

Залежність усередненого параметра завихореності від кута нахилу каналів і висоти нахилу каналів має вигляд

$$\nu\omega = 0.1 + 0.0048 \cdot \beta + 0.0028 \cdot l - 8.7 \cdot 10^{-5} \cdot \beta^2 - 1.9 \cdot 10^{-5} \cdot l^2 - 8.9 \cdot 10^{-5} \cdot \beta \cdot l. \quad (3.11)$$

Максимальне значення $v\omega$ при $\beta = 17,7^\circ$ та $l = 64,2$ мм.

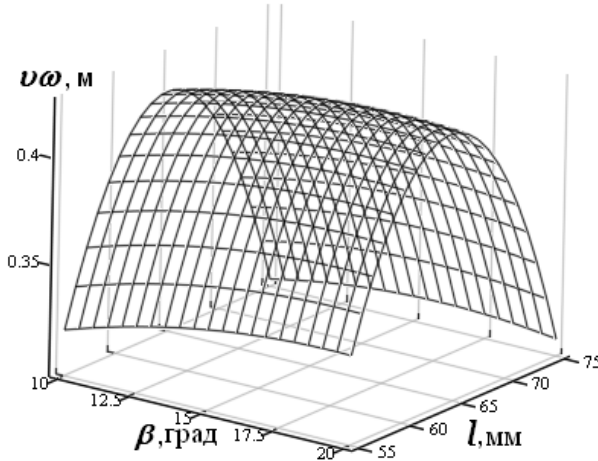


Рис. 3.13. Залежність $v\omega$ від l і β для схеми з 2 осьовими каналами

Схема з одним осьовим каналом. Найбільший вплив на величину усередненого параметра завихореності має висота каналу l . Причому вплив цього чинника на функцію відгуку є нелінійним. Вплив кута нахилу каналів β на функцію відгуку на порядок менше і також є нелінійним. Слід зазначити, що найбільш сприятливий варіант розміщення продувального каналу – по осі корпусу, перпендикулярно до вибою (рис. 3.14).

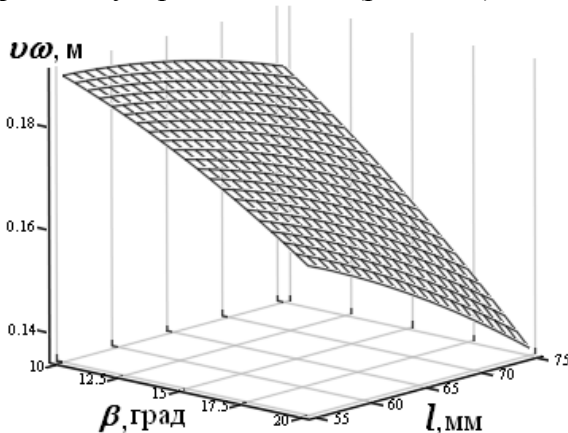


Рис. 3.14. Залежність $v\omega$ від l і β для схеми з 1 осьовим каналом

Проте для розміщення штирів, що руйнують центральну частину вибою, необхідно забезпечувати нахил цього каналу відносно осі коронки. Таким чином, згідно з отриманими результатами кут нахилу не повинен перевищувати $10^{\circ}-17^{\circ}$.

Залежність усередненого параметра завихореності від кута нахилу каналів і висоти нахилу каналів має вигляд

$$\nu\omega = -0.386 + 0.014 \cdot \beta + 0.13 \cdot l - 2.4 \cdot 10^{-4} \cdot \beta^2 - 0.001 \cdot l^2 - 7.9 \cdot 10^{-5} \cdot \beta \cdot l. \quad (3.12)$$

Максимальне значення $\nu\omega$ при $\beta = 10^{\circ}$ та $l = 55$ мм.

Схема з одним осьовим та одним радіальним каналами.

При прагненні функції відгуку до максимуму діаметр осьового каналу прагне до максимуму d_0 , відповідно діаметр радіального каналу прагне до мінімуму, що видно з графіка на рис. 3.15, тобто ця схема також прагне до вигляду схеми з одним осьовим каналом.

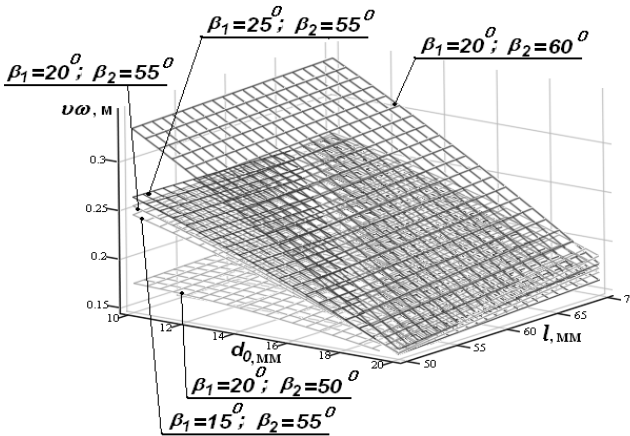


Рис. 3.15. Залежність $\nu\omega$ від β_1, β_2, d_0, l для схеми з 1 осьовим і 1 радіальним каналами

Залежність усередненого параметра завихореності від кута нахилу осьового продувального каналу, кута нахилу радіального продувального каналу, діаметра осьового каналу і висоти нахилу каналів має вигляд

$$\nu\omega = -1.56 + 0.0096 \cdot \beta_1 + 0.0031 \cdot \beta_2 + 0.008 \cdot d_o + 0.0019 \cdot l - 2.1 \cdot 10^{-4} \cdot d_o^2 - 2 \cdot 10^{-4} \cdot \beta_1 \cdot d_o - 1.16 \cdot 10^{-4} \cdot \beta_1 \cdot l - 0.0015 \cdot \beta_2 \cdot d_o + 7.8 \cdot 10^{-5} \cdot d_o \cdot l. \quad (3.13)$$

Максимальне значення $\nu\omega$ при $\beta_1 = 30^\circ$, $\beta_2 = 45^\circ$, $d_o = 20$ мм і $l = 47$ мм.

Найбільш ефективною виявилася схема з одним осьовим каналом (рис. 3.16), при цьому максимальне значення усередненого параметра завихореності більше у 1,32 рази, ніж для корпусу з одним осьовим і одним радіальним каналами, і більше у 2,22 рази, ніж для корпусу з двома осьовими каналами.

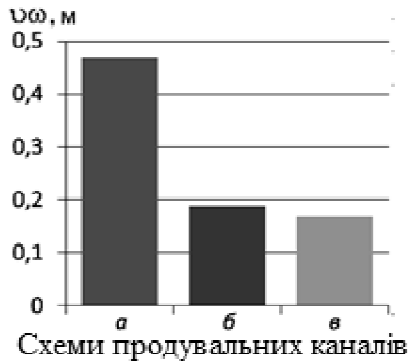


Рис. 3.16. Значення усередненого параметра завихореності $\nu\omega$ для різних схем розташування каналів: *а* – один осьовий канал; *б* – один осьовий і один радіальний канали; *в* – два осьові канали

У результаті проведеного математичного моделювання було встановлено характер впливу і визначено геометричні параметри продувальних каналів, що дають максимальний усереднений параметр завихореності потоку стисненого повітря в привибійній зоні.

Установлено, що при декількох еквівалентних за площею продувальних каналах (схеми з двома осьовими і схеми з одним осьовим і одним радіальним каналами) в усіх випадках утворюється зона зіткнення двох потоків, в якій усереднений параметр завихореності знижується у 2,4–2,7 рази порівняно зі схемою з одним осьовим каналом.

3.4. Визначення раціональної кількості бічних пазів

Постановка завдання. За допомогою комп'ютерної моделі визначити кількість бічних пазів, що дають максимальний усереднений параметр завихореності потоку стисненого повітря в привибійній зоні для корпусу з одним осьовим продувальним каналом. Форма пазів, їх загальна площа, діаметр і схема продувальних каналів для усіх досліджуваних схем однакові.

Варійовані чинники: кількість пазів n (див. рис. 3.17); форма пазів (напівкруглі, трикутні, трапецеїдальні).

Функція відгуку: усереднений параметр завихореності $\omega\omega$ (1.7).

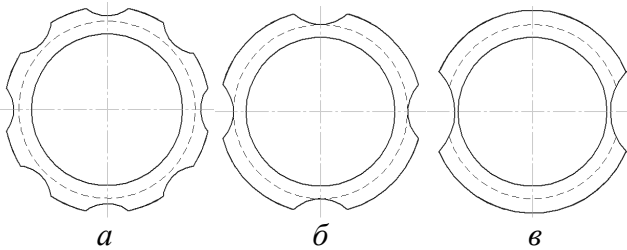


Рис. 3.17. Кількість пазів

Аналіз результатів моделювання. У результаті проведених досліджень встановлено, що з точки зору максимізації усередненого параметра завихореності найбільш ефективним є корпус коронки з максимальною кількістю пазів та їх мінімальною площею (рис. 3.18).

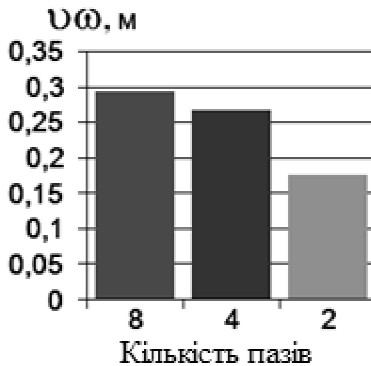


Рис. 3.18. Залежність усередненого параметра завихореності $\omega\omega$ від числа пазів n : a – 8 пазів; b – 4 пази; v – 2 пази

Величина усередненого параметра завихореності зменшується для схеми з 2 пазами у середньому на 19,3%, а для схеми з 4 пазами у середньому на 8,6% у порівнянні зі схемою з 8 пазами.

3.5. Дослідження торцевих пазів і визначення їх раціональних параметрів

Постановка завдання. За допомогою комп'ютерної моделі визначити вплив геометричних параметрів торцевих пазів, пов'язаних з продувальними каналами і бічними пазами, на усереднений параметр завихореності потоку стисненого повітря в привибійній зоні.

Варійовані чинники:

- для схеми з двома осьовими каналами (див. рис. 3.19, а): радіус торцевого паза R_K ; глибина торцевого паза l_h ;
- для схеми з одним осьовим каналом (див. рис. 3.19, б): глибина торцевого паза l_h ; кут нахилу центрального каналу α ; кут нахилу торцевого паза φ ;
- для схеми з одним осьовим та одним радіальним каналами (див. рис. 3.19, в): радіус торцевого паза R_K ; глибина торцевого паза l_h ;
- торцеві пази, пов'язані з бічними пазами (див. рис. 3.19, г): радіус торцевого паза R_p ; відстань від центру до паза l_c ; кут нахилу торцевого паза φ .

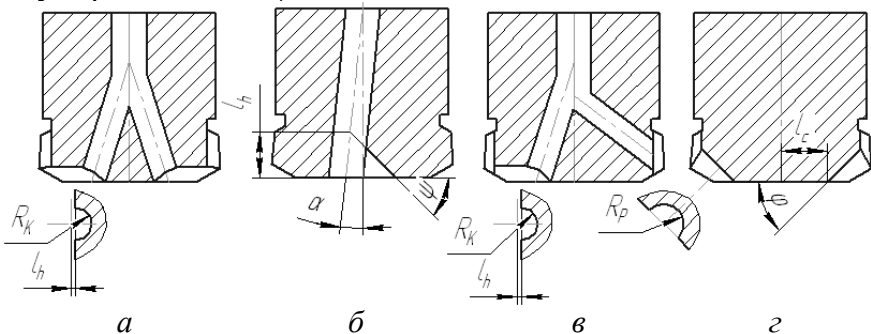


Рис. 3.19. Параметри торцевих пазів: а – для схеми з двома осьовими продувальними каналами; б – для схеми з одним осьовим продувальним каналом; в – для схеми з одним осьовим одним радіальним продувальним каналом; г – торцеві пази, пов'язані з бічними пазами

Функція відгуку: усереднений параметр завихореності $\omega\omega$ (1.7).

Форма пазів для усіх досліджуваних схем напівкругла. Значення чинників та інтервали їх варіювання наведено в табл. 3.6.

Таблиця 3.6

Значення чинників та інтервали їх варіювання

Схема	Чинники	Рівні чинників				
		-1	0	1		
Схема з двома осьовими каналами	радіус торцевого паза R_K , мм	6	7,5	9		
	глибина торцевого паза l_b , мм	0	2	4		
Схема з одним осьовим каналом	Чинники	-1.125	-1	0	1	1.125
	глибина торцевого паза l_b , мм	1.5	2	6	10	11.5
	кут нахилу центрального каналу α , град.	3.75	5	15	20	21.25
	кут нахилу торцевого паза φ	28.125	30	45	60	61.875
Схема з одним осьовим і одним радіальним каналами	Чинники	-1	0	1		
	радіус торцевого паза R_K , мм	6	7,5	9		
	глибина торцевого паза l_b , мм	0	2	4		
Збільшені пази для вивесення шламу		-1.125	-1	0	1	1.125
	радіус торцевого паза R_p , мм	14	15	20	25	26
	відстань від центру до паза l_C , мм	24	25	30	35	36
	кут нахилу торцевого паза φ	49	50	60	70	71

Математичне оброблення результатів обчислень. Для побудови математичних моделей використовувалися рівняння регресії другого порядку. Коефіцієнти регресії рівняння визначалися згідно з (3.7, 3.8 і 3.9), отримані коефіцієнти регресії перевірялися на значущість за умовою (3.10).

Аналіз рівнянь регресії усередненого параметра завихореності. Результати досліджень наведено на графіках (див. рис. 3.20–3.22).

Схема з двома осьовими каналами і схема з одним осьовим і одним радіальним каналами.

Отримана залежність для схеми з двома осьовими каналами, схема з одним осьовим і одним радіальним каналами має вигляд

$$\nu\omega = 0.47 - 0.0031 \cdot l_h - 0.091 \cdot R_K + 0.0025 \cdot l_h^2 + 0.0062 \cdot R_K^2 - 9.3 \cdot 10^{-4} \cdot l_h \cdot R_K. \quad (3.14)$$

Максимальне значення $\nu\omega$ при $l_h = 0, R_K = 9$ мм.

При прагненні функції відгуку до максимуму радіус торцевого паза R_K прагне до максимуму, а величина l_h – до мінімуму.

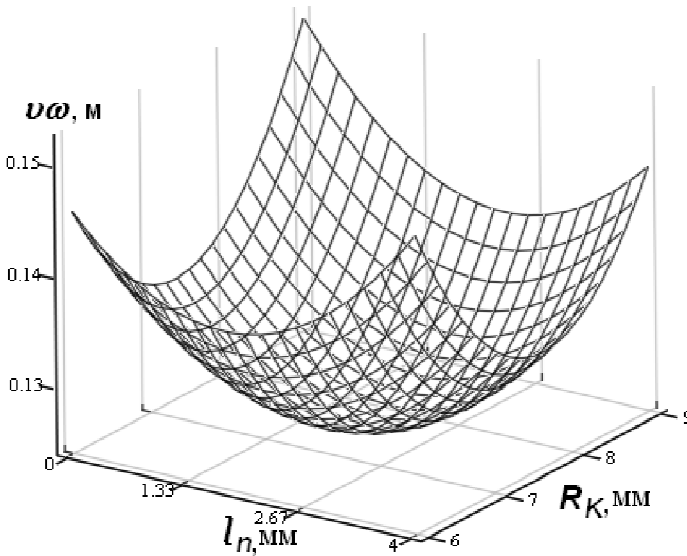


Рис. 3.20. Залежність усередненого параметра завихореності $\nu\omega$ від глибини торцевого паза l_h і його радіуса R_K для схем з двома осьовими каналами та і з одним осьовим й одним радіальним каналами і торцевими пазами

Схема з одним осьовим каналом. Отримана залежність для схеми з одним осьовим каналом має вигляд

$$\begin{aligned} \nu\omega = & -1.067 - 0.0096 \cdot \alpha + 0.05 \cdot \varphi + 0.0174 \cdot l_h - \\ & - 3.04 \cdot 10^{-4} \cdot \alpha^2 - 5.47 \cdot 10^{-4} \cdot \varphi^2 - 9.8 \cdot 10^{-4} \cdot l_h^2 - \\ & - 1.33 \cdot 10^{-5} \cdot \alpha \cdot \varphi - 5.5 \cdot 10^{-5} \cdot \alpha \cdot l_h - 9.68 \cdot 10^{-5} \cdot \varphi \cdot l_h. \end{aligned} \quad (3.15)$$

Максимальне значення $\nu\omega$ при $\alpha = 14,9^\circ$, $\varphi = 45,1^\circ$, $l_h = 6,6$ мм.

Найбільший вплив на усереднений параметр завихореності має кут нахилу осевого каналу. Другим за значущістю параметром є кут нахилу торцевого паза. Найменшу значущість має глибина паза. Вплив усіх розглянутих чинників на функцію відгуку є нелінійним.

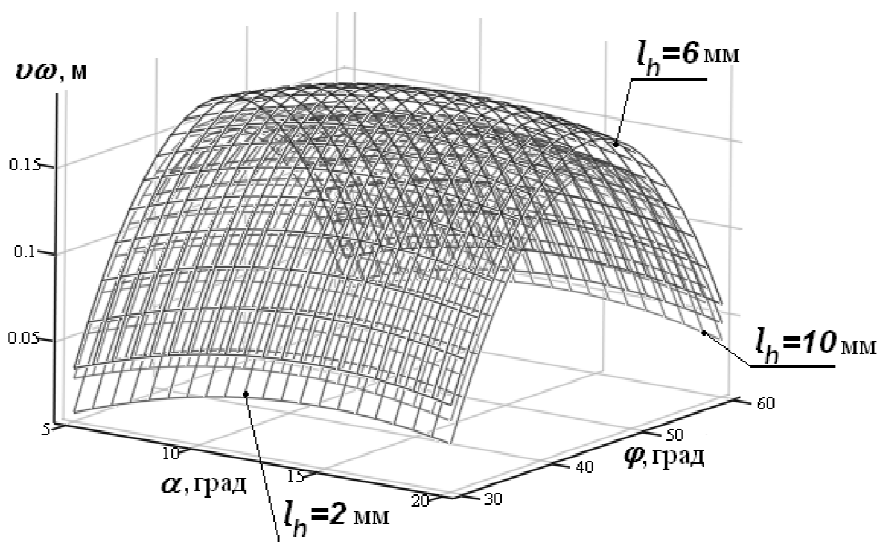


Рис. 3.21. Залежність усередненого параметра завихореності $\nu\omega$ від кута нахилу центрального каналу α кута нахилу торцевого паза φ і його глибини l_h для схеми з одним осевим каналом і торцевими пазами

Торцеві пази, пов'язані з бічними пазми. Отримана залежність для збільшених пазів для винесення шламу має вигляд

$$\begin{aligned}
 \nu\omega = & -0.82 - 0.015 \cdot \varphi + 0.06 \cdot R_p + 0.082 \cdot l_c + \\
 & + 7.2 \cdot 10^{-5} \cdot \varphi^2 - 0.0012 \cdot R_p^2 - 0.0013 \cdot l_c^2 + \\
 & + 1.7 \cdot 10^{-4} \cdot \varphi \cdot R_p + 1.44 \cdot 10^{-4} \cdot \varphi \cdot l_c - 0.0012 \cdot R_p \cdot l_c.
 \end{aligned}
 \tag{3.16}$$

Максимальне значення $R_p = 14,5$ мм, $\varphi = 59,2^\circ$, $l_c = 28,2$ мм.

Найбільший вплив на усереднений параметр завихореності має радіус збільшеного паза. Другим за значимістю параметром є відстань від осі коронки до паза. Найменшу значущість має кут нахилу збільшеного паза. Вплив усіх розглянутих чинників на функцію відгуку є нелінійним.

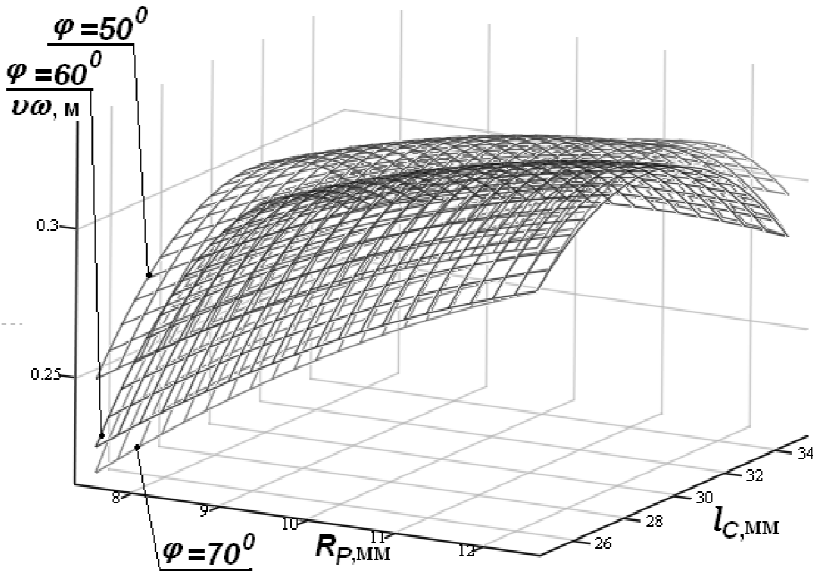


Рис. 3.22. Залежність усередненого параметра завихореності $\nu\omega$ від параметрів торцевого паза, пов'язаного з бічними пазами: кута нахилу паза φ , відстані від осі коронки до паза l_c і радіуса паза R_p для схеми з одним осьовим каналом

Виходячи з отриманих рівнянь, в усіх розглянутих випадках торцеві пази зменшують значення усередненого параметра завихореності у 1,2–1,7 рази у порівнянні з корпусом без торцевих пазів. Проте, незважаючи на це, вони знижують завихореність потоків стисненого повітря у 1,2–1,3 рази і зменшують шлях, що

проходить частка шламу до пазів. Тому остаточне рішення відносно доцільності застосування торцевих пазів на робочій поверхні коронки можна прийняти тільки після проведення експериментальних досліджень.

Установлено, що торцевий паз на робочій поверхні штирової коронки з одним продувальним каналом (рис. 3.20, б) має бути нахилений до осі коронки під гострим кутом ψ , який знижує завихореність потоку в привибійній зоні у 1,2 рази у порівнянні зі схемами з двома осьовими каналами (рис. 3.20, а) і одним осьовим та одним радіальним каналами (рис. 3.20, в) при перпендикулярному розташуванні торцевого паза, при цьому величина кута нахилу паза лінійно залежить від кута нахилу продувального каналу, а глибина паза лінійно залежить від діаметра продувального каналу.

На основі отриманих рівнянь регресії встановлено, що радіус торцевого паза для схеми з одним осьовим каналом повинен дорівнювати радіусу центрального каналу. При цьому кут нахилу $\varphi_{ДП}$ і глибина торцевого паза $l_{ДП}$ приймаються за умови забезпечення максимальної усередненої швидкості

$$\varphi_{ДП} = 45 - 0.012 \cdot \alpha_{КАН}, \text{ град}; \quad (3.17)$$

$$l_{ДП} = 6.6 + 6 \cdot 10^{-4} \cdot D_{КАН}, \text{ мм}, \quad (3.18)$$

де $\alpha_{КАН}$ – кут нахилу продувального каналу, град; $D_{КАН}$ – діаметр продувального каналу.

4. Експериментальні дослідження впливу конструктивних параметрів корпусу коронки на відносне винесення шламу

4.1. Завдання експериментальних досліджень

У ході експериментальних досліджень необхідно:

- визначити схему розташування продувальних каналів у корпусі коронки і форму бічних пазів, що дають найбільше відносне винесення шламу. При цьому визначаються інтервали варіювання досліджуваних чинників, визначаються емпіричні залежності між варійованими чинниками і відносним винесенням шламу, встановлюється характер і міра впливу кожного з чинників на відносне винесення шламу, визначаються оптимальні значення досліджуваних параметрів;
- визначити вплив торцевих пазів на робочій поверхні коронки на відносне винесення шламу;
- підтвердити й уточнити результати і висновки аналітичних досліджень.

4.2. Стенд, вимірювальна і реєструвальна апаратура

Для вивчення впливу конструкції коронки на процес винесення шламу було розроблено і виготовлено спеціальну експериментальну установку, що дозволила моделювати вибійні умови. Вона складається зі стенду, компресора, джерела постійного і змінного струму та контрольно-вимірювальної апаратури.

Стенд (рис. 4.1) складається з трьох труб, вкладених одна в іншу – «свердловини» 1, «пневмоударника» 2 і патрубку 3, що імітує вихлопний отвір на поршні-ударнику, яким подається стиснене повітря на вибій.

Труба, яка імітує свердловину, має внутрішній діаметр 105 мм і довжину 300 мм, виготовлена з органічного скла, що дає можливість проводити візуальні спостереження. На кінці труби є склянка 4, що імітує привибійну зону.

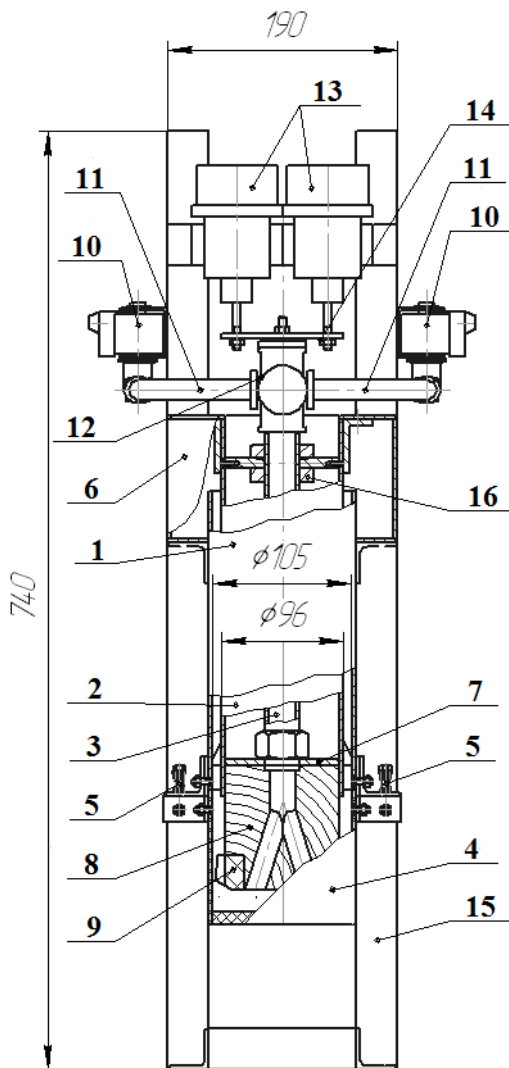


Рис. 4.1. Стенд для вивчення впливу конструкції коронки на процес винесення шламу: 1 – труба зовнішня; 2 – труба внутрішня; 3 – патрубок; 4 – склянка; 5 – затиски пружинні; 6 – приймальний бункер; 7 – пластина сполучна; 8 – макет корпусу; 9 – кільце з пазами; 10 – електричні клапани; 11 – шланги; 12 – трійник; 13 – електромагніт; 14 – тяга; 15 – рама; 16 – втулка напрямна

Для полегшення доступу до макету коронки склянку виготовлено знімною. До труби 1 склянка 4 приєднується пружинними затисками 5.

На протилежному кінці зовнішньої труби 1 змонтовано приймальний бункер 6, в якому збирається буровий шлам, винесений зі свердловини. До патрубку 3 приєднуються досліджувані макети коронок за допомогою сполучної пластини 7. Стиснене повітря подається на стенд від компресора гнучкими шлангами 11 через електроклапани 10 і трійник 12 у патрубок 3, а потім у макет коронки. Для імітації відскоку коронки після удару встановлено два електромагніти 13. За допомогою тяги 14 вони приєднані до патрубку 3. Величина відскоку регулюється тягою 14. Рухомими є рухливі тяга 14, патрубок 3 і макет коронки. Для кращого центрування патрубку 3 використовується втулка напрямна 16. Усі елементи конструкції стенда змонтовано на рамі 15.

Стенд працює так. Відповідно до плану експерименту на макеті коронки встановлюються задані параметри – встановлюється необхідний макет корпусу з продувальними каналами 8 і кільця з пазами 9. У склянку 4 засипається певна порція бурового шламу заданого гранулометричного складу. На компресорі встановлюється необхідний тиск, і стиснене повітря подається на стенд при закритих електроклапанах 10. Далі на реле часу встановлюється необхідний час експозиції. З реле часу подається сигнал на електроклапани 10, які відкриваються на заданий проміжок часу і на електромагніти 13, які піднімають патрубок 3 з макетом коронки. Стиснене повітря патрубком 3 потрапляє в макет коронки і продувальними каналами в склянку 4 зі шламом, далі – у затрубний простір, утворений трубами 1 і 2, при цьому видувачи з дна склянки 4 частинки бурового шламу. Винесений буровий шлам потрапляє в приймальний бункер 6, де й осідає. Після завершення встановленого проміжку часу електроклапани 10 перекидаються, а електромагніти 13 опускають патрубок 3 і макет коронки.

Макет коронки складається з таких частин: корпусу 8 (див. рис. 4.2), кільця 9 з пазами, сполучної пластини 7, гумової прокладки і стяжних гвинтів.

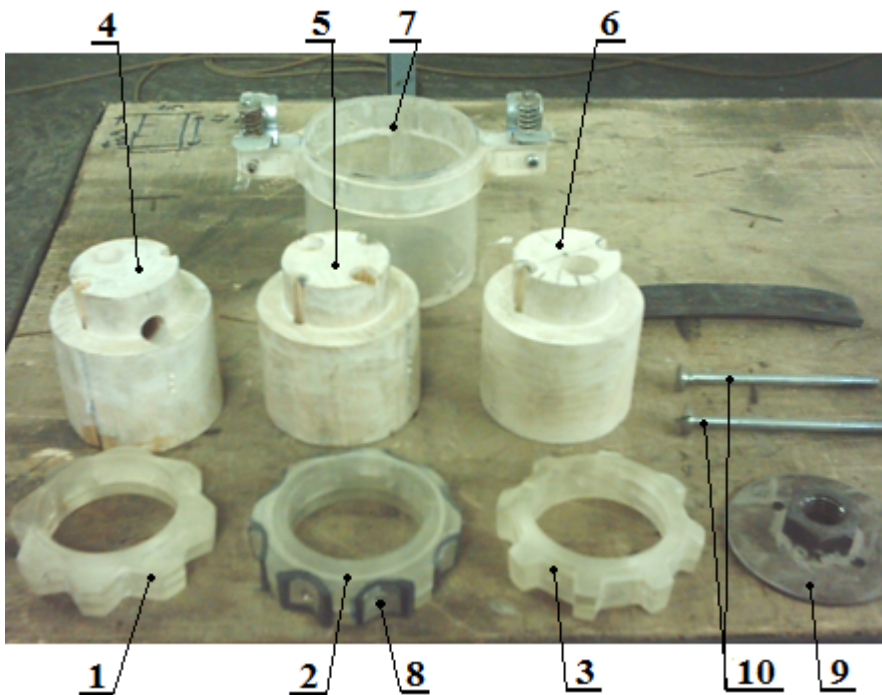


Рис. 4.2. Деталі макетів коронок: 1 – кільце з трикутними пазами; 2 – кільце з напівкруглими пазами; 3 – кільце з трапецеїдальними пазами; 4 – корпус з одним осьовим і одним радіальним каналами; 5 – корпус з двома осьовими каналами; 6 – корпус з одним осьовим каналом; 7 – склянка знімна; 8 – накладки для зміни площі бічних пазів; 9 – пластина сполучна; 10 – гвинти стяжні

Сполучною пластиною макет кріпиться на стенді. Площа пазів змінюється завдяки гумовим прокладкам, притискуваним за допомогою притискних пластин, які закріплюються шурупами.

Стенд дає можливість варіювати такі параметри:

- розташування продувальних каналів;
- форму, кількість і розташування бічних пазів;
- площу як одиничного паза, так і загальну площу всіх пазів;
- величину відскоку коронки;
- величину торцевих пазів на робочій поверхні коронки.

Для визначення маси не винесеного бурового шламу використовуються ваги з ціною поділки 0,5 г. Для завдання проміжку часу включення електроклапанів використовується реле часу з

ціною поділки 0,5 с. В експериментальній установці використовується поршневий компресор з ресивером. Максимальний вихідний тиск стисненого повітря – 0,82 МПа.

Таким чином, запропонований стенд для проведення експериментальних досліджень дозволить визначити вплив основних геометричних параметрів штирової коронки на відносне винесення шламу.

4.3. Дослідження впливу загальної площі бічних пазів і їх взаємного розташування з продувальними каналами на відносне винесення шламу

Методика проведення експериментальних досліджень.

Мета експерименту – визначення залежності впливу загальної площі бічних пазів коронки і їх взаємного розташування з продувальними каналами на відносне винесення шламу, а також перевірка результатів теоретичних досліджень.

До постійних параметрів належать: діаметр свердловини; діаметр пневмоударника; витрата очисного агента; співвідношення компонентів очисного агента; початкова швидкість очисного агента; частота ударів пневмоударника; площа продувальних каналів; гранулометричний склад шламу; напрям буріння.

Їх значення в ході лабораторних досліджень не змінюються і задаються на основі аналізу відомих наукових праць і з досвіду експлуатації.

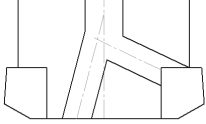
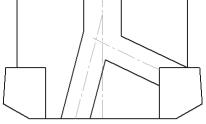
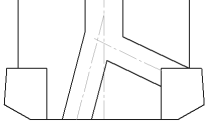
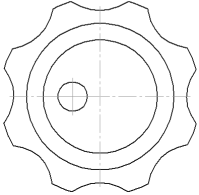
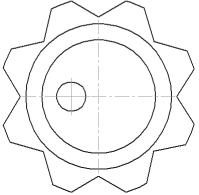
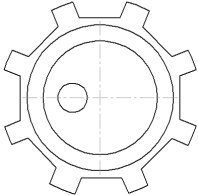

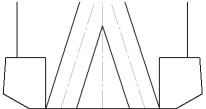

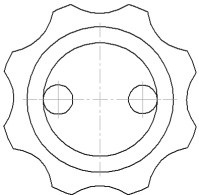
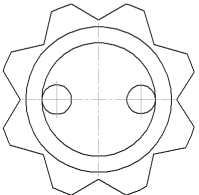
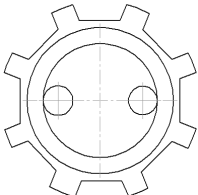
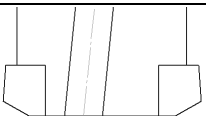
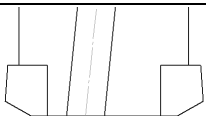
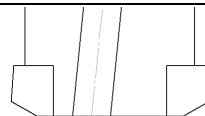
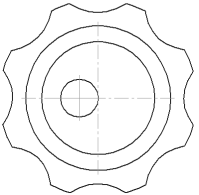
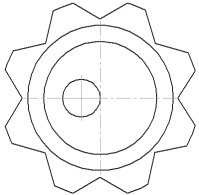
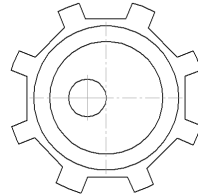
На процес винесення бурового шламу, крім усього іншого, впливає напрям буріння. Для досліджень приймається найбільш важкий випадок з точки зору винесення бурового шламу – буріння вертикально униз.

На підставі результатів проведених аналітичних досліджень корпуси з центральною виїмкою не досліджуються, оскільки така форма корпусу знижує відносне винесення шламу. Таким чином, дослідженню підлягають 9 базових корпусів коронок, наведених у табл. 4.1.

Геометричні параметри продувальних каналів, що забезпечують максимальну інтегровану швидкість потоку в досліджуваних моделях, наведено на рис. 4.3.

Таблиця 4.1

Досліджувані корпуси коронок

Схема каналів	Схема 1	Схема 2	Схема 3
Корпус з 1 осьовим і 1 радіальним каналом			
			
Форма пазів	напівкруглі	трикутні	трапецеїдальні
	Схема 4	Схема 5	Схема 6
Корпус з 2 осьовими каналами			
			
Форма пазів	напівкруглі	трикутні	трапецеїдальні
	Схема 7	Схема 8	Схема 9
Корпус з 1 осьовим каналом			
			
Форма пазів	напівкруглі	трикутні	трапецеїдальні

Варійовані чинники:

- для схем 1, 2, 3, (див. табл.4.3): сумарна площа бічних пазів; щільність породи; відскік коронки;
- для схем 4, 5, 6, 7, 8 і 9 (див. табл.4.3): сумарна площа бічних пазів; взаємне розташування пазів і каналів; щільність породи; відскік коронки.

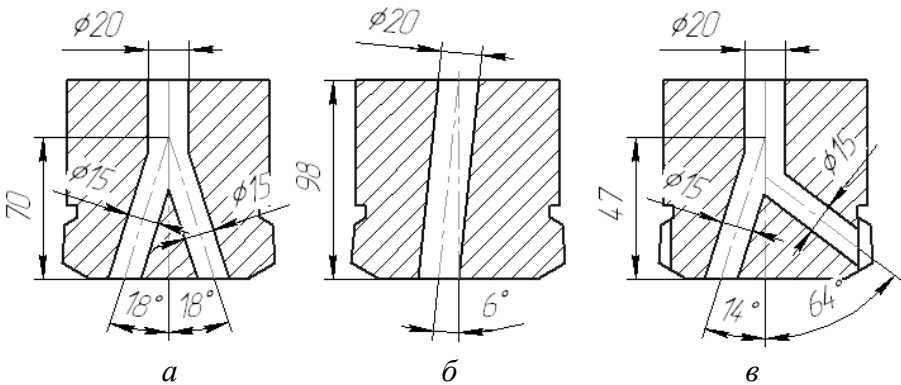


Рис. 4.3. Геометричні параметри продувальних каналів: *а* – два осьові канали; *б* – один осьовий канал; *в* – один осьовий і один радіальний канал

Указані варійовані чинники є незалежними. Значення й діапазони варіювання для досліджуваних параметрів встановлюються на основі аналізу опублікованих наукових праць і попередніх теоретичних та експериментальних досліджень.

У ході проведення експерименту варійовані чинники, що підлягають дослідженню, уточнюються або виключаються залежно від характеру і міри їх впливу на параметри оптимізації.

Функція відгуку: відносне винесення шламу U_B (1.8).

Задля отримання апріорної інформації про область оптимальних значень досліджуваних чинників до виконання досліджень з кожною з базових схем проводиться невелика група попередніх дослідів. З урахуванням результатів цих дослідів обираються рівні та інтервали варіювання чинників. Крім того, у ході попередніх досліджень проводиться перевірка впливу розташування бічних пазів по периметру коронки на функцію відгуку. Перевіряються три корпуси – з вісьмома пазами, з чотирма пазами і з двома пазами.

На підставі результатів попередніх досліджень корпус з чотирма і корпус з двома пазами далі не досліджуються, оскільки таке розташування пазів сприяє зниженню відносного винесення шламу.

У ході попередніх досліджень проводиться перевірка впливу штирів, розташованих на робочій поверхні коронки, і водоповітряної суміші на відносне винесення шламу.

Дані попередніх дослідів дозволяють виключити планування першого порядку і відразу перейти до досліджень за планами другого порядку [8, 67].

Як плани другого порядку застосовуються ортогональні центральньо-комполітні плани (3.6), що дозволяють зменшити кількість дослідів і отримати досить точні математичні моделі в порівнянні з ротатабельними планами [126].

Рівняння регресії для трьох чинників

$$Y = a_0 + a_1 \cdot x_1 + a_2 \cdot x_2 + a_3 \cdot x_3 + a_{11} \cdot x_1^2 + a_{22} \cdot x_2^2 + a_{33} \cdot x_3^2 + a_{12} \cdot x_1 \cdot x_2 + a_{13} \cdot x_1 \cdot x_3 + a_{23} \cdot x_2 \cdot x_3. \quad (4.1)$$

Рівняння регресії для чотирьох чинників

$$Y = a_0 + a_1 \cdot x_1 + a_2 \cdot x_2 + a_3 \cdot x_3 + a_4 \cdot x_4 + a_{11} \cdot x_1^2 + a_{22} \cdot x_2^2 + a_{33} \cdot x_3^2 + a_{44} \cdot x_4^2 + a_{12} \cdot x_1 \cdot x_2 + a_{13} \cdot x_1 \cdot x_3 + a_{14} \cdot x_1 \cdot x_4 + a_{23} \cdot x_2 \cdot x_3 + a_{24} \cdot x_2 \cdot x_4 + a_{34} \cdot x_3 \cdot x_4. \quad (4.2)$$

Кількість паралельних дослідів у подальших дослідженнях визначалася на підставі результатів попередніх експериментів [8, 32, 88]

$$m \geq \frac{Z_\alpha^2}{q_v^2}, \quad (4.3)$$

де Z_α – нормована функція Лапласа, що приймається за значенням рівня надійності; q_v – гранична похибка оцінки досліджуваного параметра

$$q_v = \frac{\Delta V}{\sigma}, \quad (4.4)$$

де ΔV – верхня межа похибки у визначенні істинного значення за середньою величиною вибірки; σ – середнє квадратичне відхилення.

Для виконання обчислень за формулами (4.3), (4.4) використовуються дані попередніх дослідів.

Для досліджень схем 1, 2, 3 (див. табл.4.1) з трьома варійованими чинниками застосовувалися ортогональні центрально-комполітні плани. Основні параметри для трифакторного ортогонального центрально-комполітного плану другого порядку згідно [126]: число дубльованих дослідів ядра плану - 2^3 ; загальне число дубльованих дослідів $N = 15$; величина плеча зоряних точок $\alpha = 1,215$; $\beta = 0,73$; елементи матриці C : $c_0 = 0,0667$; $c_1 = 0,0913$; $c_2 = 0,2298$; $c_3 = 0,1250$.

При дослідженні схем 4, 5, 6, 7, 8 і 9 (див. табл.4.1) з чотирма варійованими чинниками також застосовувалися ортогональні центрально-комполітні плани. Основні параметри для чотирифакторного ортогонального центрально-комполітного плану другого порядку згідно з [126]: число дубльованих дослідів ядра плану – 2^4 ; загальне число дубльованих дослідів $N=25$; величина плеча зоряних точок $\alpha = 1,414$; $\beta = 0,8$; елементи матриці C : $c_0 = 0,04$; $c_1 = 0,05$; $c_2 = 0,125$; $c_3 = 0,0625$.

Значення постійних параметрів. Тиск стисненого повітря, що подається на модель вибою, відповідав робочому тиску в шахтній мережі – 0,5 МПа.

Гранулометричний склад шламу добивався, виходячи з результатів досліджень [61, 127] так, щоб забезпечити присутність усіх фракцій. При проведенні дослідів був прийнятий такий гранулометричний склад, однаковий для усіх схем:

Фракція, мм	0÷0,355	0,355÷0,9	0,9÷2	2÷3,57	3,57÷4,37
Вміст, %	20	18,57	32,85	15,3	13,28

Маса порції бурового шламу, що завантажувалася для проведення одного дослідів, обчислювалася, виходячи з того, що коронка має 16 штирів діаметром 12 мм і занурення коронки за

один удар становить 2 мм. За щільність породи бралася щільність краско-мартитових руд $3,15 \text{ г/см}^3$. Таким чином, було отримано орієнтовне значення маси породи, що відбивається за один удар – 10 г.

Було прийнято такий порядок виконання дослідів:

1. На стенді згідно з матрицею планування встановлюються значення досліджуваних чинників одного з дослідів.

2. Тиск стисненого повітря в ресивері компресора доводиться до необхідного значення. На реле часу встановлюється необхідний період експозиції.

3. Стиснене повітря подається на стенд. З реле часу подається сигнал на електроклапани, які відкриваються на проміжок часу, рівний ударному циклу занурного пневмоударника П–105. Стиснене повітря подається на вибій і виносить буровий шлам.

4. Фіксується маса бурового шламу, що залишився, за допомогою ваг, і за формулою (1.8) визначається відносне винесення шламу.

5. Згідно з п.п. 1–4 проводяться усі досліді, передбачені планом експерименту.

6. Згідно з п.п. 1–5 проводяться паралельні досліді (дублювання дослідів).

Після проведення дослідів здійснюється математичне оброблення результатів вимірів, будуються графічні залежності, що полегшують процес аналізу результатів експериментів.

Оброблення результатів вимірів проводилося з використанням методів математичної статистики.

Після проведення досліджень згідно з матрицею планування проводиться перевірка дослідів на рівноточність.

Для перевірки результатів дослідів на рівноточність застосовувався критерій Кохрана [9, 88, 107]

$$G_{обч} = \frac{\sigma_{\max}^2}{\sigma_{i\Sigma}^2}, \quad (4.5)$$

де σ_{\max}^2 – максимальне значення дисперсії з усіх дослідів; $\sigma_{i\Sigma}^2$ – дисперсія паралельних дослідів.

$$\sigma_{\Sigma}^2 = \frac{\sum_{j=1}^m (y_{ij} - \bar{y}_i)^2}{m-1}, \quad (4.6)$$

де $\bar{y}_i = \frac{\sum_{j=1}^m y_{ij}}{m}$ – середнє значення досліджуваного параметра; j – порядковий номер досліду; m та i – кількість і порядковий номер паралельного досліду.

Після цього для вибраного $q\%$ -ного рівня значущості, а також відповідних значень N і $m-1$ у таблицях знаходяться $G_{табл}$ [107] і порівнюються з $G_{обч}$. Якщо $G_{табл} > G_{обч}$, то досліди вважаються рівноточними. Якщо $G_{табл} < G_{обч}$, то досліди вважаються нерівноточними. В останньому випадку число дослідів збільшувалося й експеримент з найбільшою дисперсією повторювався.

Далі обчислюються коефіцієнти регресії рівняння і дисперсії, що характеризують помилку в їх визначенні. Для цього використовуються формули (3.7).

Оцінка b_0 розраховується за формулою (3.8). Коефіцієнт a_0 визначається за формулою (3.9).

Отримані коефіцієнти регресії перевіряються на значущість за умовою (3.10). При цьому незначущі коефіцієнти з розрахунку виключалися, а коефіцієнти регресії, що залишилися, не перераховувалися, оскільки зв'язок між ними незначний.

Адекватність отриманого рівняння регресії оцінювалася за F -критерієм Фішера (2.35).

Для обраного рівня значущості ($q = 5\%$) з [126] за кількістю чинників знаходиться $F_{табл}$. Якщо $F_{обч} < F_{табл}$, то приймається припущення про адекватний опис результатів експерименту отриманим рівнянням.

З [126] за кількістю чинників і кількістю дублюючих дослідів знаходимо значення величин h_i , далі коефіцієнти перевіряються на значущість. Незначущі коефіцієнти з розрахунку виключаються, а коефіцієнти регресії, що залишилися, не перераховуються, оскільки зв'язок між ними несуттєвий.

Далі проводиться аналіз отриманих рівнянь регресії. Будуються графічні залежності, за допомогою яких аналізуються досліджувані процеси. За величиною коефіцієнта регресії визначається міра впливу кожного чинника або взаємодії чинників на досліджуваний параметр.

Результати досліджень і аналіз отриманих даних

Попередні дослідження. Для кожної з досліджуваних схем проводилася серія попередніх дослідів задля визначення області варіювання досліджуваних чинників, а також уточнювалися величини деяких постійних параметрів.

Вплив форми бічних пазів і схеми розташування продувальних каналів на питоме винесення шламу наведено на рис. 4.4, 4.5, 4.6.

З представлених графіків видно, що форма пазів в основному визначає положення максимуму, а схема продувальних каналів визначає величину максимуму функції відгуку.

На рис 4.6. наведено показники винесення шламу по фракціях. Згідно з цією діаграмою частки шламу розміром до 1 мм виносяться досить не погано, частки до розміром 1–2 мм виносяться обмежено, частки розміром понад 2 мм практично не виносяться з привибійної зони і залишаються там на подрібнення.

Слід зазначити, що зроблений прогноз при розрахунку пневмотранспортування бурового шламу (див. п. 2.2) підтвердився: від 50% до 82% маси бурового шламу, що утворився при одному ударі коронки, залишаються в привибійній зоні.

Також підтверджується ефективність схеми з одним осьовим каналом.

У ході попередніх досліджень було проведено перевірку впливу тиску очисного агента на положення максимуму функції $Y_e(F_{\Sigma})$. Результати дослідження для схеми 1 коронки наведено на графіку (див. рис. 4.8).

З графіка видно, що величина тиску практично не впливає на положення максимуму функції. Дрейф екстремуму функції становить 1,2–2,4%.

Це пов'язано з тим, що положення максимуму визначається співвідношенням величини часток шламу і площі поперечного перерізу бічного паза.

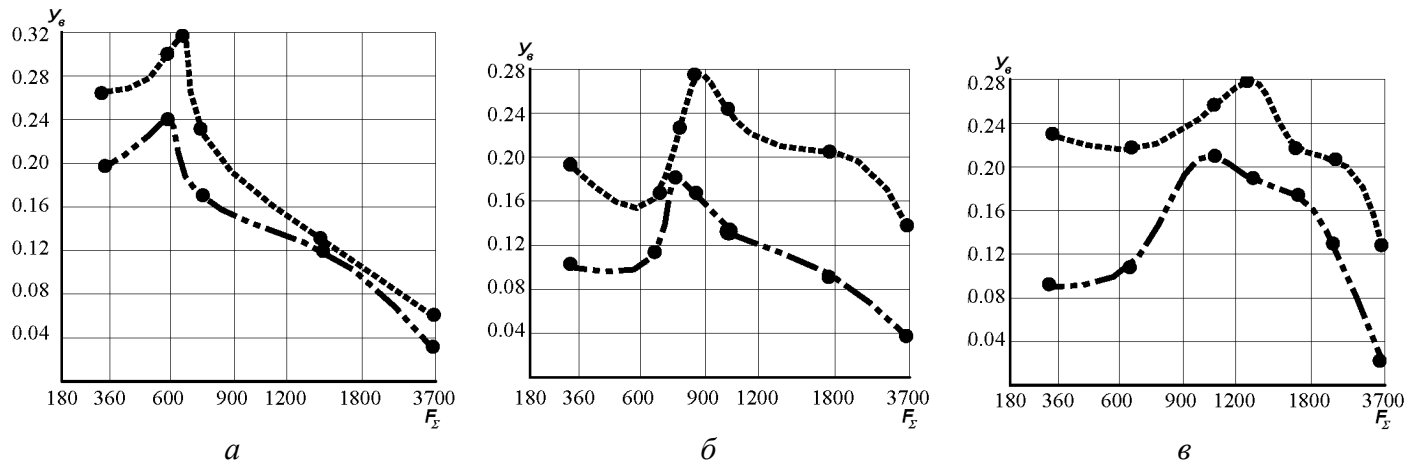


Рис. 4.4. Результати попередніх досліджень для схем з одним осьовим і одним радіальним продувальними каналами: *a* – схема з напівкруглими бічними пазами; *б* – схема з трикутними бічними пазами; *в* – схема з трапецієдальними бічними пазами;

----- – нижня границя варійованих чинників (-1);

- . - . - . - – верхня границя варійованих чинників (+1)

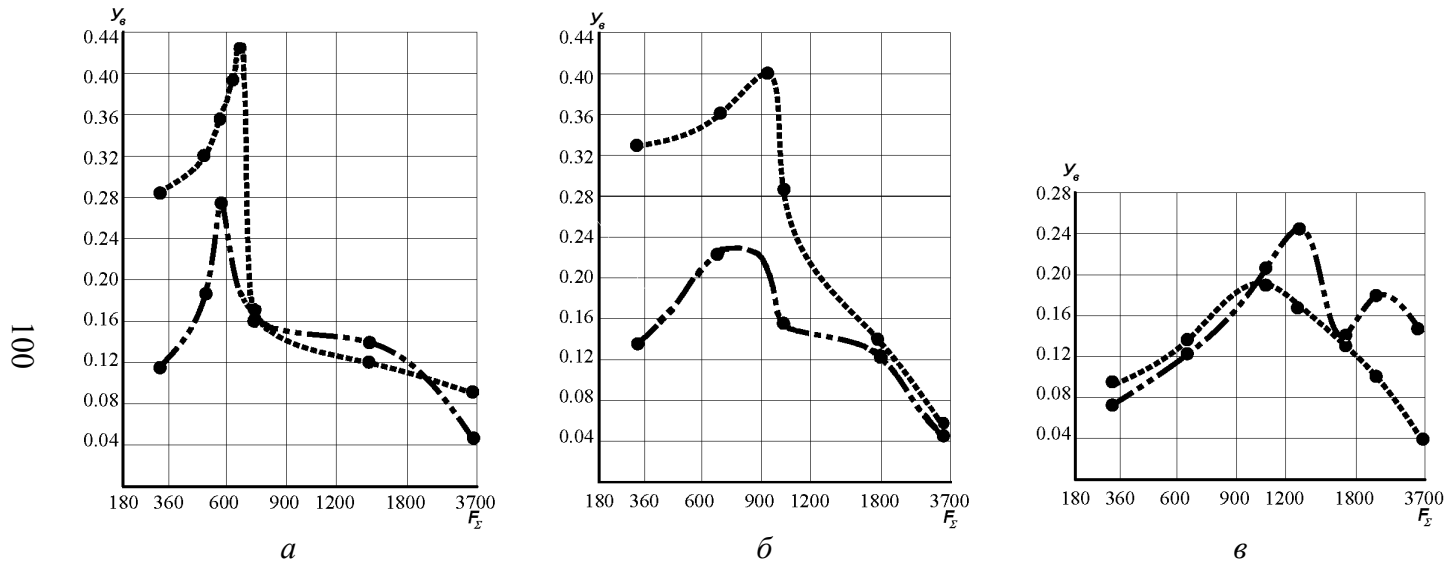


Рис. 4.5. Результати попередніх досліджень для схем з двома осьовими каналами: *a* – схема з напівкруглими бічними пазами; *б* – схема з трикутними бічними пазами; *в* – схема з трапецеїдальними бічними пазами;
 - - - - - – нижня границя варійованих чинників (-1);
 - · - - - - – верхня границя варійованих чинників (+1)

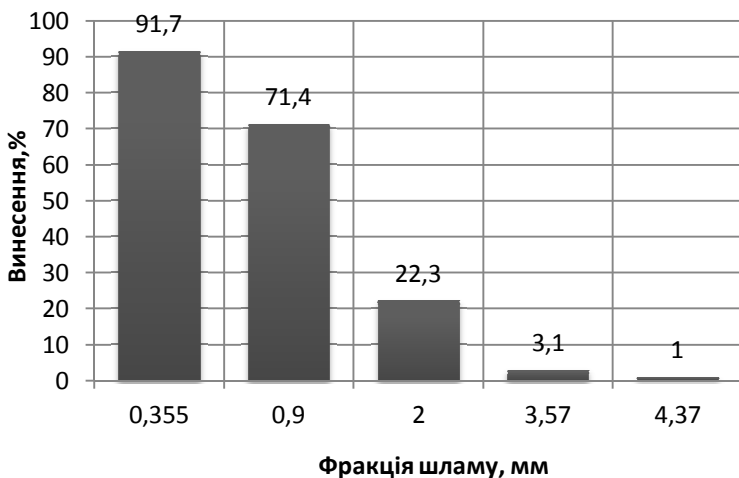


Рис. 4.7. Винесення шламу по фракціях

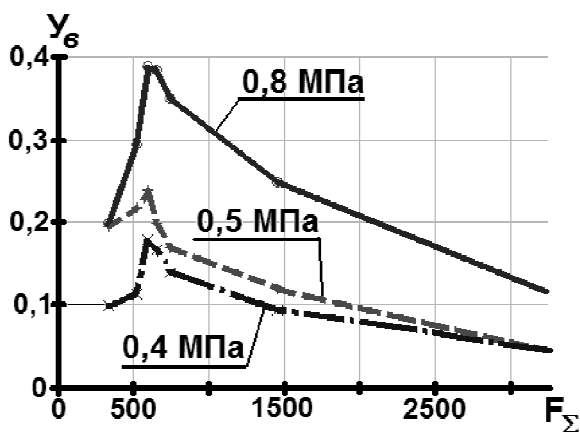


Рис. 4.8. Вплив тиску очисного агента на положення максимуму функції $Y_e(F_\Sigma)$

У реальних умовах при бурінні занурними пневмоударниками застосовується водо-повітряна суміш для пилоподавлення, проте використання такої суміші знижує потужність ударної машини [129]. У ході попередніх досліджень було перевірено вплив очисного агента на відносне винесення шламу. Результати досліджень наведено на графіках (див. рис. 4.9, 4.10, 4.11).

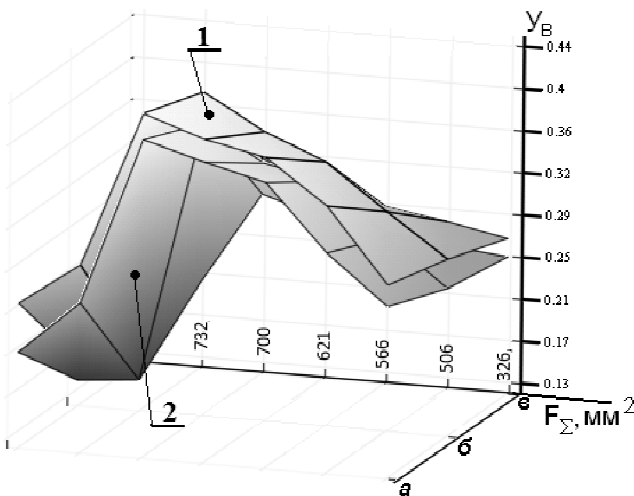


Рис. 4.9. Вплив складу очисного агента на відносьне винесення шламу для схем з напівкруглими пазами: *a* – один осьовий канал; *б* – два осьові канали; *в* – один осьовий і один радіальний канали: 1 – продування стисненим повітрям; 2 – продування водо-повітряною сумішшю

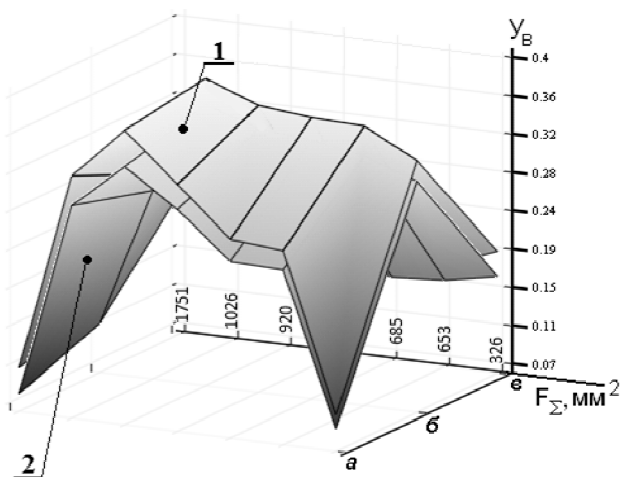


Рис. 4.10. Вплив складу очисного агента на відносьне винесення шламу для схем з трикутними пазами: *a* – один осьовий канал; *б* – два осьові канали; *в* – один осьовий і один радіальний канали: 1 – продування стисненим повітрям; 2 – продування водо-повітряною сумішшю

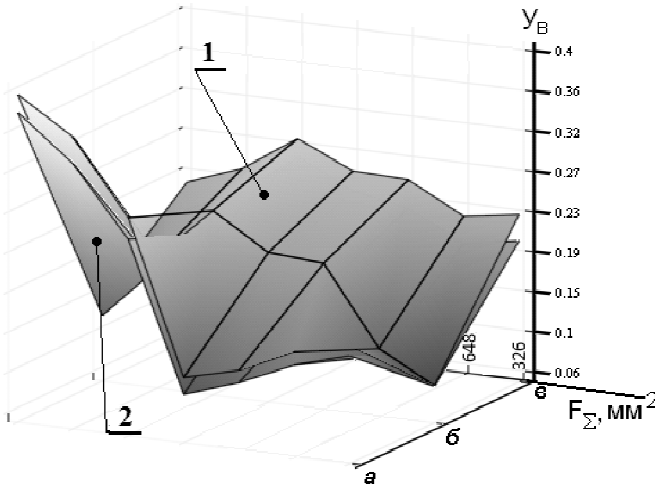


Рис. 4.11. Вплив складу очисного агента на відносне винесення шламу для схем з трапецеїдальними пазами: *a* – один осьовий канал; *b* – два осьові канали; *в* – один осьовий і один радіальний канали: *1* – продування стисненим повітрям; *2* – продування водо-повітряною сумішшю

Як видно з представлених графіків, незалежно від схеми каналів і форми бічних пазів, застосування водо-повітряної суміші знижує відносне винесення шламу в середньому на 5–25%, що підтверджується результатами, представленими в роботі [17].

Таке зниження відносного винесення шламу відбувається в результаті налипання часток бурового шламу, змочених водою, на стінки свердловини.

У ході попередніх досліджень також була проведена перевірка впливу штирів на робочій поверхні коронки на відносне винесення шламу. Результати досліджень наведено на графіках (див. рис. 4.12, 4.13, 4.14), вони схожі з результатами попереднього дослідження.

Як видно з представлених графіків, незалежно від схеми каналів і форми бічних пазів, штирі рівномірно знижують відносне винесення шламу на 5–25%.

Також у ході попередніх досліджень було проведено дослідження впливу кількості бічних пазів на відносне винесення шламу. Досліджено три схеми – з вісьмома пазами (рис. 3.17, *a*); з чотирма пазами (рис. 3.17, *б*) і з двома пазами (рис. 3.17, *в*). Результати дослідження наведено на графіках (див. рис. 4.15, 4.16, 4.17).

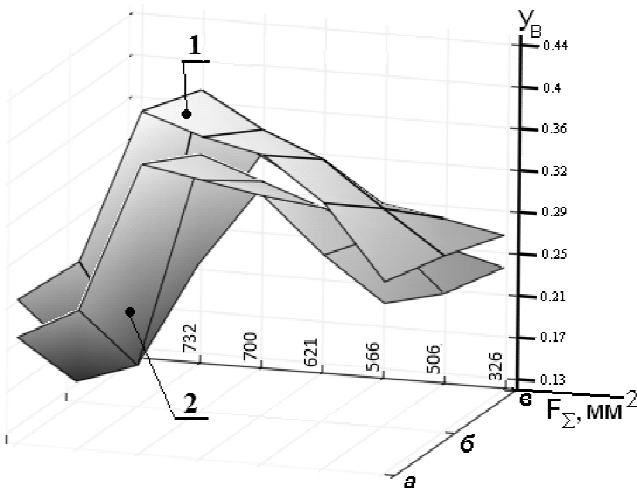


Рис. 4.12. Вплив штирів на відносне винесення шламу для схем з напівкруглими пазами: a – один осьовий канал; $б$ – два осьові канали; $в$ – один осьовий і один радіальний канали: 1 – макет без штирів; 2 – макет зі штирями

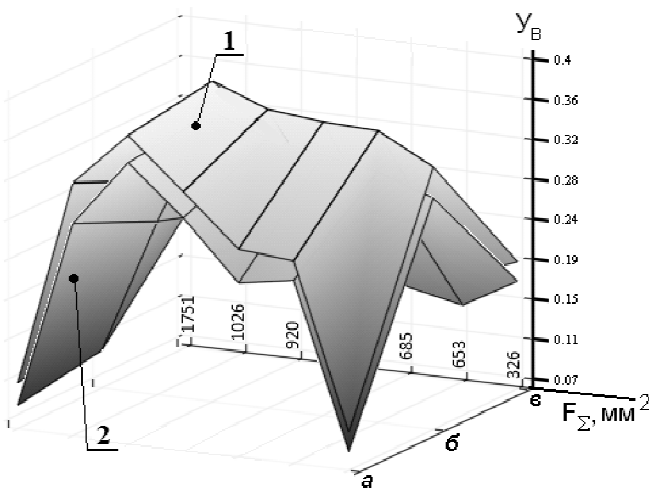


Рис. 4.13. Вплив штирів на відносне винесення шламу для схем з трикутними пазами: a – один осьовий канал; $б$ – два осьові канали; $в$ – один осьовий і один радіальний канали: 1 – макет без штирів; 2 – макет зі штирями

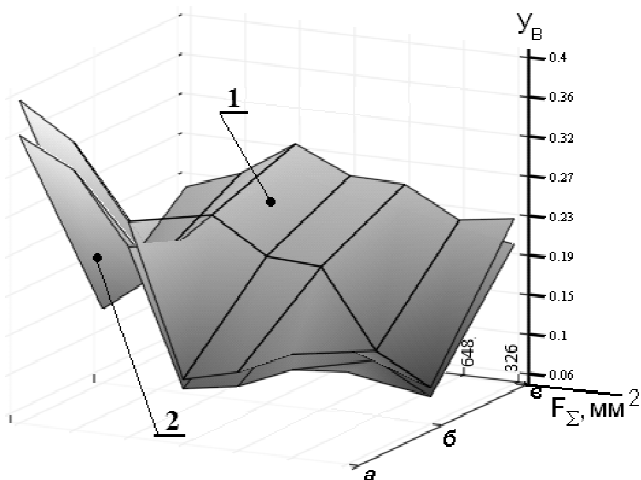


Рис. 4.14. Вплив штирів на відносне винесення шламу для схем з трапецеїдальними пазами: a – один осьовий канал; b – два осьові канали; v – один осьовий і один радіальний канали: 1 – макет без штирів; 2 – макет зі штирями

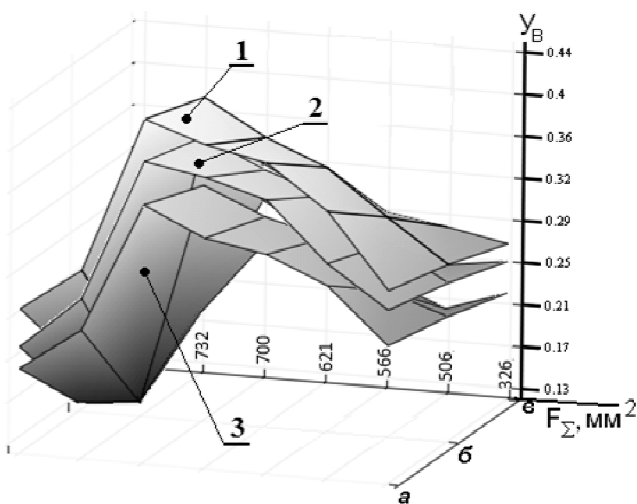


Рис. 4.15. Вплив кількості бічних пазів по периметру коронки на відносне винесення шламу для схем з напівкруглими пазами: a – один осьовий канал; b – два осьові канали; v – один осьовий і один радіальний канали: 1 – схема з 8 пазами; 2 – схема з 4 пазами; 3 – схема з 2 пазами

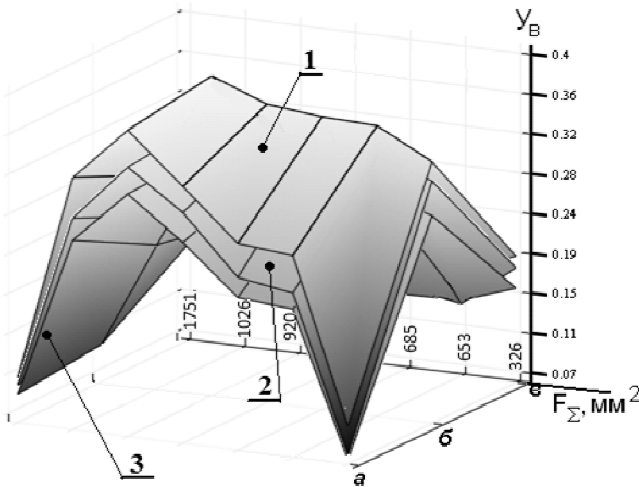


Рис. 4.16. Вплив кількості бічних пазів по периметру коронки на відносне винесення шламу для схем з трикутними пазами: *a* – один осьовий канал; *б* – два осьові канали; *в* – один осьовий і один радіальний канали: 1 – схема з 8 пазами; 2 – схема з 4 пазами; 3 – схема з 2 пазами

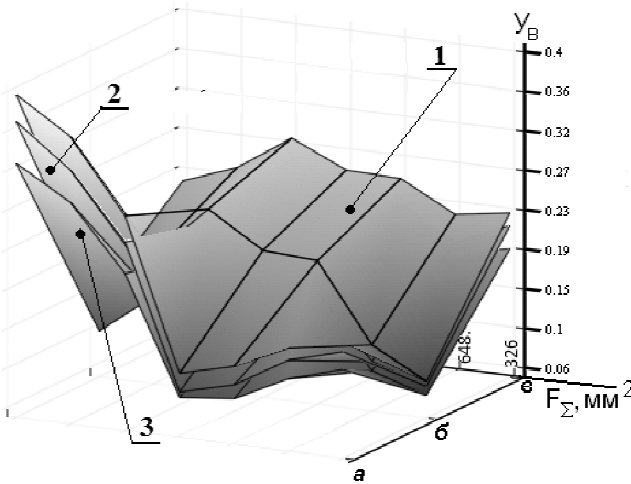


Рис. 4.17. Вплив кількості бічних пазів по периметру коронки на відносне винесення шламу для схем з трапецеїдальними пазами: *a* – один осьовий канал; *б* – два осьові канали; *в* – один осьовий і один радіальний канали: 1 – схема з 8 пазами; 2 – схема з 4 пазами; 3 – схема з 2 пазами

Найбільш ефективною виявилася схема з вісьмома бічними пазами. У порівнянні з нею відносне винесення шламу схем з чотирма і двома пазами знижується відповідно на 6–25% і на 17–30%. Слід зазначити, що ці результати повністю збігаються з висновками аналітичних досліджень – величина усередненого параметра завихореності зменшується для схеми з 2 пазами в середньому на 19,3%, а для схеми з 4 пазами – в середньому на 8,6% у порівнянні зі схемою з 8 пазами. Розбіжність між результатами моделювання та експерименту становить не більше 4,1%.

На підставі результатів попередніх досліджень схеми з чотирма і з двома пазами далі не досліджуються, оскільки таке розташування бічних пазів сприяє зниженню відносного винесення шламу при будь-яких значеннях інших варійованих чинників. Слід зазначити, що вузькі пази знижують відносне винесення шламу на 5–15%, оскільки збільшується шлях, який частки шламу проходять до периметра вибою. Тому як форму для бічних пазів слід застосовувати правильні геометричні фігури.

Значення варійованих параметрів. Значення величини відскоку коронки становить від 0 до 15 мм. У реальних умовах величина відскоку не перевищує 1–4 мм [11, 12]. Щільність породи визначена, виходячи з матеріалів, представлених у роботах [19, 121]. Причому інтервал варіювання включає як рудоносні, так і порожні породи і варіюється від $1,96 \text{ г/см}^3$ до $3,36 \text{ г/см}^3$. Значення величини сумарної площі бічних пазів визначалися експериментально. В інтервалі від 326 мм^2 (коронка без пазів, проміжок між коронкою і свердловиною складає 1 мм на сторону) до 3630 мм^2 (модель коронки без кільця з пазами) для кожної схеми дослідним шляхом в знаходився максимум функції відгуку.

Результати досліджень. У результаті виконаних досліджень отримано рівняння регресії згідно з наведеною вище методикою.

Перевірка однорідності сукупностей дисперсій дослідів при визначенні відносного винесення шламу за G-критерієм Кохрана [106] показала, що результати усіх дослідів рівноточні ($G_{табл} > G_{обч}$). Перевірка адекватності отриманого рівняння ре-

гресії для 5%-го рівня значущості встановила, що математична модель для усіх схем адекватна ($F_{\text{обч}} < F_{\text{табл}}$).

Аналіз рівнянь регресії відносного винесення шламу.

Отримано рівняння регресії для схеми 1 (корпус з одним осьовим і одним радіальним каналами і напівкруглими пазами)

$$\begin{aligned}
 Y_B = & -0,67 + 0,0019 \cdot F_{\Sigma} + 0,32 \cdot \gamma_{II} + 0,0088 \cdot h_0 - \\
 & -1,61 \cdot 10^{-6} \cdot F_{\Sigma}^2 - 0,0062 \cdot \gamma_{II}^2 - 5,2 \cdot 10^{-4} \cdot h_0^2 - \\
 & -3,1 \cdot 10^{-5} \cdot F_{\Sigma} \cdot \gamma_{II}.
 \end{aligned} \quad (4.7)$$

З рівняння (4.7) видно, що найбільше впливає на відносне винесення шламу величина сумарної площі бічних пазів (максимальний коефіцієнт регресії при X_1). Другим за значенням є питома маса бурового шламу. Взаємодія сумарної площі бічних пазів і щільності бурового шламу є значущою. Найменший вплив на відносне винесення шламу має відскік коронки після удару. Його взаємодія з двома іншими чинниками є значущою. Вплив усіх чинників на відносне винесення шламу є нелінійним.

Отримано рівняння регресії для схеми 2 (корпус з одним осьовим і одним радіальним каналами і трикутними пазами)

$$\begin{aligned}
 Y_B = & -1,78 + 0,0037 \cdot F_{\Sigma} + 0,38 \cdot \gamma_{II} + 0,0032 \cdot h_0 - \\
 & -1,8 \cdot 10^{-6} \cdot F_{\Sigma}^2 - 0,0032 \cdot \gamma_{II}^2 - 5,2 \cdot 10^{-5} \cdot h_0^2 - \\
 & -2,8 \cdot 10^{-4} \cdot F_{\Sigma} \cdot \gamma_{II} - 5,7 \cdot 10^{-4} \cdot \gamma_{II} \cdot h_0.
 \end{aligned} \quad (4.8)$$

З рівняння (4.8) видно, що міра впливу чинників така ж, як і у попередньому випадку. Найбільше впливає на відносне винесення шламу величина сумарної площі бічних пазів. Другим за значимістю чинником є щільність бурового шламу. Взаємодія сумарної площі бічних пазів і щільності бурового шламу є значимою. Найменшу значущість має відскік коронки після удару. Взаємодія цього чинника зі щільність бурового шламу є значущою. Вплив усіх чинників на відносне винесення шламу є нелінійним.

Отримано рівняння регресії для схеми 3 (корпус з одним осьовим і одним радіальним каналами і трапецеїдальними пазами)

$$\begin{aligned}
 Y_B = & -1,25 + 1,9 \cdot 10^{-4} \cdot F_{\Sigma} + 0,23 \cdot \gamma_{II} + 0,0038 \cdot h_0 - \\
 & -1,4 \cdot 10^{-7} \cdot F_{\Sigma} - 0,0628 \cdot \gamma_{II} - 1,89 \cdot 10^{-4} \cdot h_0^2 + \\
 & + 5,4 \cdot 10^{-5} \cdot F_{\Sigma} \cdot \gamma_{II}.
 \end{aligned} \quad (4.9)$$

З рівняння (4.9) видно, що міра впливу чинників відрізняється від попередніх випадків – найбільше впливає на відносне винесення шламу величина питомої щільності бурового шламу, другим за значущістю параметром є відскік коронки після удару, і найменшу значущість має сумарна площа бічних пазів. Взаємодія величини відскоку коронки після удару з двома іншими чинниками виявилася несуттєвою, взаємодія сумарної площі бічних пазів і щільності бурового шламу є значущою. Вплив усіх чинників на відносне винесення шламу є нелінійним.

Отримано рівняння регресії для схеми 4 (корпус з двома осьовими каналами і напівкруглими пазами)

$$\begin{aligned}
 Y_B = & -1,77 + 0,005 \cdot F_{\Sigma} + 0,001 \cdot \alpha + 0,52 \cdot \gamma_{II} + 0,005 \cdot h_0 - \\
 & -5,1 \cdot 10^{-6} \cdot F_{\Sigma}^2 - 2,2 \cdot 10^{-4} \cdot \alpha^2 - 0,14 \cdot \gamma_{II}^2 - 4,7 \cdot 10^{-4} \cdot h_0^2 + \\
 & + 2,8 \cdot 10^{-6} \cdot F_{\Sigma} \cdot \alpha + 3,9 \cdot 10^{-4} \cdot F_{\Sigma} \cdot \gamma_{II} - 5,7 \cdot 10^{-4} \cdot \alpha \cdot \gamma_{II} + \\
 & + 4,3 \cdot 10^{-5} \cdot \alpha \cdot h_0 - 4,1 \cdot 10^{-4} \cdot \gamma_{II} \cdot h_0.
 \end{aligned} \quad (4.10)$$

З рівняння (4.10) видно, що найбільше впливає на відносне винесення шламу величина сумарної площі бічних пазів. Другим і третім за значущістю чинниками є, відповідно, кут між каналами і бічними пазами і відскік коронки після удару. Найменше впливає на відносне винесення шламу щільність бурового шламу. Взаємодія усіх чинників між собою є значущою. Вплив усіх чинників на відносне винесення шламу є нелінійним.

Отримано рівняння регресії для схеми 5 (корпус з двома осьовими каналами і трикутними пазами)

$$\begin{aligned}
Y_B = & -1.4 + 0,0036 \cdot F_{\Sigma} + 0,0034 \cdot \alpha + 0,25 \cdot \gamma_{II} + \\
& + 0,0016 \cdot h_0 - 2,15 \cdot 10^{-5} \cdot F_{\Sigma}^2 - 1,1 \cdot 10^{-4} \cdot \alpha^2 - 0,048 \cdot \gamma_{II}^2 - \\
& - 2,17 \cdot 10^{-4} \cdot h_0^2 - 2 \cdot 10^{-6} \cdot F_{\Sigma} \cdot \alpha - 4,7 \cdot 10^{-5} \cdot F_{\Sigma} \cdot \gamma_{II} - \\
& - 7,3 \cdot 10^{-7} \cdot F_{\Sigma} \cdot h_0 - 5,5 \cdot 10^{-4} \cdot \alpha \cdot \gamma_{II}.
\end{aligned} \quad (4.11)$$

З рівняння (4.11) видно, що найбільше впливає на відносне винесення шламу кут між каналами і бічними пазами. Другим і третім за значущістю чинниками є, відповідно, величина сумарної площі бічних пазів і щільність бурового шламу. Найменше впливає на відносне винесення шламу відскік коронки після удару. Взаємодія величини відскоку коронки після удару зі щільністю бурового шламу і кутом між каналами і бічними пазами є незначущою. Вплив усіх чинників на відносне винесення шламу нелінійний.

Отримано рівняння регресії для схеми 6 (корпус з двома осьовими каналами і трапецеїдальними пазами)

$$\begin{aligned}
Y_B = & 0,27 + 5,3 \cdot 10^{-4} \cdot F_{\Sigma} + 0,149 \cdot \gamma_{II} - 0,0022 \cdot h_0 - \\
& - 2,23 \cdot 10^{-7} \cdot F_{\Sigma}^2 - 0,0254 \cdot \gamma_{II}^2.
\end{aligned} \quad (4.12)$$

З рівняння (4.12) видно, що найбільше впливає на відносне винесення шламу щільність бурового шламу. Другим за значущістю чинником є величина сумарної площі бічних пазів. Найменше впливає на відносне винесення шламу відскік коронки після удару. Вплив кута між каналами і бічними пазами на відносне винесення шламу є несуттєвим. Взаємодія усіх чинників між собою є незначущою. Вплив величини сумарної площі бічних пазів і щільності породи на відносне винесення шламу є нелінійним.

Отримано рівняння регресії для схеми 7 (корпус з одним осьовим каналом і напівкруглими пазами)

$$\begin{aligned}
Y_B = & -1,51 + 0,0033 \cdot F_{\Sigma} - 0,0187 \cdot \alpha + 0,75 \cdot \gamma_{II} + \\
& + 0,003 \cdot h_0 - 2,6 \cdot 10^{-6} \cdot F_{\Sigma}^2 - 1,9 \cdot 10^{-4} \cdot \alpha^2 - 0,16 \cdot \gamma_{II}^2 - \\
& - 3,5 \cdot 10^{-4} \cdot h_0^2 + 1,1 \cdot 10^{-5} \cdot F_{\Sigma} \cdot \alpha + 0,0058 \cdot \alpha \cdot \gamma_{II}.
\end{aligned} \quad (4.13)$$

З рівняння (4.13) видно, що найбільше впливає на відносне винесення шламу щільність бурового шламу. Другим і третім за значущістю чинниками є, відповідно, відскік коронки після удару і величина сумарної площі бічних пазів. Найменше впливає на відносне винесення шламу кут між каналами і бічними пазами. Взаємодія величини відскоку коронки після удару зі щільністю бурового шламу є незначущою. Вплив усіх чинників на відносне винесення шламу є нелінійним.

Отримано рівняння регресії для схеми 8 (корпус з одним осьовим каналом і трикутними пазами)

$$\begin{aligned}
 Y_B = & -2,12 + 0,0036 \cdot F_\Sigma - 0,0038 \cdot \alpha + 0,7 \cdot \gamma_{II} + \\
 & + 0,0028 \cdot h_0 - 1,9 \cdot 10^{-6} \cdot F_\Sigma^2 - 1,64 \cdot 10^{-4} \cdot \alpha^2 - 0,11 \cdot \gamma_{II}^2 - \\
 & - 0,034 \cdot h_0^2 - 3,4 \cdot 10^{-6} \cdot F_\Sigma \cdot \alpha - 1,28 \cdot 10^{-4} \cdot F_\Sigma \cdot \gamma_{II} + \\
 & + 0,0036 \cdot \alpha \cdot \gamma_{II}.
 \end{aligned} \quad (4.14)$$

З рівняння (4.14) видно, що найбільше впливає на відносне винесення шламу його щільність. Другим і третім за значущістю чинниками є, відповідно, відскік коронки після удару і величина сумарної площі бічних пазів. Найменше впливає на відносне винесення шламу кут між каналами і бічними пазами. Взаємодія величини відскоку коронки після удару зі щільністю бурового шламу є незначущою. Вплив усіх чинників на відносне винесення шламу є нелінійним.

Отримано рівняння регресії для схеми 9 (корпус з одним осьовим каналом і трапецеїдальними пазами)

$$\begin{aligned}
 Y_B = & -1,33 + 0,00178 \cdot F_\Sigma - 0,026 \cdot \alpha + 0,36 \cdot \gamma_{II} - \\
 & - 0,006 \cdot h_0 - 5,4 \cdot 10^{-7} \cdot F_\Sigma^2 - 1,2 \cdot 10^{-4} \cdot \alpha^2 - 0,034 \cdot \gamma_{II}^2 + \\
 & + 2,5 \cdot 10^{-4} \cdot h_0^2 + 1,6 \cdot 10^{-5} \cdot F_\Sigma \cdot \alpha - 1,26 \cdot 10^{-4} \cdot F_\Sigma \cdot \gamma_{II}.
 \end{aligned} \quad (4.15)$$

З рівняння (4.15) видно, що найбільше впливає на відносне винесення шламу щільність бурового шламу. Другим і третім за значущістю чинниками є, відповідно, відскік коронки після уда-

ру і величина сумарної площі бічних пазів. Найменше впливає на відносне винесення шламу кут між каналами і бічними пазами. Взаємодія величини сумарної площі бічних пазів з величиною кута між каналами і бічними пазами і щільністю породи є значущою. Вплив усіх чинників на відносне винесення шламу є нелінійним.

Порівняльний аналіз результатів досліджень базових схем корпусів коронки. У результаті проведеного дослідження встановлено, що практично для усіх розглянутих схем найбільше впливає на відносне винесення шламу з чотирьох даних чинників сумарна площа бічних пазів. Як приклад впливу досліджуваних чинників на відносне винесення шламу розглянемо результати для схеми 1 (рис. 4.18).

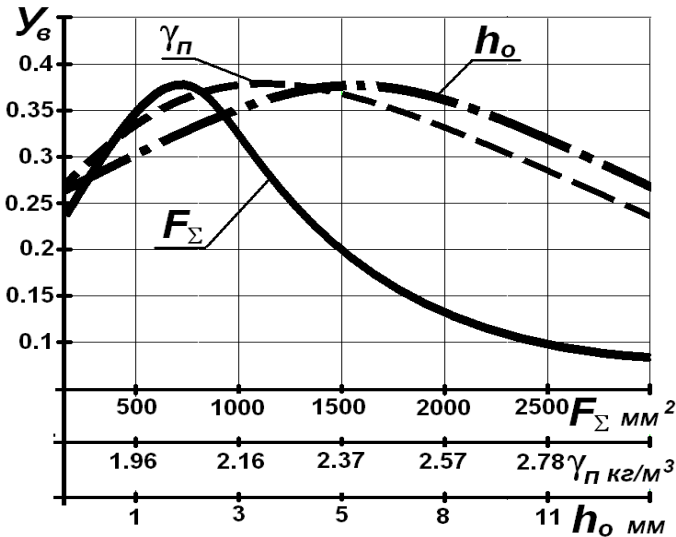


Рис. 4.18. Залежність відносного винесення шламу u_6 від сумарної площі бічних пазів F_Σ , щільності породи γ_n і величини відскоку h_o

Величина площі пазів впливає на відносне винесення шламу таким чином. При зменшенні площі пазів відносне винесення збільшується, оскільки збільшується швидкість потоку стисненого повітря v (рис. 4.18). Це відбувається до тих пір, поки пло-

ща одиничного бічного паза буде більше, ніж розмір часток шламу ($F_{\text{ед п}} / d_{\text{п}} > 1$). При подальшому зменшенні площі бічних пазів відносно винесення шламу зменшується внаслідок того, що площа одиничного бічного паза стає меншою від розмірів часток найбільших фракцій, які частково перекривають бічні пази й ускладнюють винесення часток дрібніших фракцій. Це призводить до подальшого зниження відносного винесення шламу, незважаючи на збільшення швидкості потоку очисного агента.

Вплив величини щільності бурового шламу на відносне винесення шламу аналогічно до впливу сумарної площі бічних пазів. Це пояснюється тим, що при однаковій масі порцій бурового шламу, що завантажуються в стенд для випробувань, об'єм цих порцій зростає зі зменшенням щільності. При зменшенні щільності бурового шламу відносне винесення збільшується до тих пір, поки потік очисного агента встигає винести завантажений об'єм бурового шламу. Надалі об'єм порції зростає настільки, що буровий шлам не встигає вийти з привибійної зони.

Таким чином, зі зниженням щільності бурового шламу відносне винесення шламу спочатку збільшується, а потім поступово зменшується.

Зі збільшенням величини відскоку коронки відносно винесення шламу дещо збільшується, а потім зменшується. Це пояснюється тим, що при малих значеннях величини відскоку буровий шлам виявляється притиснутим коронкою до вибою. Зі збільшенням відскоку частки шламу мають можливість переміщатися під дією потоку очисного агента. Подальше збільшення величини відскоку призводить до збільшення об'єму привибійного простору, що, у свою чергу, знижує швидкість потоку і, відповідно, зменшується відносне винесення шламу.

У результаті аналізу рівнянь регресії визначено значення досліджуваних чинників у заданому інтервалі варіювання, що дають максимальне значення відносного винесення шламу (табл. 4.2).

З діаграми, наведеної на рис. 4.19, видно, що найбільше відносне винесення шламу досягається при застосуванні корпусу

коронки з одним осьовим каналом і бічними пазами напівкруглої форми, а найменше – при схемі з одним осьовим і одним радіальним продувальним каналами і пазами трапецеїдальної форми.

Причому застосування корпусу коронки з одним осьовим каналом покращує відносне винесення шламу на 8% порівняно з корпусом з двома осьовими каналами і на 27% порівняно з корпусом з одним осьовим і одним радіальним каналами.

Таблиця 4.2

Аналіз рівнянь регресії

	Досліджуваний чинник			Значення максимуму функції відгуку $U_{в\ max}$	
	Сумарна площа бічних пазів, $мм^2$	Щільність породи, $г/см^3$	Відскік коронки, мм		
Схема 1	564	2,48	8,368	0,305	
Схема 2	885	2,087	13,7	0,283	
Схема 3	1210	2,64	9,98	0,271	
	Досліджуваний чинник				Значення максимуму функції відгуку $U_{в\ max}$
	Сумарна площа бічних пазів, $мм^2$	Кут між каналами і пазами, град	Щільність породи, $г/см^3$	Відскік коронки, мм	
Схема 4	584	3,3	2,761	4,2	0,404
Схема 5	800	3,3	3,157	2,55	0,3494
Схема 6	1180	3,3	2,959	2	0,269
Схема 7	645	3,3	2,514	4,2	0,413
Схема 8	832	10,45	2,86	4,2	0,364
Схема 9	1680	19,2	2,168	2	0,322

Використання бічних пазів напівкруглої форми збільшує відносне винесення шламу на 12% порівняно з трикутними пазами і на 30% – порівняно з трапецеїдальними пазами.

Таким чином, встановлено, що найбільш ефективна з точки зору винесення шламу схема з одним осьовим каналом і напівкруглими бічними пазами $U_{в\ max} = 0,413$. Найменш ефективною є схема з двома осьовими каналами і трапецеїдальними пазами $U_{в\ max} = 0,269$.

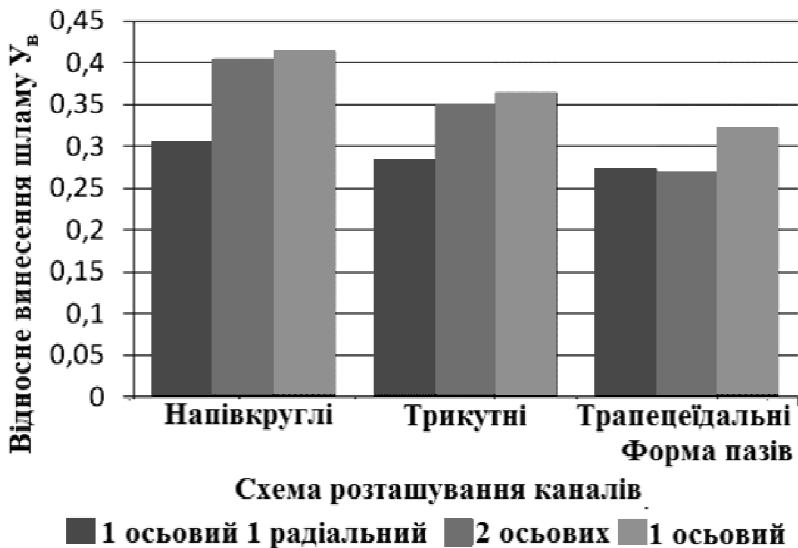


Рис. 4.19. Порівняльний аналіз схем розташування продувальних каналів у корпусі коронки

4.4. Дослідження впливу торцевих пазів на робочій поверхні коронки на відносне винесення шламу

Методика проведення експериментальних досліджень.

Мета експерименту – визначення впливу торцевих пазів на робочій поверхні коронки на відносне винесення шламу, а також перевірка результатів теоретичних досліджень. Дослідження проводилися для 9 базових схем коронок (див. табл. 4.1).

Варійовані чинники: X_1 – площа торцевого паза S ; X_2 – глибина збільшеного бічного паза Δh .

Значення постійних чинників такі ж, як і в попередніх дослідженнях. Проте в цьому дослідженні до постійних параметрів відносяться деякі чинники, що раніше були варійованими, а саме: площа бічних пазів, щільність бурового шламу, величина відскоку коронки і взаємне розташування пазів і каналів.

Таким чином, для усіх схем варійованими чинниками є: площа торцевого паза і глибина збільшеного паза для винесення шламу. Окреслені варійовані чинники є незалежними.

Значення і діапазони варіювання для досліджуваних чинників встановлюються на основі попередніх теоретичних і експериментальних досліджень, а також на основі аналізу опублікованих наукових праць.

Функція відгуку: відносне винесення шламу Y_v (1.8).

Рівняння регресії для двох чинників

$$Y = a_0 + a_1 \cdot x_1 + a_2 \cdot x_2 + a_{11} \cdot x_1^2 + a_{22} \cdot x_2^2 + a_{12} \cdot x_1 \cdot x_2. \quad (4.16)$$

Задля отримання апріорної інформації щодо області оптимальних значень досліджуваних чинників до виконання досліджень кожної зі схем проводиться невелика група попередніх дослідів. З урахуванням результатів цих дослідів обираються рівні й інтервали варіювання чинників. Дані попередніх дослідів дозволяють також виключити планування першого порядку і відразу приступити до досліджень за планами другого порядку.

Для досліджень застосовувалися ортогональні центрально-компонентні плани. Основні параметри для двофакторного ортогонального центрально-компонентного плану другого порядку згідно з [126]: число дубльованих дослідів ядра плану - 2^2 ; загальне число дубльованих дослідів $N = 9$; величина плеча зоряних точок $\alpha = 1$; $\beta = 0,6667$; елементи матриці C : $c_0 = 0,1111$; $c_1 = 0,1667$; $c_2 = 0,5$; $c_3 = 0,25$.

Порядок проведення дослідів при цьому рандомізувався, для чого використовувалися таблиці випадкових чисел [9]. Був прийнятий такий порядок виконання дослідів:

1. На стенді згідно з матрицею планування встановлюються значення досліджуваних чинників одного з дослідів.

2. Тиск стисненого повітря в ресивері компресора доводиться до необхідного значення. На реле часу встановлюється необхідний період експозиції.

3. Стиснене повітря подається на стенд. З реле часу подається сигнал на електроклапани, які відкриваються на певний

проміжок часу. Стиснене повітря подається на вибій і виносить буровий шлам.

4. Фіксується маса бурового шламу, що залишився, за допомогою ваг і за формулою (3.1) визначається відносно винесення шламу.

5. Згідно з п.п. 1–4 проводяться усі досліди, передбачені планом експерименту.

6. Згідно з п.п. 1–5 проводяться паралельні досліди (дублювання дослідів).

Після проведення дослідів здійснюється таке ж математичне оброблення результатів вимірів, як і в попередньому дослідженні, будуються графічні залежності, що полегшують процес аналізу результатів експериментів.

Результати досліджень і аналіз отриманих даних

Попередні дослідження. Для кожної з досліджуваних схем проводилася серія попередніх дослідів задля визначення області варіювання досліджуваних чинників, а також уточнення величини деяких постійних параметрів. Встановлено, що приріст відносного винесення бурового шламу не залежить від значень площі пазів.

Значення постійних параметрів. При проведенні дослідів значення постійних параметрів прийняті такими ж, як і при дослідженні базових схем коронки. У цьому дослідженні до постійних параметрів належать ті чинники, що раніше були варійованими: площа бічних пазів – максимальна для кожної форми пазів, щільність бурового шламу $2,17\text{г/см}^3$, величина відскоку коронки – 0 (без відскоку коронки) і взаємне розташування бічних пазів і каналів – навпроти (кут повороту 0). Такі значення параметрів відповідають нижньому рівню варіювання чинників при дослідженні базових схем.

Значення варійованих чинників. Значення варійованих чинників: X_1 – площа поперечного перерізу торцевого паза S і X_2 – глибина торцевого паза, пов'язаного з бічними пазами Δh , (див. табл. 2.3) визначалися конструктивно для кожного виду торцевих пазів.

Дослідження із застосуванням математичних методів моделювання. Перевірка однорідності сукупностей дисперсій дослідів при визначенні відносного винесення шламу за G-критерієм Кохрана [106] показала, що результати дослідів рівнозначні ($G_{\text{табл}} > G_{\text{обч}}$).

Математичне оброблення результатів експериментів дозволило отримати значення коефіцієнтів регресії відносного винесення шламу, а також перевірити їх значущість. Перевірка адекватності отриманого рівняння регресії для 5% -го рівня значущості показала, що математична модель для усіх схем адекватна ($F_{\text{обч}} < F_{\text{табл}}$).

Для аналізу по отриманих рівняннях регресії складені рівняння для кожного чинника окремо.

Аналіз рівнянь регресії відносного винесення шламу. Отримано рівняння регресії для схеми 1 (корпус з одним осьовим та одним радіальним каналами і напівкруглими пазами):

$$Y_B = 0,13 + 0,0024 \cdot S_p + 0,0016 \cdot \Delta h - 1,81 \cdot 10^{-5} \cdot S_p^2 + 1,18 \cdot 10^{-4} \cdot \Delta h^2 - 2,21 \cdot 10^{-5} \cdot S_p \cdot \Delta h. \quad (4.17)$$

З рівняння (4.17) видно, що найбільше впливає на відносне винесення шламу площа торцевого паза. Найменше впливає на відносне винесення шламу глибина збільшеного паза для винесення шламу. Це пояснюється тим, що торцеві пази розподіляють потік очисного агента так, щоб знизити утворення застійних ділянок у привибійній зоні, тоді як збільшені бічні пази лише у деякою мірою зменшують шлях, що проходить частка шламу до виходу з привибійної зони.

Вплив усіх чинників на відносне винесення шламу є нелінійним. Взаємодія чинників є значущою.

Отримано рівняння регресії для схеми 2 (корпус з одним осьовим і одним радіальним каналами і трикутними пазами)

$$Y_B = 0,14 + 0,003 \cdot S_p + 0,0032 \cdot \Delta h - 2,35 \cdot 10^{-5} \cdot S_p^2 - 2,51 \cdot 10^{-4} \cdot \Delta h^2. \quad (4.18)$$

З рівняння (4.18) видно, що характер впливу чинників на відносне винесення шламу аналогічний до попередньої схеми. Вплив усіх чинників на відносне винесення шламу є нелінійним. Взаємодія чинників є незначущою.

Отримано рівняння регресії для схеми 3 (корпус з одним осьовим і одним радіальним каналами і трапецеїдальними пазами)

$$Y_B = 0,156 + 0,0028 \cdot S_p + 0,0011 \cdot \Delta h - 2,18 \cdot 10^{-5} \cdot S_p^2. \quad (4.19)$$

З рівняння (4.19) видно, що найбільше впливає на відносне винесення шламу площа торцевого паза, а найменше – глибина збільшеного паза для винесення шламу. Вплив величини площі торцевого паза на відносне винесення шламу є нелінійним, а величини глибини збільшеного бічного паза є лінійним. Взаємодія чинників є незначущою.

Отримано рівняння регресії для схеми 4 (корпус з двома осьовими каналами і напівкруглими пазами)

$$Y_B = 0,13 + 0,0015 \cdot 10^{-5} \cdot S_p + 0,0011 \cdot \Delta h. \quad (4.20)$$

З рівняння (4.20) видно, що найбільше впливає на відносне винесення шламу площа торцевого паза, а найменше – глибина збільшеного паза для винесення шламу. Вплив усіх чинників на відносне винесення шламу є лінійним. Взаємодія чинників є незначущою.

Отримано рівняння регресії для схеми 5 (корпус з двома осьовими каналами і трикутними пазами)

$$Y_B = 0,14 + 0,0015 \cdot 10^{-5} \cdot S_p + 0,0011 \cdot \Delta h. \quad (4.21)$$

З рівняння (4.21) видно, що найбільше впливає на відносне винесення шламу площа торцевого паза, а найменше – глибина

збільшеного паза для винесення шламу. Вплив усіх чинників на відносне винесення шламу є лінійним. Взаємодія чинників є незначущою.

Отримано рівняння регресії для схеми 6 (корпус з двома осьовими каналами і трапецеїдальними пазами)

$$Y_B = 0,156 + 0,0028 \cdot S_p + 0,0011 \cdot \Delta h - 2,18 \cdot 10^{-5} \cdot S_p^2. \quad (4.22)$$

З рівняння (4.22) видно, що найбільше впливає на відносне винесення шламу площа торцевого паза, а найменше – глибина збільшеного паза для винесення шламу. Вплив величини площі торцевого паза на відносне винесення шламу є нелінійним, а вплив величини глибини збільшеного бічного паза є лінійним. Взаємодія чинників є незначущою.

Отримано рівняння регресії для схеми 7 (корпус з одним осьовим каналом і напівкруглими пазами)

$$Y_B = 0,23 - 0,003 \cdot S_p - 0,01 \cdot \Delta h + 7,26 \cdot 10^{-5} \cdot S_p^2 + 6,04 \cdot 10^{-5} \cdot \Delta h^2 + 1,68 \cdot 10^{-4} \cdot S_p \cdot \Delta h. \quad (4.23)$$

З рівняння (4.23) видно, що найбільше впливає на відносне винесення шламу площа торцевого паза, а найменше – глибина збільшеного паза для винесення шламу. Вплив усіх чинників на відносне винесення шламу є нелінійним. Взаємодія чинників є значущою.

Отримано рівняння регресії для схеми 8 (корпус з одним осьовим каналом і трикутними пазами)

$$Y_B = 0,132 - 3,63 \cdot 10^{-5} \cdot S_p + 8,47 \cdot 10^{-4} \cdot \Delta h + 2,18 \cdot 10^{-5} \cdot S_p^2 + 9,19 \cdot 10^{-5} \cdot \Delta h^2. \quad (4.24)$$

З рівняння (4.24) видно, що найбільше впливає на відносне винесення шламу площа торцевого паза, а найменше – глибина збільшеного паза для винесення шламу. Вплив усіх чинників на

відносне винесення шламу є нелінійним. Взаємодія чинників є незначущою.

Отримано рівняння регресії для схеми 9 (корпус з одним осьовим каналом і трапецеїдальними пазами)

$$Y_B = 0,15 - 0,0013 \cdot S_p - 0,0072 \cdot \Delta h + 4,08 \cdot 10^{-5} \cdot S_p^2 + 8,06 \cdot 10^{-4} \cdot \Delta h^2 + 1,68 \cdot 10^{-4} \cdot S_p \cdot \Delta h. \quad (4.25)$$

З рівняння (4.25) видно, що найбільше впливає на відносне винесення шламу площа торцевого паза, а найменше – глибина збільшеного паза для винесення шламу. Вплив усіх чинників на відносне винесення шламу є нелінійним. Взаємодія чинників є значущою.

Порівняльний аналіз результатів досліджених схем коронки з торцевими пазами. У результаті аналізу рівнянь регресії визначено значення досліджуваних чинників у заданому інтервалі варіювання, що дають максимальне значення відносного винесення шламу для кожної з 9 базових схем (табл. 4.3).

Найменш ефективною є схема з одним осьовим і одним радіальним продувальними каналами з трикутними пазами, яка дає приріст відносного винесення шламу 13,5% порівняно з базовою схемою без торцевих пазів.

Установлено, що усі розглянуті торцеві пази збільшують відносне винесення бурового шламу. З діаграми, наведеної на рис. 4.20, видно, що застосування торцевих пазів для схеми з одним осьовим каналом і напівкруглими пазами дає приріст відносного винесення шламу 133,3% порівняно з базовою схемою без торцевих пазів.

Отже, встановлено вплив на відносне винесення шламу торцевих пазів на робочій поверхні коронки. Наявність торцевих пазів сприяє збільшенню відносного винесення шламу.

Ефективність торцевих пазів визначається їх здатністю розподіляти потік стисненого повітря в зони скупчення шламу.

Максимальні значення відносного винесення шламу

Схема	Досліджуваний чинник		Значення функції відгуку U_v		Приріст U_v	
	Площа торцевого паза, mm^2	Глибина торцевого паза, пов'язаного з бічним, мм	Без додаткових пазів	З додатковими пазами	значення	%
Схема 1	61,75	8	0,13	0,22	0,092	69,7
Схема 2	65	6,4	0,21	0,24	0,029	13,5
Схема 3	65	8	0,21	0,26	0,047	22,4
Схема 4	65	8	0,12	0,14	0,02	16,7
Схема 5	65	8	0,12	0,15	0,023	18,4
Схема 6	65	8	0,18	0,26	0,076	42,3
Схема 7	55	8	0,12	0,28	0,16	133,3
Схема 8	55	8	0,11	0,21	0,1	90,9
Схема 9	55	8	0,23	0,27	0,038	16,5

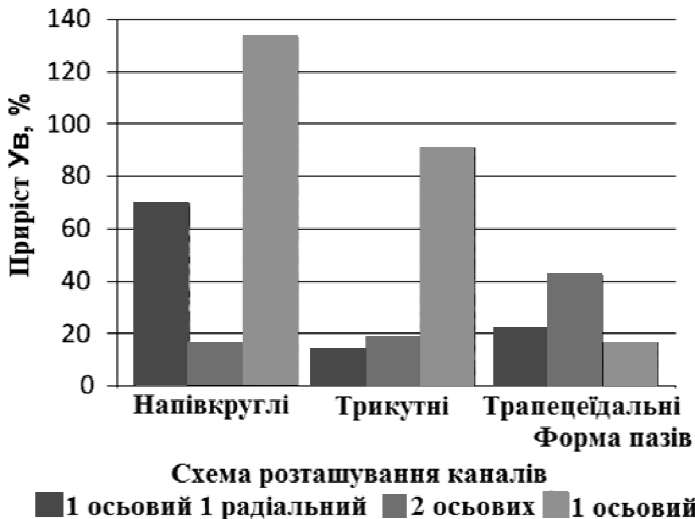


Рис. 4.20. Порівняльний аналіз схем розташування продувальних каналів у корпусі коронки з торцевими пазами

Найбільш ефективні торцеві пази для схеми з одним осьовим каналом і напівкруглими пазами, що дають приріст відносного винесення шламу у 2,3 рази. Найменш ефективні – для схеми з одним осьовим і одним радіальним продувальним каналами з трикутними пазами, що дають приріст відносного винесення шламу у 1.1 рази.

4.5. Перевірка теоретичних передумов і висновків

Порівняємо результати аналітичних і експериментальних досліджень. Як видно з табл. 4.4, для усіх типів корпусів коронки результати аналітичних досліджень підтверджуються лабораторними дослідженнями – області з мінімальною швидкістю потоку очисного агента, отримані в результаті математичного моделювання, і напрям ліній течії збігаються з даними про області скупчення шламу без його винесення, отриманими в результаті проведення дослідів.

На графіку, наведеному на рис. 4.21, показано порівняння відносного винесення шламу, отриманого в результаті лабораторних експериментів, і усередненого параметра завихореності, отриманого в результаті моделювання.


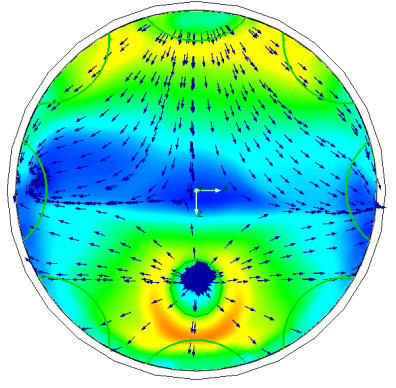

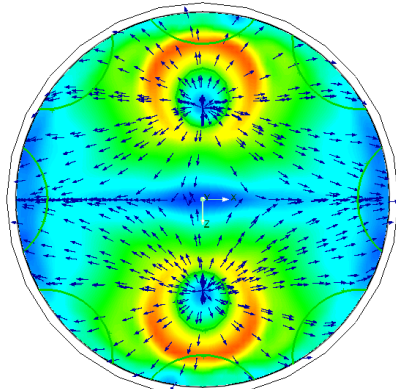

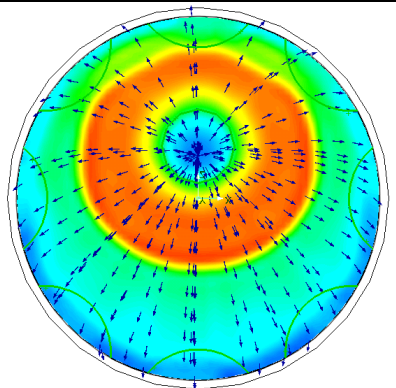
На діаграмі, наведеній на рис. 4.22, показано порівняння зниження відносного винесення шламу, отримане в результаті лабораторних експериментів, і зниження усередненого параметра завихореності, отриманого в результаті моделювання залежно від кількості бічних пазів.

Установлено однаковий характер залежностей цих параметрів від схеми продувальних каналів.

Незважаючи на зниження швидкості потоку стисненого повітря у привибійній зоні при використанні коронок з торцевими пазами, відносне винесення шламу підвищується.

Це пояснюється зменшенням відстані, яку повинна пройти частка шламу для того, щоб покинути привибійну зону.

Перевірка результатів теоретичних досліджень

Сх.	Результати експерименту	Результати математичного моделювання
1 осьовий і 1 радіальний канали		
2 осьових канали		
1 осьовий канал		

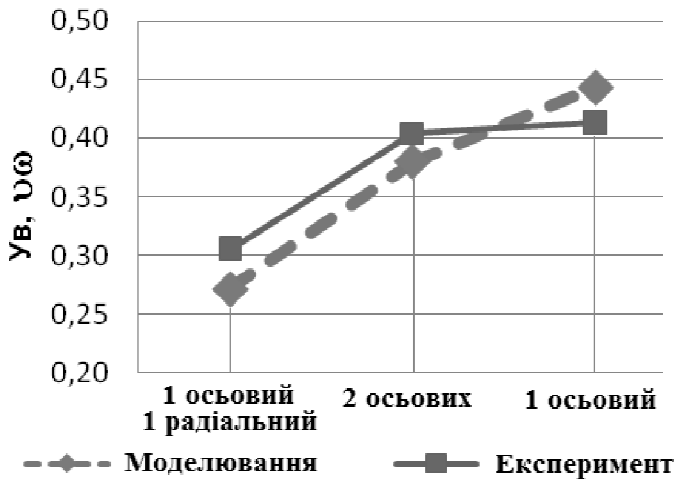


Рис. 4.21. Порівняння усередненого параметра завихореності ω і відносного винесення шламу V_ω залежно від схеми продувальних каналів

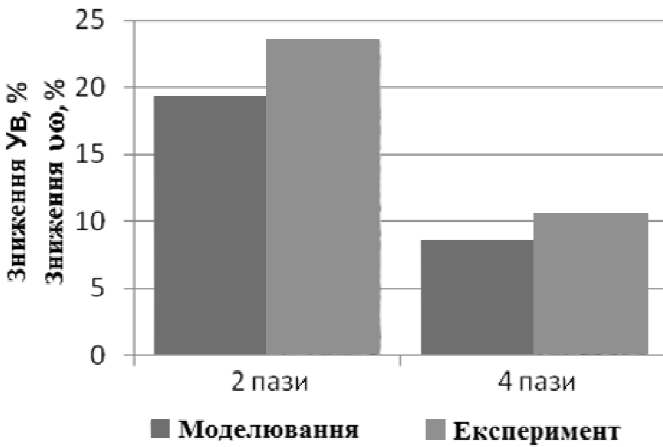


Рис. 4.22. Зниження відносного винесення шламу V_ω і усередненого параметра завихореності ω залежно від кількості бічних пазів порівняно зі схемою з 8 пазами

Крім того, при використанні корпусу коронки з торцевими пазами спостерігається більш рівномірний розподіл ліній струму по привибійній зоні.

Як приклад на рис. 4.23 наведено графік порівняння результатів аналітичних і експериментальних досліджень для корпусу коронки з одним продувальним каналом і напівкруглими бічними пазами, без торцевих пазів.

Таким чином, висновки, зроблені в ході аналітичних досліджень, підтверджені результатами експериментальних досліджень.

Згідно з отриманими даними в результаті проведених експериментальних досліджень було визначено значення емпіричного коефіцієнта пропорційності k_1 для формули взаємозв'язку між відносним винесенням шламу й усередненим параметром завихореності (1.7), яке становить $k_1 = 1,8 \text{ м}^{-1}$ для схем корпусу з напівкруглими пазами при значенні відносного винесення шламу $Y_B = 0,15-0,4$.

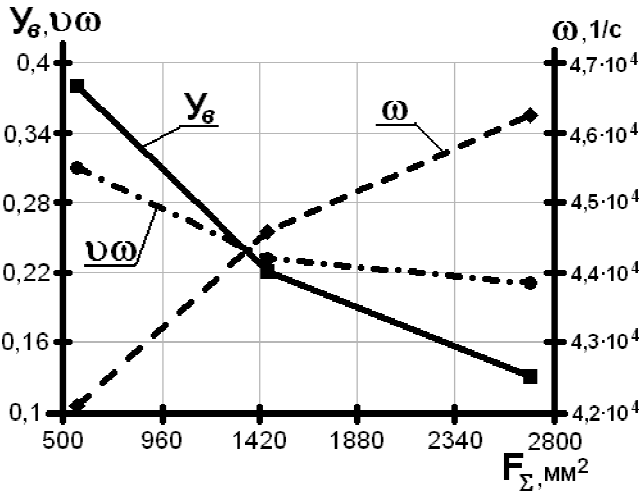


Рис. 4.23. Залежність усередненого параметра завихореності $\nu\omega$, відносного винесення шламу Y_{ϵ} і завихореності потоку ω від площі бічних пазів для корпусу коронки з одним продувальним каналом і напівкруглими бічними пазами, без торцевих пазів

5. Розроблення рекомендацій щодо проектування штирових коронок і порівняльні випробування в промислових умовах

5.1. Метод інтенсифікації винесення бурового шламу

Метод інтенсифікації винесення бурового шламу полягає в зниженні завихореності потоку очисного агента у привибійній зоні завдяки вибору раціональних геометричних параметрів елементів коронки, які входять у систему винесення шламу: центрального продувального каналу, форми і кількості бічних пазів, наявності і розташуванням торцевих пазів, що примикають до продувального каналу і бічних пазів. Метою методу є збільшення швидкості буріння і зниження питомого зношення коронки.

Параметри елементів, які знижують завихореність, обираються таким чином, щоб забезпечити рівномірне і прямолінійне протікання очисного агента в призабійній зоні і скоротити шлях, який проходить частка шламу від місця утворення до бічних пазів.

Визначимо раціональні конструктивні параметри корпусу коронки, що забезпечують максимальне винесення шламу.

Задля отримання залежностей, що необхідні для визначення значень величин площі бічних пазів і кута між пазами і каналами, які забезпечують максимальне відносне винесення бурового шламу, необхідно визначити максимум функції відносного винесення шламу.

До чинників, не залежних від конструкції коронки, належать: щільність породи і відскік коронки. До параметрів конструкції коронки належать: площа бічних пазів і взаємне розташування пазів і каналів. Для базових схем 1–3 (див. табл. 4.1) для знаходження максимуму використовується функція виду (4.2).

Максимум визначається за однією змінною X_1 (площа бічних пазів), інші чинники X_2 і X_3 (щільність породи і відскік коронки) вважаються постійними. Максимум знаходиться прирівнюванням першої похідної цієї функції до 0.

Після відповідних перетворень отримано формули визначення величини площі бічних пазів для 1–3 схем коронок, що забезпечують максимальне відносне винесення шламу, які наведено в табл. 5.1.

Таблиця 5.1

Площа бічних пазів для 1–3 схем коронок

Схема	Формула
1	$F_{\Sigma} = 664,259 - 9,882 \cdot \gamma_{\Pi}$
2	$F_{\Sigma} = 1068,675 - 87,763 \cdot \gamma_{\Pi}$
3	$F_{\Sigma} = 701,81 + 192,94 \cdot \gamma_{\Pi}$

Для базових схем 4–9 (див. табл. 4.1) для знаходження максимуму використовується функція виду (4.3). Максимум визначається за двома змінними X_1 і X_2 (площа бічних пазів і кут повороту пазів і каналів), інші чинники X_3 і X_4 (щільність породи і відскік коронки) вважаються постійними. Максимум знаходиться прирівнюванням перших частинних похідних за X_1 , X_2 цієї функції до 0 і розв’язанням системи отриманих рівнянь відносно X_1 і X_2 .

Після відповідних перетворень отримано формули для визначення величини площі бічних пазів, що забезпечує максимальне значення відносного винесення шламу, і кута взаємного розташування пазів і каналів для 4–9 схем коронок, що забезпечують максимальне відносне винесення шламу. Вони наведені у табл. 5.2.

Таблиця 5.2

Площа бічних пазів і кут взаємного розташування пазів і каналів для 4–9 схем коронок

Схема	Формула для X_1	Формула для X_2
4	$F_{\Sigma} = 469,875 + 38,68 \cdot \gamma_{\Pi} + 0,15 \cdot h_o$	$\alpha = 2,68 + 2,365 \cdot \gamma_{\Pi} + 0,00916 \cdot h_o$
5	$F_{\Sigma} = 328 + 202,43 \cdot \gamma_{\Pi} - 0,286 \cdot h_o$	$\alpha = 50,392 - 19,875 \cdot \gamma_{\Pi} + 0,0247 \cdot h_o$
6	$F_{\Sigma} = 1304,48$	x_2 не впливає на відносне винесення шламу
7	$F_{\Sigma} = 556,548 + 34,919 \cdot \gamma_{\Pi}$	$\alpha = -31,615 + 16,0287 \cdot \gamma_{\Pi}$
8	$F_{\Sigma} = 774,993 + 23,866 \cdot \gamma_{\Pi}$	$\alpha = -19,753 + 10,653 \cdot \gamma_{\Pi}$
9	$F_{\Sigma} = 1636,0389 - 58,117 \cdot \gamma_{\Pi}$	$\alpha = 15,65 - 1,54 \cdot \gamma_{\Pi}$

Як бічні пази використовуємо правильні геометричні фігури (див. табл. 5.3).

Основні взаємозв'язки між параметрами корпусу коронки, що впливають на процес винесення шламу. Оскільки аналітичні й експериментальні дослідження показали, що найбільш ефективною з точки зору винесення шламу є схема з одним осьовим каналом і напівкруглими пазами, то далі, визначаючи основні взаємозв'язки між різними геометричними параметрами, орієнтуємося на цю схему.

Таблиця 5.3

Параметри бічних пазів

Форма паза	Напівкругла	Трикутна	Трапецеїдальна
Ескіз			
Формула	$R_{\Pi} = \sqrt{\frac{2 \cdot S_{\Pi}}{\pi}}$	$h_T = 2 \cdot \sqrt{\frac{S_{\Pi}}{3}}$	$a_T = \sqrt{\frac{2 \cdot S_{\Pi}}{3}}$

Кут нахилу продувального каналу $\alpha_{КАН}$ згідно з аналітичними і експериментальними дослідженнями необхідно робити не більше 10° - 17° . Значення кута нахилу каналу визначається після остаточного компонування коронки, оскільки положення каналу пов'язане з розташуванням штирів на робочій поверхні коронки.

Грунтуючись на результатах проведених досліджень, загальна площа бічних пазів у схемі корпусу з одним осьовим каналом прямо пропорційна щільності породи (див. табл. 5.2), а виходячи з еквівалентної гідравлічної схеми (див. рис. 2.2), вона прямо пропорційна площі перетину центрального каналу в корпусі коронки

$$F_{\Sigma} = 1,26 \cdot D_{КАН}^2 + 35 \cdot \gamma_{\Pi} \quad (5.1)$$

У результаті проведеного дослідження встановлено, що площа бічного паза прямо пропорційна розміру максимальної частки шламу

$$F_i = 43.8 \cdot a_{\max} \quad (5.2)$$

Підставляючи у формулу (5.2) вираз для визначення радіусу напівкруглого бічного паза (див. табл. 5.3), отримаємо

$$R_{\Pi} = 5,3 \cdot \sqrt{a_{\max}} \quad (5.3)$$

Згідно з результатами проведених досліджень [127] розміри максимальних часток шламу при бурінні дуже міцних порід ($f = 16-20$) не перевищують 4,37 мм, для міцних порід ($f = 12-16$) – 6,4 мм і для порід середньої міцності ($f = 10-12$) – 8,9 мм. Таким чином, можна створити параметричний ряд рекомендованих розмірів напівкруглих бічних пазів, виходячи з міцності породи і розмірів максимальних часток бурового шламу:

- для породи міцністю $f=16-20$ радіус паза $R_{\Pi} = 11$ мм;
- для породи міцністю $f=12-16$ радіус паза $R_{\Pi} = 13,5$ мм;
- для породи міцністю $f=10-12$ радіус паза $R_{\Pi} = 16$ мм.

Знаючи загальну площу і площу одного бічного паза, можна знайти кількість пазів

$$n = \frac{1.26 \cdot D_{КАН}^2 + 35 \cdot \gamma_{\Pi}}{43.8 \cdot a_{\max}} \quad (5.4)$$

Радіус торцевого паза для схеми з одним осьовим каналом, виходячи з проведених експериментальних досліджень, відповідає радіусу центрального каналу.

Радіус торцевого паза, пов'язаного з одним продувальним каналом, дорівнює радіусу цього каналу. З умов забезпечення максимальної швидкості кут нахилу торцевого паза відносно

продувального каналу має бути $\varphi_{ТП} = 45^0 \pm 1^0$, а глибина паза $l_{КАН} = 6,5 \pm 1$.

Геометричні параметри торцевих пазів, пов'язаних з бічними пазами, залежать від площі самих бічних пазів для винесення шламу. Радіус торцевого паза дорівнює радіусу бічного паза. Відстань від осі коронки до торцевого паза l_C згідно з експериментальними дослідженнями необхідно робити найменшим, але не більше 30 мм, тобто паз повинен доходити до центра коронки. Причому глибина паза залежить від величини максимальної частки шламу

$$h_{П} = 2.3 \cdot \sqrt{a_{\max}}. \quad (5.5)$$

На основі розробленого методу інтенсифікації винесення шламу і результатів досліджень Р.М. Ейгелеса [132], Ю.І. Протасова [92] і Ю.А. Прядка [94] було розроблено методику проектування штирових коронок з підвищеною ефективністю винесення шламу.

5.2. Методика проектування штирової коронки для буріння свердловин з поліпшеним винесенням шламу

Метою методики є визначення раціональних конструктивних параметрів штирових коронок, що забезпечують поліпшене очищення привибійного простору.

За допомогою методики визначаються основні конструктивні і компоувальні параметри штирової коронки, необхідні для її проектування і виготовлення.

На рис.5.1 наведено компоувальну схему розташування штирових породоруйнуючих елементів. На рис. 5.2 наведено розрахункову схему штирової коронки

Початкові дані для розрахунку:

Діаметр коронки, D_K , м;

Фізико-механічні властивості гірської породи:

- модуль Юнга, E , Па;
 - коефіцієнт Пуассона μ ;
 - межа міцності породи на розтягування, σ_p , Па;
 - межа міцності породи при усебічному стискуванні, σ_0 . Приблизно $\sigma_0 = 0,1 E$, Па;
 - коефіцієнт, що враховує пластичність породи, k ;
 - щільність породи, γ , $\text{кг}/\text{м}^3$;
- Параметри занурного пневмоударника:
- енергія одиничного удару A , Дж;
 - діаметр вихлопного каналу на поршні-ударнику, $D_{\text{КП}}$, м.

Визначення діаметра і кількості штирів

1. Допоміжна змінна

$$\Psi = \sqrt{\frac{2 \cdot \mu \cdot \eta}{\sigma \cdot \sigma_0 (1 - 2 \cdot \mu)}}. \quad (5.6)$$

2. Допоміжна змінної Θ , яка залежить від міцності породи – для порід середньої міцності

$$\Theta_1 = \frac{8 \cdot 10^{-5} \cdot D_K^4 - 0,018 \cdot D_K^3 + 1,3 \cdot D_K^2}{1000^2}; \quad (5.7)$$

– для порід високої міцності

$$\Theta_1 = \frac{1,3 \cdot 10^{-4} \cdot D_K^4 - 0,03 \cdot D_K^3 + 1,9 \cdot D_K^2}{1000^2}. \quad (5.8)$$

3. Радіус штирів, м

$$R_{\text{шт}} < 0,85 \cdot \frac{E^{1/3} \cdot A^{2/3} \cdot \Psi}{\Theta_i^{2/3}}. \quad (5.9)$$

4. Кількість штирів

$$z = \frac{\Theta_i}{4 \cdot R_{III}^2}. \quad (5.10)$$

Остаточно діаметр і кількість штирів визначаються, виходячи з табл. 5.4.

Таблиця 5.4

Орієнтовний діаметр штирів

Діаметр коронки, мм	105–125	130–140	>152
Діаметр штирів, мм	10–14	12–16	16

Розрахунок занурення штирів у породу

5. Сила удару, що припадає на один штир, Н

$$F = \frac{A \cdot E}{z \cdot \sigma_0 \cdot R_{III} \cdot \sqrt{\pi}}. \quad (5.11)$$

6. Глибина занурення одного штиря, м

$$H = \frac{F^{2/3}}{200 \cdot E^{2/3} \cdot R_{III}^{2/3}}. \quad (5.12)$$

7. Доля роботи з деформації ядра ущільнення силою F , що надходить на руйнування породи

$$\eta = \frac{2 \cdot \mu^2}{3 \cdot (1 - 2 \cdot \mu)}. \quad (5.13)$$

8. Радіус лунки виколу на поверхні при зануренні одного штиря, м

$$R_{л} = \frac{E^{1/3} \cdot F^{2/3}}{3 \cdot \pi \cdot R_{III}^{2/3}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \mu \cdot \eta}{\sigma \cdot \sigma_0 \cdot (1 - 2 \cdot \mu)}}. \quad (5.14)$$

9. Об'єм зруйнованої породи при зануренні одного штиря приблизно визначається як об'єм конуса, м³

$$V_1 = \frac{\pi \cdot H \cdot R_{\text{Л}} \cdot 1,137}{2}. \quad (5.15)$$

10. Крок розташування двох штирів при послідовному руйнуванні породи за умови утворення спільної лунки виколу

$$l_{\text{II}} = 2.01 \cdot R_{\text{Л}}. \quad (5.16)$$

11. Об'єм зруйнованої породи при послідовному зануренні штирів, м³

$$V_{\text{II}} = 0.75 \cdot R_{\text{Л}} \cdot H \cdot l_{\text{II}}. \quad (5.17)$$

12. Крок установки при одночасному зануренні двох штирів за умови утворення спільної лунки виколу, м

$$l_{02} = 1.1 \cdot l_{\text{II}}. \quad (5.18)$$

13. Об'єм зруйнованої породи для двох штирів при спільному руйнуванні породи, м³

$$V_{02} = 0.45 \cdot (V_1 + R_{\text{Л}} \cdot H \cdot l_{02}). \quad (5.19)$$

14. Крок розташування трьох штирів за умови спільного руйнування породи при утворенні спільної лунки виколу, м

$$l_{03} = 1.15 \cdot l_{02}. \quad (5.20)$$

15. Об'єм зруйнованої породи для трьох штирів, розташованих трикутником при спільному руйнуванні породи, при утворенні спільної лунки виколу, м³

$$V_{03} = 0.23 \cdot (V_1 + 1,5 \cdot R_{II} \cdot H \cdot l_{03} + 0,5 \cdot l_{03}^2 \cdot H). \quad (5.21)$$

Попереднє компонування робочої частини коронки наведено на рис. 5.1.

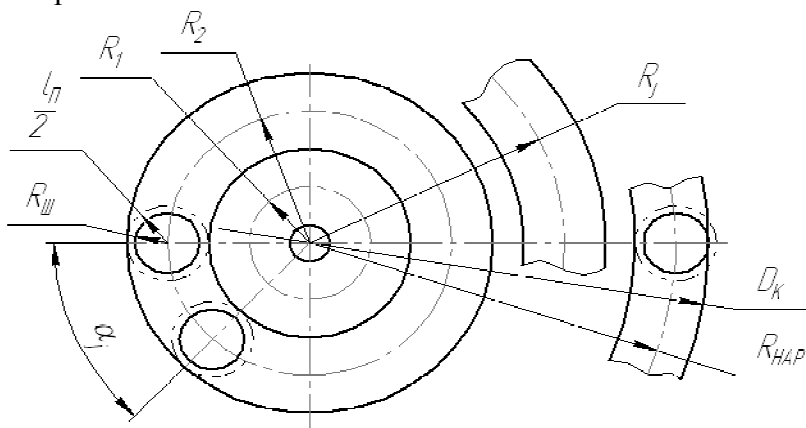


Рис.5.1. Компонування робочої частини коронки

16. Радіус зовнішньої кільцеподібної зони, м

$$R_{НАР} = \frac{D_K}{2} - R_{III}. \quad (5.22)$$

17. Число внутрішніх кільцеподібних зон

$$N_{ВН} = \frac{D_K - 2 \cdot (R_{III} + R_{II})}{4 \cdot R_{II}}. \quad (5.23)$$

де $R_{II} = 0,5 \cdot l_{II}$ – половина кроку установки штирів при послідовному руйнуванні.

18. Радіуси внутрішніх кільцеподібних зон при русі від краю до центру, м

$$R_j = \frac{D_K}{2} - (R_{III} + R_{II}) - (j \cdot 2 - 1) \cdot R_{II}. \quad (5.24)$$

19. Орієнтовне число штирів для кожної кільцеподібної зони, враховуючи і зовнішню:

– для першої кільцеподібної зони

$$z_{НАР} = \frac{4}{7} \cdot z; \quad (5.25)$$

– для наступних кільцеподібних зон

$$z_j = \frac{4}{7} \cdot z_{j-1}. \quad (5.26)$$

Примітка. Для останньої, центральної зони завжди приймається 1 штир.

20. Кут установки штирів для j -ої кільцеподібної зони

$$\alpha_j = \frac{360}{z_j}. \quad (5.27)$$

Відповідно до отриманих даних штирі розташовуються кільцеподібними зонами, починаючи із зовнішньої зони.

Розрахунок параметрів коронки, що забезпечують винесення шламу (рис. 5.2)

21. Кут повороту бічних пазів і каналів:

$$\alpha_{КП} = -31,615 + 16,0287 \cdot \gamma_{П}. \quad (5.28)$$

22. Діаметр продувального каналу, м

$$D_{КАН} = D_{КП}. \quad (5.29)$$

23. Кут нахилу продувального каналу згідно з експериментальними дослідженнями необхідно робити найменшим

$$0 < \alpha_{КАН} < 17^\circ. \quad (5.30)$$

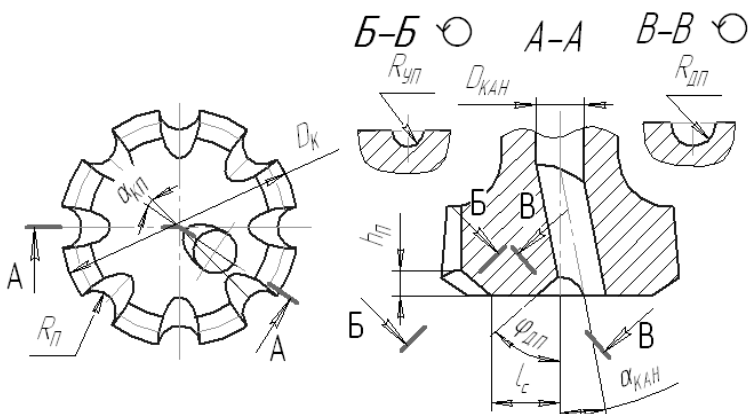


Рис. 5.2. Параметри коронки, що забезпечують винесення шламу

24. Радіус бічного паза для винесення шламу визначається або за табл. 5.5, або за формулою, м

$$R_{\Pi} = 5.3 \cdot \sqrt{a_{\max}}, \quad (5.31)$$

де a_{\max} – розмір найбільшої частинки шламу, м.

Таблиця 5.5

Величина радіусу бічного паза залежно від міцності порід

№ з.п.	Міцність породи f	Радіус паза R_{Π}
1	16–20	11
2	12–16	13,5
3	10–12	16

25. Кількість бічних пазів по периметру коронки

$$n = \frac{1,26 \cdot D_{\text{КАН}}^2 + 35 \cdot \gamma}{14,1 \cdot a_{\max}}. \quad (5.32)$$

26. Радіус торцевого паза відповідає радіусу центрального каналу, м

$$R_{\text{ДП}} = R_{\text{КП}} . \quad (5.33)$$

27. Кут нахилу торцевого паза залежно від кута нахилу центрального каналу

$$\varphi_{\text{ТП}} = 45,3 - 0,012 \cdot \alpha_{\text{ЦК}} . \quad (5.34)$$

28. Глибина торцевого паза залежно від кута нахилу центрального каналу, м

$$l_{\text{ТП}} = 6,61 + 6 \cdot 10^{-4} \cdot \alpha_{\text{ЦК}} . \quad (5.35)$$

29. Радіус торцевої проточки на пазі дорівнює радіусу самого паза, м

$$R_{\text{УП}} = R_{\text{П}} . \quad (5.36)$$

30. Відстань від центру до проточки на пазі $l_{\text{С}}$ згідно з експериментальними дослідженнями необхідно робити найменшим, тобто проточка на торцевому пазі повинна доходити до центру коронки

$$0 < l_{\text{С}} < 30 \text{ мм} . \quad (5.37)$$

31. Глибина проточки торцевого паза залежить від величини максимальної частки шламу, м

$$h_{\text{П}} = 2.3 \cdot \sqrt{a_{\text{max}}} . \quad (5.38)$$

За допомогою запропонованої методики розрахунку можна не лише проектувати нові коронки, але і перевіряти ефективність наявних.

5.3. Проектування штирової коронки для буріння свердловин з поліпшеним винесенням шламу

Вихідні дані для розрахунку:

- діаметр коронки $D_K = 110$ мм;
- форма корпусу коронки – пласка з одним осьовим продувальним каналом з напівкруглими бічними пазами.

Фізико-механічні властивості гірської породи:

- модуль Юнга $E = 8 \cdot 10^5$ Па;
- коефіцієнт Пуассона $\mu = 0,2$;
- межа міцності породи на розтягування $\sigma_p = 139 \cdot 10^6$ Па;
- межа міцності породи при всебічному стисканні, $\sigma_0 \approx 8 \cdot 10^4$ Па;
- щільність породи, $\gamma = 3000$ кг/м³;
- міцність породи $f = 10 \dots 12$;

Параметри занурного пневмоударника:

- енергія удару $A = 210$ Дж;
- діаметр вихлопного каналу на поршні-ударнику $D_{КП} = 0,02$ м.

Розрахунок коронки

$$1. \quad \Psi = \sqrt{\frac{2 \cdot 0,2 \cdot 0,044}{139 \cdot 10^6 \cdot 8 \cdot 10^5 \cdot 0,1 \cdot (1 - 2 \cdot 0,2)}} = 5,162 \cdot 10^{-8}.$$

$$2. \quad \Theta_1 = \frac{8 \cdot 10^{-5} \cdot 110^4 - 0,019 \cdot 110^3 + 1,3 \cdot 110^2}{1000^2} = 2,157 \cdot 10^{-3}.$$

$$3. \quad R_{III} < 0,85 \cdot \frac{(8 \cdot 10^5)^{1/3} \cdot 210^{2/3} \cdot 5,162 \cdot 10^{-8}}{(2,157 \cdot 10^{-3})^{2/3}}.$$

$R_{III} < 7,791 \cdot 10^{-3}$ м, приймаємо $R_{III} = 0,006$ м

$$4. \quad z = \frac{2,157 \cdot 10^{-3}}{4 \cdot 0,006^2} = 14,982.$$

Приймаємо $z = 14$

$$5. \quad F = \frac{210 \cdot 8 \cdot 10^5}{14 \cdot 8 \cdot 10^4 \cdot 0,006 \cdot \sqrt{\pi}} = 1,209 \cdot 10^4 \text{ Н}.$$

$$6. \quad H = \frac{(1,209 \cdot 10^4)^{2/3}}{200 \cdot (8 \cdot 10^5)^{2/3} \cdot 0,006^{1/3}} = 1,682 \cdot 10^{-3} \text{ м.}$$

$$7. \quad \eta = \frac{2 \cdot 0,2^2}{3 \cdot (1 - 2 \cdot 0,2)} = 0,044.$$

$$8. \quad R_{II} = \frac{(8 \cdot 10^5)^{1/3} \cdot (1,209 \cdot 10^4)^{2/3}}{3 \cdot \pi \cdot 0,006^{2/3}}.$$

$$\cdot \sqrt{\frac{2 \cdot 0,2 \cdot 0,044}{139 \cdot 10^6 \cdot (1 - 2 \cdot 0,2) \cdot 8 \cdot 10^4}} = 8,117 \cdot 10^{-3} \text{ м.}$$

$$9. \quad V_1 = \frac{\pi \cdot 1,682 \cdot 10^{-3} \cdot (8,117 \cdot 10^{-3})^2 \cdot 1,137}{3} = 1,319 \cdot 10^{-7} \text{ м}^3.$$

$$10. \quad l_{II} = 2,01 \cdot 8,117 \cdot 10^{-3} = 0,016 \text{ м.}$$

$$11. \quad V_{II} = 0,75 \cdot 8,117 \cdot 10^{-3} \cdot 1,682 \cdot 10^{-3} \cdot 0,016 = 1,671 \cdot 10^{-7} \text{ м}^3.$$

$$12. \quad l_{O2} = 1,1 \cdot 0,016 = 0,018 \text{ м.}$$

$$13. \quad V_{O2} = 0,45 \cdot (1,319 \cdot 10^{-7} + 8,117 \cdot 10^{-3} \cdot 1,682 \cdot 10^{-3} \cdot 0,018) = 1,696 \cdot 10^{-7} \text{ м}^3$$

$$14. \quad l_{O3} = 1,5 \cdot 0,018 = 0,027 \text{ м.}$$

$$15. \quad V_{O3} = 0,23 \cdot (1,319 \cdot 10^{-7} + 1,5 \cdot 8,117 \cdot 10^{-3} \cdot 1,682 \cdot 10^{-3} \cdot 0,027 + 0,5 \cdot 1,682 \cdot 10^{-3} \cdot 0,027^2) = 1,41 \cdot 10^{-6} \text{ м}^3$$

$$16. \quad R_{HAP} = \frac{0,110}{2} - 0,006 = 0,049 \text{ м}$$

$$17. \quad N_{BH} = \frac{0,110 - 2 \cdot (0,008 + 0,006)}{4 \cdot 0,008} = 2,503.$$

Приймаємо $N_{BH} = 3$

$$18. \quad R_1 = \frac{0,110}{2} - (0,008 + 0,006) - (1 \cdot 2 - 1) \cdot 0,008 = 0,033 \text{ м};$$

$$R_2 = \frac{0,110}{2} - (0,008 + 0,006) - (2 \cdot 2 - 1) \cdot 0,008 = 0,016 \text{ м};$$

$$R_3 = \frac{0,110}{2} - (0,008 + 0,006) - (3 \cdot 2 - 1) \cdot 0,008 = 5,685 \cdot 10^{-5} \text{ м.}$$

$$19. \quad z_{HAP} = 14 \cdot \frac{4}{7} = 8;$$

$$z_1 = 8 \cdot \frac{4}{7} = 4;$$

$$z_2 = 4 \cdot \frac{4}{7} = 2;$$

$$z_3 = 2 \cdot \frac{4}{7} = 1.$$

Приймаємо $z_{HAP} = 7$.

Приймаємо $z_1 = 3$.

Приймаємо $z_2 = 3$.

Приймаємо $z_3 = 1$.

$$20. \quad \alpha_{HAP} = \frac{360}{8} = 45^\circ;$$

$$\alpha_1 = \frac{360}{4} = 90^\circ;$$

$$\alpha_2 = \frac{360}{2} = 180^\circ;$$

$$\alpha_3 = \frac{360}{1} = 360^\circ.$$

$$21. \quad \alpha_{KII} = -31,615 + 16,0287 \cdot 3 = 17,4^\circ.$$

$$22. \quad D_{КАН} = D_{KII} = 20 \text{ мм.}$$

$$23. \quad \alpha_{КАН} = 8^\circ.$$

$$24. \quad R_{II} = 13,5 \text{ мм.}$$

$$25. \quad n = \frac{1,26 \cdot 20^2 + 35 \cdot 3}{14,1 \cdot 6,4} = 6,8.$$

Приймаємо $n = 7$

$$26. \quad R_{ДИI} = 10 \text{ мм.}$$

$$27. \quad \varphi_{ДИI} = 45,3 - 0,012 \cdot 8 = 45,2^\circ.$$

$$28. \quad l_{ДИI} = 6,61 + 6 \cdot 10^{-4} \cdot 8 = 7 \text{ мм.}$$

$$29. \quad R_{VII} = 13,5 \text{ мм.}$$

$$30. \quad l_C = 30 \text{ мм.}$$

$$31. \quad h_{II} = 2,3 \cdot \sqrt{6,4} = 5 \text{ мм.}$$

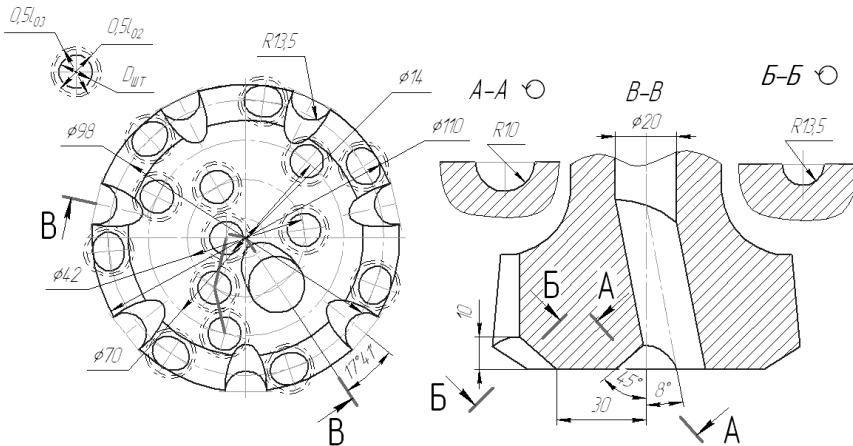


Рис.5.3. Компонування коронки

У результаті за розробленою методикою спроектовано штирову коронку для буріння свердловин діаметром 110 мм у породах середньої міцності, яку захищено патентом 32569 України, МПК Е 21 В 10/36. № U200713785 ; заявл. 10.12.2007 ; опубл. 28.05.2008, Бюл. № 10.

5.4. Проведення порівняльних випробувань

Методика проведення порівняльних випробувань у промислових умовах. Основною метою порівняльних випробувань експериментальної штирової коронки і коронки ТОВ «Семфлекс», що серійно випускається, у промислових умовах є порівняння експлуатаційних параметрів коронок і перевірка ефективності прийнятих рішень. У період порівняльних випробувань необхідно визначити: швидкість буріння кожною коронкою в однакових гірничо-геологічних умовах; зношення коронок; гранулометричний склад бурового шламу при бурінні кожною коронкою.

Об'єктами порівняльних випробувань є зразок експериментальної штирової коронки, виготовленої за технічною документацією, розробленою у результаті досліджень, і штирова коронка, що виготовляється фірмою ТОВ «Семфлекс». Ці штирові коронки призначені для буріння свердловин діаметром 110 мм зачистними пневмударниками з баянетним кріпленням коронки й

осьовим вихлопом відпрацьованого повітря (наприклад, П-110) у породах міцністю 10–16 за шкалою проф. М.М.Протод'яконова.

Таблиця 5.6

Технічна характеристика коронок

№ з/п	Параметр	Експериментальна штирова коронка	Коронка серійна ТОВ «Семфлекс»
1.	Діаметр свердловини, мм	110	110
2.	Число штирів, у тому числі зовнішніх внутрішніх	14 7 7	14 7 7
3.	Діаметр штирів	13	13
4.	Маса коронки, кг	4,1	4,1

Обидві випробовувані коронки виготовлені з використанням однакових матеріалів за однаковою технологією.

Для перевірки ефективності прийнятих рішень було проведено порівняльні випробування двох штирових коронок: експериментальна коронка (рис. 5.4) і коронка ТОВ «Семфлекс» (рис. 5.5), що серійно випускається.

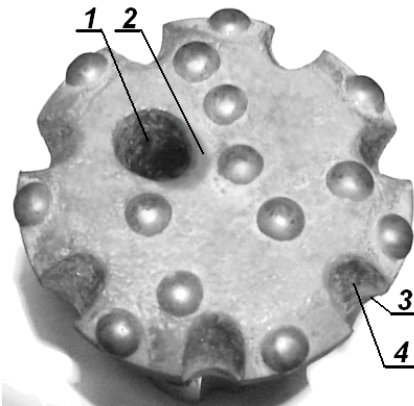


Рис. 5.4. Експериментальна штирова коронка: 1 – продувальний канал; 2 – торцевий паз, пов’язаний з продувальним каналом; 3 – бічний паз; 4 – торцевий паз, пов’язаний з бічним пазом

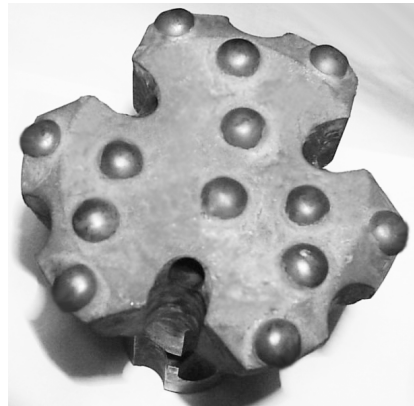


Рис.5.5. Штирова коронка, що випускається серійно, має три осьові продувальні канали, трикутні і напівкруглі бічні пази і не має торцевих пазів

Місце проведення порівняльних випробувань: ПАТ «Криворізький залізорудний комбінат», ш. «Батьківщина» і ш. ім. Леніна. Умови проведення випробувань – звичайні шахтні, руди міцністю від 7 до 12 за шкалою проф. М.М. Протод'яконова. Буріння з продуванням водо-повітряною сумішшю верстатом НКР–100МА з занурним пневмоударником П–110.

Визначувані показники: швидкість буріння кожною коронкою в однакових гірничо-геологічних умовах, м/год; питоме зношення коронок, г/м; проходка до першого переточування, м; гранулометричний склад бурового шламу при бурінні кожною коронкою.

При проведенні порівняльних випробувань потрібні такі вимірювальні прилади й інструменти: секундомір за ГОСТ 5072–79; ваги з ціною ділення 0,01 гр. з максимальною масою не менше 5 кг; універсальний вимірювальний інструмент – рулетка (ГОСТ 7502–80). Похибка вимірів: часу $\pm 5\%$, лінійних розмірів $\pm 0,5\%$, маси $\pm 0,5\%$.

Вимоги безпеки при проведенні випробувань. Усі роботи з монтажу, підготовки до роботи, експлуатації і технічного обслуговування бурового верстата повинні виконуватися особами, що пройшли спеціальний інструктаж та отримали право на виконання цих робіт.

Спуск бурового верстата в шахту, доставка, монтаж, демонтаж і підготовка до роботи виконується бригадою у складі не менш 3-х осіб.

Монтаж бурового верстата може бути розпочатий тільки після закінчення усіх гірничопідготовчих робіт і здавання виробок за актом.

Доставка вузлів верстата здійснюється шахтним електровозом на візках, при цьому має бути забезпечене їх надійне закріплення.

При монтажі верстата слід користуватися вантажопідійомними пристосуваннями, перевіреними і випробуваними у встановленому порядку з дотриманням правил техніки безпеки при роботі з підйомними механізмами.

Загалом експлуатація верстата повинна виконуватися відповідно до вимог «Єдиних правил техніки безпеки при розробці рудних, нерудних і розсипних родовищ підземним способом».

Підготовка і проведення порівняльних випробувань штирових коронок відбувалося згідно з планом організації робіт, затвердженим керівництвом ВАТ «Криворізький залізорудний комбінат», при якому проводилися дослідницькі випробування в промислових умовах. Випробування бурових коронок проходило в однакових гірничо-геологічних умовах.

У період випробувань здійснювалося технічне обслуговування бурового верстата в об'ємі та з періодичністю, зумовленими інструкцією з експлуатації верстата бурового НКР-100МА. Монтажні роботи, установка верстата в робоче положення і підготовка до роботи виконувалася відповідно до проекту відпрацювання, паспорта установки й інструкції з експлуатації.

Під час порівняльних випробувань необхідно було пройти не менше 15–20 м свердловини кожною короною по породах різної міцності. Перед випробуваннями і після них обидві коронки зважувалися. У процесі випробувань організовувалися хронометражні спостереження за усіма операціями робочого циклу. Об'єм хронометражних спостережень охоплював не менше 2-х повних робочих змін буріння. Під час буріння коронами бралися проби бурового шламу в гирлі свердловини.

Вимір швидкості буріння проводився виміром часу проходки свердловини t на величину ходу подання бурового верстата l (320 мм) за допомогою секундоміра, при цьому швидкість буріння визначається як

$$v_{\text{бур}} = \frac{l}{t}. \quad (5.39)$$

Вимір питомого зношення коронок проводився виміром маси коронок до m_1 і після випробувань m_2 . Перед виміром маси коронки були очищені від бруду. При цьому питоме зношення визначалося за формулою (1.10).

Вимір гранулометричного складу бурового шламу проводився за допомогою ситового аналізу.

Результати порівняльних випробувань у промислових умовах оброблялися статистичними методами і були зведені у відповідні відомості.

Розроблена методика проведення порівняльних випробувань у промислових умовах дозволяє підтвердити отримані результати досліджень і перевірити ефективність прийнятих рішень. Як параметр для оцінки ефективності конструкцій коронок прийняте питоме зношення.

Результати порівняльних промислових випробувань. Проведемо аналіз конструкції експериментальної коронки.

Об'єм породи, відбитої за 1 удар

$$V_{\Sigma} = 3 \cdot V_{02} + 11 \cdot V_{II} = 3 \cdot 1,696 \cdot 10^{-7} + 11 \cdot 1,671 \cdot 10^{-7} = 2,347 \cdot 10^{-6} \text{ м}^3. \quad (5.40)$$

Відносне винесення шламу нової конструкції коронки

$$\begin{aligned} Y_B = & 0,397 - 0,00807 \cdot 8,7 \cdot 10^{-3} - 0,0196 \cdot 0,683 - \\ & - 0,0126 \cdot (-1,182) - 0,0587 \cdot (8,7 \cdot 10^{-3})^2 - \\ & - 0,0119 \cdot (0,657)^2 - 0,0394 \cdot (0,683)^2 - \\ & - 0,0107 \cdot (-1,182)^2 + 0,00694 \cdot 8,7 \cdot 10^{-3} \cdot 0,657 + \\ & + 0,00656 \cdot 8,7 \cdot 10^{-3} \cdot 0,683 + 0,0229 \cdot 0,657 \cdot 0,683 = 0,37. \end{aligned} \quad (5.41)$$

Було проаналізовано конструкцію коронки ТОВ «Семфлекс». Приймаючи такі ж вихідні дані щодо породи і пневмоударника, як і для розрахунку експериментальної коронки, отримано такі результати: об'єм породи, відбитої за 1 удар $V'_{\Sigma} = 2,2378 \cdot 10^{-6} \text{ м}^3$; повне відносне винесення шламу $Y'_{\Sigma} = 0,165$.

Порівняння об'єму зруйнованої породи за один удар

$$\Delta V = \frac{V'_{\Sigma}}{V_{\Sigma}} = \frac{2,2378 \cdot 10^{-6}}{2,347 \cdot 10^{-6}} = 0,86. \quad (5.42)$$

Порівняння відносного винесення шламу

$$\Delta Y_B = \frac{Y'_B}{Y_B} = \frac{0,165}{0,37} = 0,44. \quad (5.43)$$

Таким чином, можна зробити попередній висновок про те, що при бурінні міцних порід швидкість буріння коронками трохи відрізнятиметься, а при бурінні порід середньої міцності швидкість буріння і стійкість експериментальної коронки будуть вищі за рахунок поліпшеного очищення свердловини від бурового шламу, ніж у коронки ТОВ «Семфлекс».

Результати порівняльних випробувань буріння свердловин діаметром 110 мм різними типами коронок наведено у табл. 5.7, 5.8.

Таблиця 5.7

Результати порівняльних випробувань на ш. «Батьківщина», гор. 1320 м, породи міцністю 7-8

Коронки	Швидкість буріння, м/год	Маса коронок, г		Питоме зношення, г/м	Грансклад	Проходка, м
		до випробувань	після випробувань			
Експериментальна	9,72	4106	4085	1,48	Рис.5.6	14,4
Серійна	6	3861	3846	2,55		6

Таблиця 5.8

Результати порівняльних випробувань на ш.ім. Леніна, гор. 1233 м, породи міцністю 10-12

Коронки	Швидкість буріння, м/год	Маса коронок, г		Питоме зношення, г/м	Грансклад	Проходка, м
		до випробувань	після випробувань			
Експериментальна	6,18	4085	4018	3,1	Рис.5.7	9,6
Серійна	6,05	3846	3769	4,5		10,8

Загалом було пробурено 40,8 м свердловини, причому 24 м експериментальною коронкою і 16,8 м – серійною коронкою.

Згідно з розрахунковими даними швидкість буріння порід середньої міцності ($f = 10-12$) серійною коронкою має бути в 1,05 рази вище, ніж експериментальною.

Проте за результатами випробувань швидкість буріння експериментальною коронкою порід міцністю $f = 10-12$ вище у 1,02 рази, а при бурінні порід міцністю $f = 7-8$ швидкість буріння вище у 1,62 рази.

Такий приріст швидкості спостерігається у результаті збільшення відносного винесення шламу, особливо це видно за результатами буріння м'яких порід, оскільки у цьому випадку об'єм сколеної породи за один удар більше і частки породи мають більшу крупність.

Питоме зношення експериментальною коронкою нижче, ніж серійною при бурінні порід міцністю $f = 7-8$ у 1,5 рази, а при бурінні порід міцністю $f = 10-12$ нижче у 1,4 рази. Причому розрахункове відносне винесення шламу експериментальної коронки вище у 2,24 рази, ніж серійної. Проте питоме зношення залежить не лише від відносного винесення шламу, але і від кількості шламу, тобто від об'єму сколеної породи за один удар. Таким чином, можна припустити, що питоме зношення прямо пропорційно об'єму сколеної породи за один удар і обернено пропорційно до відносного винесення шламу.

Як видно з діаграм гранулометричного складу (див. рис 5.6, 5.7), для бурового шламу експериментальної коронки в обох випадках характерний більший вміст крупних фракцій (фракції понад 1 мм).

Це свідчить про менше переподрібнення бурового шламу й ефективніше його видалення зі свердловини.

У результаті проведених порівняльних випробувань було підтверджено гіпотезу про зв'язок між питомим зношенням коронки, відносним винесенням шламу й усередненим параметром завихореності (рис. 5.8).

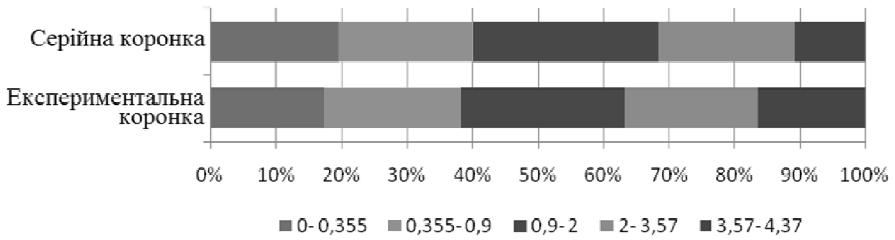


Рис. 5.6. Гранулометричний склад бурового шлану при бурінні порід міцністю $f = 7-8$

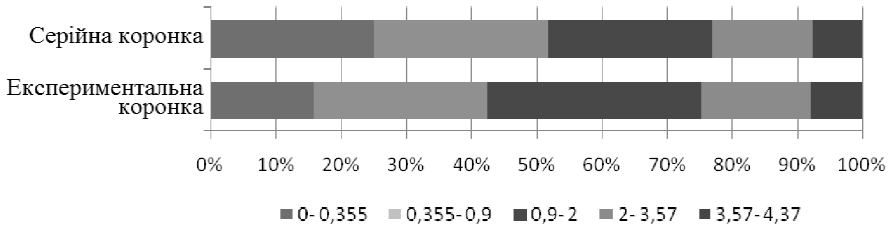


Рис. 5.7. Гранулометричний склад бурового шлану при бурінні порід міцністю $f = 10-12$

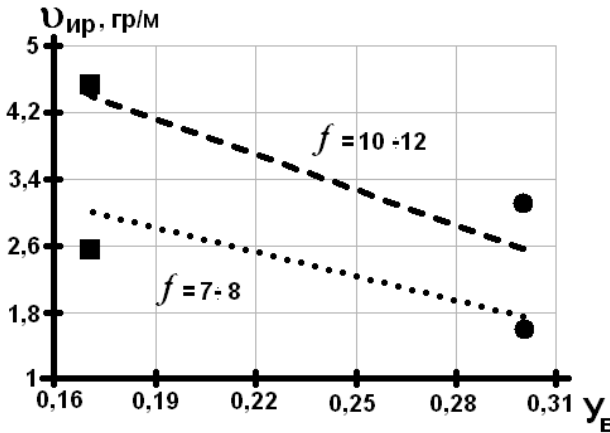


Рис. 5.8. Залежність питомого зношення коронки $v_{ир}$ від усередненого параметра завихореності v_{ω} : питоме зношення гіпотетичне: ••••• – при $f = 7-8$; - - - - при $f = 10-12$; питоме зношення за результатами випробувань: ■ ■ – для серійної коронки; ● ● – для експериментальної коронки

Згідно з отриманими даними у результаті проведених порівняльних випробувань було визначено значення емпіричного коефіцієнта пропорційності k_2 для формули взаємозв'язку між швидкістю зношення і відносним винесенням шламу (1.11).

Значення коефіцієнта становить $k_2 = 0,072$ при постійній енергії удару, рівної енергії удару занурного пневмоударника П-110, міцності породи $f = 7 \dots 12$, відносному винесенні шламу $V_B = 0,15-0,4$.

Таким чином, результати порівняльних випробувань підтверджують вірність прийнятих рішень і висновків проведеної дослідницької роботи, покладених в основу методики проектування штирових коронок з поліпшеним винесенням шламу для буріння свердловин занурними пневмоударниками.

5.5. Розрахунок очікуваного економічного ефекту від упровадження виконаних досліджень

Розрахунок очікуваного річного економічного ефекту виконано згідно з «Методикою (основні положення) визначення економічної ефективності використання в народному господарстві нової техніки, рацпропозицій, винаходів». Як об'єкт розрахунку (базовий варіант) обрано коронку ТОВ «Семфлекс», яка має приблизно однакову собівартість виготовлення з пропонованою конструкцією. Вихідними даними виступають результати порівняльних випробувань.

1. Питома витрата основного часу на буріння 1 м свердловини базовою коронкою

$$t_{01} = \frac{60}{A_{T1}} = \frac{60}{6,25} = 9,6, \text{ хв/м}, \quad (5.44)$$

де $A_{T1} = 6,25$ м/год – середня швидкість буріння базової коронки по породах міцністю $f = 8-12$ за шкалою проф. М.М. Протод'яконова згідно з актами випробувань.

2. Питомі витрати основного часу на буріння 1 м свердловини

$$t_{02} = \frac{60}{A_{T2}} \frac{60}{7,95} = 7,55, \text{ хв/м,} \quad (5.45)$$

де $A_{T2} = 7,95$ м/год – середня швидкість буріння нової коронки по породах міцністю $f = 8-12$ за шкалою проф. М.М. Протод'яконова згідно з актами випробувань.

3. Питома витрата електроенергії на буріння 1 м свердловини базовою коронкою

$$q_{e1} = \frac{N}{A_{T1}} = \frac{2,8}{6,25} = 0,43, \text{ кВт} \cdot \text{год/м,} \quad (5.46)$$

де $N = 2,8$ кВт – потужність основного приводу верстата НКР-100МА.

4. Питома витрата електроенергії на буріння 1 м свердловини пропонованою коронкою

$$q_{e2} = \frac{N}{A_{T2}} = \frac{2,8}{7,95} = 0,35, \text{ кВт} \cdot \text{год/м.} \quad (5.47)$$

5. Витрати на буріння 1 м свердловини при використанні базової коронки без урахування вартості

$$\begin{aligned} n_1 &= \frac{(t_{o1} \cdot K_1 + t_b \cdot K_2) \cdot T_3 \cdot K_n \cdot K_{zn} + q_{e1} \cdot H_e + t_{об1} \cdot T_{нз}}{T_{см} - T_{нв} - T_{лн}} = \\ &= \frac{(9,6 \cdot 1,05 + 0,06 \cdot 1,15) \cdot 120 \cdot 1,1 \cdot 1,403}{420 - 30 - 20} + \\ &+ 0,43 \cdot 0,325 + 0,024 \cdot 15,5 = 5,59, \text{ грн/м,} \end{aligned} \quad (5.48)$$

де $K_1 = 1,05$ – коефіцієнт, який ураховує час відпочинку робітника при виконанні основних операцій; $t_b = 0,06$ люд.хв/м – питома трудомісткість допоміжних операцій; $K_2 = 1,15$ – коефіцієнт, який ураховує час відпочинку робітників при виконанні допоміжних операцій; $T_3 = 120$ грн. – тарифна ставка машиніста

верстата при 7-годинній робочій зміні; $K_n = 1,1$ – коефіцієнт доплати до тарифної ставки; $K_{з.н} = 1,403$ – коефіцієнт нарахувань на заробітну плату; $T_{см} = 420$ хв – установлена тривалість робочої зміни; $T_{п.з} = 30$ хв, $T_{л.н.} = 20$ хв – нормативи часу на підготовчо-завершальні операції й особисті потреби; $H_e = 0,325$ грн./кВт год. – вартість електроенергії згідно з тарифами на електроенергію для юридичних і фізичних осіб-суб’єктів підприємницької діяльності (постанова НКРЕ від 23.11.06 №1550); $t_{об1} = 0,024$ люд. год./м – об’єднана питома оперативна трудомісткість технічних обслуговувань і ремонтів на 1 м пробуреної свердловини; $T_{п.з.} = 15,5$ грн. – годинна тарифна ставка машиніста верстата.

6. Витрати на буріння 1 м свердловини при використанні нової коронки без урахування вартості

$$\begin{aligned}
 n_2 &= \frac{(t_{02} \cdot K_1 + t_B \cdot K_2) T_3 \cdot K_n \cdot K_{зн}}{T_{см} - T_{пз} - T_{лн}} + q_{e2} \cdot H_e + t_{об2} \cdot t_{зн} = \\
 &= \frac{(7,55 \cdot 1,05 + 0,06 \cdot 1,15) 120 \cdot 1,1 \cdot 1,795}{420 - 30 - 20} + \\
 &+ 0,35 \cdot 0,325 + 0,024 \cdot 15,5 = 4,487, \text{ грн/м.}
 \end{aligned} \quad (5.49)$$

7. Собівартість буріння 1 м свердловини при використанні базової коронки

$$C_1 = n_1 + \frac{Ц_1}{P_{c1}} = 5,59 + \frac{410}{70} = 11,45, \text{ грн/м,} \quad (5.50)$$

де P_{c1} – середній ресурс до списання базової коронки. За відомостями фірми ТОВ «Семфлекс», повний ресурс базової коронки по породах міцністю $f = 8-12$ за шкалою проф. М.М. Протод’яконова становить 60–80 м. Приймаємо середній ресурс до списання $P_{c1} = 70$ м; $Ц_1 = 410$ грн. – ціна базової коронки.

8. Собівартість буріння 1 м свердловини при використанні пропонуваної коронки

$$C_2 = n_2 + \frac{C_2}{P_{c2}} = 4,487 + \frac{390}{100} = 8,38, \text{ грн/м}, \quad (5.51)$$

де P_{c2} – середній ресурс до списання нової коронки. Згідно з проведеними випробуваннями напрацювання до першого переточування базової коронки становило 16,8 м, а пропонованої – 24м. Таким чином, можна припустити, що повний ресурс пропонованої коронки становитиме $\frac{24}{16,8} \cdot (60 - 80) = (85 - 115)$ м.

Приймаємо середній ресурс до списання по породах міцністю $f = 8 \dots 12$ за шкалою проф. М.М. Протод'яконова $P_{c2} = 100$ м; $C_2 = 390$ грн. – ціна нової коронки.

9. Питомі додаткові капітальні вкладення, пов'язані з розробленням і впровадженням нової коронки

$$K_{\text{доп.юд}} = \frac{K_{\text{доп}}}{Q_2} = \frac{24500}{47500} = 0,516, \text{ грн} \cdot \text{рік/м}, \quad (5.52)$$

де $K_{\text{доп}} = 24500$ грн. – додаткові капітальні вкладення, пов'язані з розробленням і впровадженням нової коронки; $Q_2 = 47500$ м/рік – річний об'єм бурових робіт на ділянці.

10. Економічний ефект від упровадження нової коронки

$$\begin{aligned} \Delta &= (C_1 - C_2 - E_H \cdot K_{\text{доп.юд}}) \cdot Q_2 = \\ &= (11,45 - 8,38 - 0,15 \cdot 0,516) \cdot 47500 = \\ &= 142148, \text{ грн/рік}, \end{aligned} \quad (5.53)$$

де $E_H = 0,15$ – нормативний коефіцієнт ефективності.

11. Прибуток від упровадження нової коронки

$$П = (C_1 - C_2) \cdot Q_2 = (11,45 - 8,38) \cdot 47500 = 145690, \text{ грн}, \quad (5.54)$$

12. Термін окупності

$$T = \frac{K_{\text{доп}}}{\Pi} = \frac{24500}{145690} = 0,168, \text{ роки.} \quad (5.55)$$

13. Коефіцієнт економічної ефективності

$$E = \frac{1}{T} = \frac{1}{0,168} = 5,95. \quad (5.56)$$

Таким чином, на основі отриманих даних у ході порівняльних випробувань був визначений очікуваний економічний ефект від упровадження результатів дослідження, який становитиме 142 тис. грн. на рік на ділянці шахти з продуктивністю 25 м за зміну для одного верстата і міцністю породи $f = 8-12$ за шкалою проф. М.М. Протод'яконова.

Висновки

У монографії розглянуто розв'язання актуального науково-технічного завдання, яке полягає в обґрунтуванні раціональних конструктивних параметрів штирових коронок, що забезпечують підвищення швидкості буріння і зниження питомого зношення коронки через поліпшення винесення бурового шламу завдяки зменшенню завихореності потоку очисного агента у привибійній зоні.

Головні наукові і практичні висновки та результати дослідницької роботи:

1. Найявні методи розрахунку параметрів очищення свердловини, засновані на забезпеченні транспортування шламу стовбуром свердловини потоком газоподібного або рідкого очисного агента, не враховують ефективність очищення привибійної зони від часток шламу. Підвищення ефективності видалення продуктів руйнування з привибійної зони при постійній витраті водо-повітряної суміші є можливим за рахунок вибору раціональних геометричних параметрів корпусу штирової коронки. При цьому знижується зношення бурового інструменту і збільшується швидкість буріння.
2. Обрані і використані такі основні методи досліджень: математичне і комп'ютерне моделювання, включаючи скінченнооб'ємний аналіз, методи аналітичної геометрії, теорії подібності, теорії гідравліки й аеродинаміки, експериментальні дослідження із застосуванням методів планування багатofакторних експериментів і методів математичної статистики.
3. Для оцінювання швидкості і завихореності потоку очисного агента запропоновано усереднений параметр завихореності – відношення середньгеометричної швидкості до середньоарифметичної завихореності потоку очисного агента, а для оцінювання очищення привибійного простору було запропоновано відносне винесення шламу – відношення маси винесеного шламу з привибійної зони до загальної маси шламу, яка утворюється за один удар.

4. Проведено аналітичні дослідження на основі математичного моделювання, у ході яких обґрунтовано конструктивні параметри корпусу штирової коронки, які дають максимальну швидкість очисного агента і його мінімальну завихореність у привибійній зоні на основі усередненого параметра завихореності.
5. Встановлено, що при декількох еквівалентних за площею продувальних каналах в усіх випадках утворюється зона зіткнення двох потоків, у якій усереднений параметр завихореності знижується в 2,4–2,7 рази у порівнянні з одним каналом, встановлено параболічну залежність другого ступеня усередненого параметра завихореності потоку очисного агента в привибійній зоні від кількості й кута нахилу продувальних каналів у корпусі штирової коронки, яка відрізняється тим, що враховує напрям і швидкість потоків очисного агента, причому кут нахилу каналу β_1 повинен обиратися у межах $10^\circ < \beta_1 < 17^\circ$.
6. Встановлено лінійну залежність усередненого параметра завихореності потоку очисного агента в привибійній зоні від глибини і кута нахилу торцевого паза до осі штирової коронки з одним продувальним каналом, яка відрізняється тим, що враховує діаметр продувального каналу $D_{КАН}$ при $18 \text{ мм} < D_{КАН} < 21 \text{ мм}$ і кут нахилу цього каналу до осі коронки $\alpha_{КАН}$ при $0^\circ < \alpha_{КАН} < 20^\circ$, причому торцевий паз на робочій поверхні штирової коронки з одним продувальним каналом має бути нахиленим до осі коронки під гострим кутом $45^\circ \pm 1^\circ$ і мати глибину $6,5 \pm 1 \text{ мм}$. Це забезпечує збільшення відносного винесення шламу у 1,2–1,4 рази у порівнянні зі схемою з перпендикулярним розташуванням паза і у 1,5–2 рази у порівнянні зі схемою без торцевого паза.
7. Експериментально досліджено вплив конструктивних параметрів корпусу штирової коронки, швидкості і завихореності очисного агента на відносне винесення бурового шламу, обґрунтовано конструктивні параметри корпусу штирової коронки, які дають максимальне відносне винесення шламу.

8. Встановлено, що радіус бічних напівкруглих пазів, розташованих по периметру корпусу коронки прямо пропорційний кореню квадратному від максимального розміру частки шламу a_{\max} при $4,37 \text{ мм} < a_{\max} < 8,9 \text{ мм}$ і повинен перевищувати її розмір у 1,7–2,5 рази, причому серед відомих форм бічних пазів пази напівкруглого перетину у 1,2–1,5 рази збільшують відносне винесення шламу.
9. Встановлено параболічну залежність відносного винесення шламу з привибійної зони від кількості і площі поперечного перетину бічних напівкруглих пазів, розташованих по периметру корпусу штирової коронки, яка відрізняється тим, що враховує площу перерізу центрального продувального каналу S_K при $250 \text{ мм}^2 < S_K < 345 \text{ мм}^2$, відскік коронки h_0 при $0 \text{ мм} < h_0 < 15 \text{ мм}$ і щільність породи γ_n при $1,9 \text{ г/см}^3 < \gamma_n < 3,5 \text{ г/см}^3$, причому величина сумарної площі приймається, виходячи з умови забезпечення максимуму параболічної функції відносного винесення шламу і повинна перевищувати площу перетину одного центрального продувального каналу в 1,8–2 рази.
10. Встановлено, що використання схеми корпусу з максимальною кількістю пазів і їх мінімальною площею забезпечує максимум усередненого параметра завихореності. Величина усередненого параметра завихореності зменшується для схеми з 2 пазами у середньому на 19,3%, а для схеми з 4 пазами – у середньому на величину 8,6% у порівнянні зі схемою з 8 пазами.
11. Розроблено рекомендації на проектування штирових коронки з поліпшеним винесенням шламу, які впроваджено у проектному інституті НДПрудмаш, і створено штирову коронку з поліпшеним винесенням шламу, захищену патентом України на корисну модель.
12. Проведено випробування розробленої коронки в промислових умовах. Встановлено, що збільшення відносного винесення бурового шламу у 2 рази підвищує швидкість буріння у 1,1–1,3 рази і знижує швидкість зношення у 1,5–1,7 рази.

Список використаної літератури

1. А.с. № 1227799 СССР, МКИ Е 21 В 10/36. Буровая коронка / А.Д.Ковалев, В.С.Виноградов, Л.В.Белавин и др. (СССР). - №3728367/22-03; Заявлено 18.04.84; Опубл. 30.04.86, Бюл. №16.
2. А.с. № 1460181 СССР, МКИ Е 21 В 10/56. Буровая коронка / Ю.Ф.Авдотин, Ю.Л.Мотовилов (СССР). - №3846925/22-03; Заявлено 24.01.85; Опубл. 23.02.89, Бюл. №7.
3. А.с. № 1696667 СССР, МКИ Е 21 В 10/36. Коронка для ударно-вращательного бурения / А.С.Курдюков, И.Д.Плеханов, В.В.Глазков и др. (СССР). - №3955675/22-03; Заявлено 10.06.85; Опубл. 23.08.88, Бюл. №31.
4. А.с. № 1460181 СССР, МКИ Е 21 В 10/52. Буровая коронка / Ю.Ф.Авдонин, Ю.Л.Мотовилов (СССР). - №3846925/22-03; Заявлено 24.01.85; Опубл. 23.02.89. Бюл. №7.
5. А.с. № 11209821 СССР, МКИ Е 21 В 10/36. Коронка для ударно-вращательного бурения / В.А.Алферов, А.Ф.Костин. А.С.Курдюков, И.Д.Плеханов (СССР). - №3777320/22-03; Заявлено 03.08.84; Опубл. 07.02.86, Бюл. №5.
6. А.с. № 1560061 СССР, МКИ Е 21 В 10/36, 10/56. Долото для ударно-вращательного бурения / Зигфрид Трейтц (СССР). - №4203368/23-03; Заявлено 18.09.87; Опубл. 20.03.90, Бюл. №15.
7. А.с. № 1652503 СССР, МКИ Е 21 В 10/36. Долото для ударно-вращательного бурения / Н.А.Беляев, В.А.Гаун, М.С.Зарубин (СССР). - №4446623/03; Заявлено 29.03.88; Опубл. 30.05.91, Бюл. №20.
8. Адлер Ю.П. Введение в планирование эксперимента / Ю.П.Адлер. - М. : Металлургия, 1969. - 160 с.
9. Адлер Ю.П. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий / Ю.П.Адлер, Е.В.Маркова, Ю.В.Грановский. - М. : Наука, 1971. – 287 с.
10. Александров Е.В. Исследование процесса ударного взаимодействия горной породы и инструмента. Краткий научный отчет / Е.В.Александров, В.Б.Соколинский. - М. : ИГД им Скочинского, 1965. – 74 с.

11. Александров Е.В. Исследование процесса ударного взаимодействия горной породы и инструмента. Краткий научный отчет / Е.В.Александров, В.Б.Соколинский. - М. : ИГД им. А.А.Скочинского, 1969. - 201 с.
12. Александров Е.В. Прикладная теория и расчет ударных систем / Е.В.Александров, В.Б.Соколинский. - М. : Наука, 1969. - 201 с.
13. Альтуль А.Д. Гидравлика и аэродинамика / А.Д.Альтуль, Л.С.Животворский, Л.П.Иванов. - М. : Наука, 1987. - 270 с.
14. Арцимович Г.В. Механофизические основы создания породоразрушающего бурового инструмента / Г.В.Арцимович. – Новосибирск : Наука, 1985. – 274 с.
15. Арцимович Г.В. Исследование и разработка породоразрушающего инструмента для бурения / Г.В.Арцимович, Е.П.Поладко, И.А.Свешников. – Новосибирск : Наука, 1978. – 181 с.
16. Арцимович Г.В. Исследование условий работы инструмента при ударно-вращательном бурении / Г.В.Арцимович, И.А.Свешников, Н.М.Явтушенко // Горный породоразрушающий инструмент. - К. : Техника, 1966. - С.100-106.
17. Арцимович Г.В. Использование данных о механике взаимодействия породоразрушающих элементов долота с забоем для создания эффективного бурового инструмента / Г.В.Арцимович // Разрушение горных пород. - М. : ВНИИБТ. - 1983. - С.5-28.
18. Арцимович Г.В. Влияние забойных условий и режимов бурения на эффективность проходки глубоких скважин / Г.В.Арцимович. – Новосибирск : Наука, 1974. – 124 с.
19. Балута А.М. Прогнозная оценка физико-механических свойств горных пород Кривбасса / А.М.Балута, В.Г.Борисенко. – К. : Наукова думка, 1972. – 88 с.
20. Барон Л.И. Экспериментальное исследование процессов разрушения горных пород ударом / Л.И.Барон, Г.М.Веселов, Ю.Г.Конешин. - М. : Недра, 1962. – 356 с.
21. Барон Л.И. Анализ различных способов разрушения горных пород применительно к созданию проходческих комбайнов / Л.И.Барон, Б.М.Логунцов. - М. : Недра, 1982. – 230 с.

22. Блохин В.С. Повышение эффективности бурового инструмента / В.С.Блохин. - К. : Техника, 1982. -160 с.
23. Блохин В.С. Исследование напряженного состояния пневмоударных буровых коронок К-17 поляризационно-оптическим методом / В.С.Блохин. -Новосибирск : Наука, 1965. – 34 с.
24. Блохин В.С. Разработка конструкции и эксплуатация буровых коронок / В.С.Блохин // Горнорудное производство. Разрушение пород. – Свердловск : ИГД МЧМ СССР, 1974. - Вып. 45. - С.45-49.
25. Блохин В.С. Распределение контактного давления в породоразрушающих элементах / В.С.Блохин // Горнорудное производство. Разрушение пород. -Свердловск: ИГД МЧМ СССР, 1974. - Вып. 45. - С.21-26.
26. Блохин В.С. Оценка инженерного метода расчета ударного бурового инструмента / В.С.Блохин // Горнорудное производство. Разрушение пород. - Свердловск: ИГД МЧМ СССР, 1976. - Вып. 51. - С.8-13.
27. Бочковский А. М. О рациональных конструкциях пневмоударных коронок / А.М.Бочковский, Б.И.Полупан // Горный породоразрушающий инструмент. - К. : Техника. - 1969. - С.79-82.
28. Брылов С.А. Опыт проектирования пневмоударных коронок / С.А.Брылов, Л.Г.Грабчак // Горный породоразрушающий инструмент. - К. : Техника. -1966. - С.119-123.
29. Бубок В.К. Разрушение горных пород при бурении. Лабораторный практикум / В.К.Бубок, Ю.Б.Синай. – Л. :МВИССО СССР, Ленинградский горный институт им. Г.В.Плеханова, 1987. - 52 с.
30. Булдаков И.И. Исследование распределения концентрации и осредненных скоростей потоков гидромесей в трубах / И.И.Булдаков // Движение гидро- и аэросмесей горных пород в трубах. - М. : ИГД им. А.А.Скочинского, 1966. - С.39-57.
31. Бэтчелор Дж. Введение в динамику жидкости. Пер. с англ. / Дж.Бэтчелор. –М : Изд-во иностранной литературы, 1973. – 420 с.

32. Ван дер Варден. Математическая статистика. Пер. с нем / Ван дер Варден, Бартел Лендерт. - М. : Изд-во иностранной литературы, 1960. – 434 с.
33. Виноградов В.С. Новый буровой пневмоударный инструмент / В.С.Виноградов, М.А.Зубарев, В.М.Сурнин // Горный журнал. - 1989. - №2. - С.46-47.
34. Виторт Г.К. Разработка конструкций коронок для погружных пневмоударников / Г.К.Виторт, А.М.Бочковский // Горный породоразрушающий инструмент. - К.: Техника. - 1966. - С.112-117.
35. Владиславлев В.С. Разрушение пород при бурении скважин / В.С.Владиславлев. - М. : Гостоптехиздат, 1958. – 242 с.
36. Воднев В. Т. Математический словарь высшей школы: Общ. часть 2-е изд. / В.Т. Воднев, А.Ф.Наумович, Н.Ф.Наумович; Под ред. Ю. С. Богданова. -М. : Изд-во МПИ, 1989. - 526 с.
37. Воропаев Г.А. Моделирование турбулентных сложных течений / Г.А.Воропаев. - М. : Недра, 1991. – 75 с.
38. Гейер В.Г. Гидравлика и гидропривод. 3-изд. перераб. и доп. / В.Г.Гейер, В.С.Дулин, А.Н.Заря.- М. : Недра, 1991. – 336 с.
39. Голубинцев О.Н. Механические и абразивные свойства горных пород и их буримость / О.Н.Голубинцев. - М. : Недра, 1968. - 200 с.
40. Горбачев Ю.Г. Влияние геометрии штыревой коронки на процесс очистки скважины / Ю.Г.Горбачев, А.А.Хруцкий // Разработка рудных месторождений. -Кривой Рог: КТУ, 2004. - Вып №87. – С.135-139.
41. Граф Л.Э. Гидроударные машины и инструмент / Л.Э.Граф, Д.И.Коган. - М. : Недра, 1972. – 201 с.
42. Гришин А.С. Напряжения, возникающие от действия штампа вблизи выемки / А.С.Гришин, А.М.Владимирский // Разрушение горных пород.- М. : ВНИИБТ. - 1975. - Вып. 33. - С.57-60.
43. Данюшевский Б.Ю. Определение давления сжатого воздуха внизу колонны бурильных труб при бурении скважин с продувкой / Б.Ю.Данюшевский, О.Н.Бадалов, А.О.Межлумов // Бурение скважин с использованием газообразных агентов. - М. : ВНИИБТ, 1973. - Вып. 32. - С.16-25.

44. Движение газожидкостных смесей в трубах / В.А. Мамаев, Г.Э.Одишария, О.В.Клапчук [и др.] . - М. : Недра, 1978. – 175 с.
45. Дворников Л.Т. О бурении шпуров без вращения бурового инструмента / Л.Т.Дворников, Е.Ф.Губанов // Изв. ВУЗов. Горный журнал. - 1997. - № 1-2. - С.95-100.
46. Дмитриев Г.П. Основные зависимости и метод расчета гидравлического транспорта минерального сырья с большим удельным весом / Г.П.Дмитриев, А.К.Курбатов, А.Е.Смолдырев. - М. : ИГД им. Скочинского. - 1964. – 26 с.
47. Есин И.А. Погружные пневмоударники / И.А. Есин. - М. : Недра, 1981. – 210 с.
48. Жлобинский Б.А. Динамическое разрушение горных пород при вдавливании / Б.А.Жлобинский. - М. : Недра, 1970. – 152 с.
49. Использование импортного бурового инструмента - резерв повышения эффективности буровых работ / А.А. Кожевников, Е.В. Крылов, Д.И.Климашевский, [и др.] // Сборник научных трудов Национальной горной академии Украины. – Днепропетровск : НГА Украины. - 1999. - № 6. - т.4: Бурение скважин, гидрогеология и экология. - С.25-20.
50. Исследование заключительной стадии механизма разрушения / Р.М.Эйгелес, Ю.Я.Эстрин, А.С.Гришин, Е.И.Королько // Разрушение горных пород. - М. : ВНИИБТ. - 1975. - Вып. 33. - С.79-85.
51. Каварма И.И. Средства механизации рудных шахт / И.И.Каварма, А.В.Дидок. - К. : Техника, 1989. – 176 с.
52. Каварма И.И. Новый штыревой породоразрушающий инструмент для бурения скважин на шахтах Кривбасса / И.И.Каварма, А.А.Хруцкий // Разработка рудных месторождений. - Кривой Рог : КТУ. - 2002. - Вып. 78. - С.143-147.
53. Каварма І.І. Вчора, сьогодні і завтра бурового інструменту / І.І.Каварма // Відомості академії гірничих наук України. – 1993. - №3. – С.27-31.
54. Карлов Р.Г. Стеновая установка и методика процесса очистки забоя при бурении / Р.Г. Карлов, Ю.С. Лопатин // Бурение скважин с использованием газообразных агентов. - М. : ВНИИБТ, 1973. - Вып. 32. – С.58-63.

55. Катанов Б.А. Стенды для исследования бурового инструмента / Б.А.Катанов // Изв. ВУЗов. Горный журнал. - 2000. - №5. - С.83-86.
56. Катанов Б.А. Инструмент для бурения взрывных скважин на карьерах / Б.А.Катанов, М.С.Сафохин. - М. : Недра, 1989. - 173 с.
57. Кирсанов А.Т. Влияние формы инденторов на показатели разрушения горных пород при вдавливании / А.Т.Кирсанов, П.А.Палий // Исследования физико-механических свойств пород и использование их результатов при бурении скважин. - М.: Недра. - 1976. - Вып. 39. - С.41-51.
58. Киселев П.Г. Справочник по гидравлическим расчетам. Изд. 4 е перераб. и доп / П.Г.Киселев. - М. : Энергия, 1972. - 312 с.
59. Кожевников А.А. О влиянии плотности горной породы и промывочной жидкости на ее транспортирующие способность при промывке скважин / А.А.Кожевников, В.Л.Хоменко, А.А.Игнатов // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: гірничо-геологічна. -Донецьк : ДонНТУ. - 2006. - Вип. №5. - С.56-60.
60. Кожевников А.О. Аналітичні дослідження швидкості осідання частинок шламу при бурінні свердловин / А.О.Кожевников, А.О.Ігнатов // Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент - техника и технология его изготовления. – Киев : ИСМ. - 2005. – Вып. 8. - С.52-57.
61. Конструкции коронок для мощных бурильных головок за рубежом. Обзорная информация / А.М.Чувилін, В.И.Таранов, В.Л.Циферблат, И.А.Кушнер. - М. : ЦНИИ-ТЭИТяжмаш, 1985. - Вып. 3. – 52 с.
62. Коняшин Ю.Г. Экспериментальное исследование влияния параметров удара на показатели разрушения горных пород / Ю.Г.Коняшин // Разрушение горных пород механическими способами. - М. : Наука. - 1966. - С.116-128.
63. Кочин Н.Е. Теоретическая гидромеханика. 6 изд. Ч.1 / Н.Е.Кочин, И.А.Кибель, Н.В.Розе. - М. : Наука. - 1963. - 360 с.
64. Крапивин М.Г. Горные инструменты / М.Г.Крапивин, И.Я.Раков, Н.Н.Сысоев. - М. : Недра, 1990. – 256 с.

65. Крол Л.Е. О стойкости пневмоударных коронок / Л.Е.Крол // Горный породоразрушающий инструмент. - К. : Техника. - 1966. - С.123-126.
66. Кузьяев Л.С. Моделирование разрушения горных пород / Л.С.Кузьяев. - М. : МГИ, 1972. – 144 с.
67. Кузьяев Л.С. Методы экспериментальных исследований / Л.С.Кузьяев, Ю.И.Протасов. - М. : Недра, 1967. - 256 с.
68. Курбатов А.К. Исследование и расчет параметров гидротранспорта руд / А.К.Курбатов // Движение гидро- и аэросмесей горных пород в трубах. - М. : ИГД им.А.А. Скочинского, 1966. - С.70-83.
69. Лаврентьев М.А. Проблемы гидродинамики и их математические модели. 2 изд. / М.А.Лаврентьев, Б.В.Шабат. - М. : Наука, 1977. – 475 с.
70. Ламми Дж. Методы расчета турбулентных течений. Перевод с англ. / Дж.Ламми, Ж.Матье, Д.Жандель. - М. : Мир. – 1984. – 436 с.
71. Линник Ю.В. Метод наименьших квадратов и основы математико-статистической теории обработки наблюдений / Ю.В.Линник. - М. : Гос. изд. физ-мат. лит., 1958. – 334 с.
72. Мавлютов М.Р. Разрушение горных пород при бурении скважин / М.Р.Мавлютов. - М. : Недра, 1978. – 215 с.
73. Маковой Н. Гидравлика бурения/ Н.Маковой. – М. : Недра, 1986. – 536 с.
74. Масленников И.К. Инструмент для бурения скважин. Справочное пособие / И.К.Масленников, Г.Н.Матвеев. - М. : Недра, 1981. – 335 с.
75. Методика (основные положения) определения экономической эффективности использования в народном хозяйстве новой техники, рацпредложений, изобретений. - М. : Наука. - 1977. – 285 с.
76. Механизмы разрушения горных пород при шарошечном бурении / Р.М.Эйгелес, А.С.Гришин, Е.И.Королько [и др.] // Разрушение горных пород. - М. : ВНИИБТ. - 1975. - Вып. 33.- С.5-15.
77. Мехтиев Э.Х. Бурение скважин с очисткой забоя азрированными жидкостями / Э.Х.Мехтиев. - М. : Недра, 1980. – 77 с.

78. О влиянии влажности шлама на процесс образования солей при бурении скважин с продувкой воздухом / Я.Ю.Ахмедов, В.А.Вареник, Р.С.Газарян, Х.И.Юсифова // Бурение скважин с использованием газообразных агентов. - М. : ВНИИБТ, 1973. - Вып. 32. - С.40-46.
79. Опыт эксплуатации пневмоударного инструмента на рудниках Урала и Сибири / С.С.Левин, В.А.Зимин, В.Т.Зыкин, Л.Я.Скрябин // Горный породоразрушающий инструмент. - К. : Техника. - 1966. - С131-134.
80. Остроушко И.А. Бурение твердых горных пород: Учебное пособие для горных специальностей вузов / И.А.Остроушко. - М.: Недра, 1966. - 56с.
81. Остроушко И.А. Забойные процессы и инструмент при бурении горных пород / И.А.Остроушко. - М. : ГОСГЕОЛИЗДАТ, 1962. - 272 с.
82. Остроушко И.А. Разрушение пород при бурении. Критерии забойных процессов / И.А.Остроушко. - М. : ГОСГЕОЛИЗДАТ, 1952. - 256 с.
83. Павлова Н.Н. Разрушение горных пород при динамическом нагружении / Н.Н.Павлова, Л.А.Шрейнер. - М.: Недра, 1964. - 160 с.
84. Перетолчин В.А. Интегральный метод расчета расхода воздуха на продувку скважины / В.А.Перетолчин // Изв. ВУЗов. Горный журнал. - 1978. - № 8. - С.66-72.
85. Перетолчин В.А. Расчет расхода сжатого воздуха на продувку скважины из условий очистки призабойного пространства / В.А.Перетолчин // Изв. ВУЗов. Горный журнал. - 1980. - № 4.- С.56-61.
86. Перетолчин В.А. Расчет расхода сжатого воздуха на продувку скважины методом суммирования энергий конечного числа классов буровой мелочи / В.А.Перетолчин // Изв. ВУЗов. Горный журнал. - 1980. - № 2. - С.56-59.
87. Перетолчин В.А. Закономерности распределения буровой мелочи по крупности / В.А.Перетолчин // Изв. ВУЗов. Горный журнал. - 1976. - № 6.- С.52-56.
88. Применение математических методов планирования экспериментов при разработке рудных месторождений /

- А.М.Балута, Н.И.Деркач, В.Ф.Калиниченко, В.Ф.Чуб. – К. : Наукова думка, 1973. - 161 с.
89. Проблемы обеспечения горных предприятий высокоэффективным буровым инструментом / А.А.Кожевников, Е.В.Крылова, П.В.Швыдько, С.Н.Швыдченко // Горный журнал. - 1999. - № 6. - С.43-44.
 90. Протасов Ю.И. Механические процессы разрушения горных пород: Учебное пособие для студентов специальности 0210 / Ю.И.Протасов. - М. : МвССО СССР Московский горный институт, 1977. – 75 с.
 91. Протасов Ю.И. Механическое разрушение, дробление и измельчение горных пород: Учебное пособие для студентов специальности 0210 / Ю.И.Протасов. - М. : МвССО СССР Московский горный ин-т, 1977. – 83 с.
 92. Протасов Ю.И. Теоретические основы механического разрушения горных пород / Ю.И.Протасов. - М. : Недра, 1985. - 242 с.
 93. Протасов Ю.И. Механическое разрушение и измельчение горных пород: сборник задач с решениями / Ю.И.Протасов, Г.А.Янченко. - М. : МвССО СССР Московский горный ин-т, 1980. – 27 с.
 94. Прядко Ю.А. Разработка методики проектирования коронок с цилиндросферическими твердосплавными вставками для штангового бурения: автореф. дис. на соискание ученой степени канд. тех. наук: спец. 05.05.06 «Горные машины» / Ю.А.Прядко. - ИГД СО АН СССР. – Новосибирск, 1988. – 21 с.
 95. Прядко Ю.А. Методика расчета породоразрушающей части бурового инструмента для вращательно-ударного бурения / Ю.А.Прядко, С.Н.Гудимов // Тез. докл. к Всесоюзн. научно-техн. конф. «Совершенствование технологи механизации и организации производства при добыче угля». - 1983. - С.117-120.
 96. Пугачев Г.С. Математическая модель рабочего процесса пневмоударника для бурения скважин / Г.С.Пугачев, В.А.Евполов, В.М.Гириин // Бурение скважин с использованием газообразных агентов. - М. : ВНИИБТ, 1973. - Вып. 32. - С.46-51.

97. Пугачев Г.С. Расчет параметров воздухообеспечения скважин при бурении пневмоударниками / Г.С.Пугачев, В.А.Евполов, В.М.Гирич // Бурение скважин с использованием газообразных агентов. - М. : ВНИИБТ, 1973. - Вып. 32. - С.52-57.
98. Результаты массовых испытаний новых конструкций коронок на рудниках Кривбасса / Г.К.Виторг, А.М.Бочковский, И.А.Свешников, Ю.В.Черников // Горный породоразрушающий инструмент. - К. : Техника. - 1966. - С.137-143.
99. Результаты сравнительных испытаний в условиях шахты «им.Орджоникидзе» импортного бурового инструмента к станку НКР-100М / Ф.Адль, Е.В.Крылова, П.В.Швыдько [и др] // Горный журнал. - 2001. - № 4. - С.66-67.
100. Рыжов Э.В. Прогрессивные методы абразивной обработки твердосплавного бурового инструмента / Э.В.Рыжов, Ю.П.Линенко-Мельников, В.Г.Красник. - М. : Машиностроение, 1986. – 48 с.
101. Самарский А.А. Введение в численные методы / А.А. Самарский. - М. : Наука, 1979. – 432 с.
102. Сакс С.Е. О распределении концентрации твердых частиц в потоке / С.Е.Сакс // Движение гидро- и аэрозольных горных пород в трубах. - М. : ИГД им.А.А. Скочинского, 1966. - С. 31-39.
103. Сакс С.Е. Расчет пневматического подъема / С.Е.Сакс, П.И.Кожушко // Движение гидро- и аэрозольных горных пород в трубах. - М.:ИГД им. А.А.Скочинского, 1966. - С.91-97.
104. Сегерлинд Л. Применение метода конечных элементов / Л.Сегерлинд.- М. : Мир, 1979. – 340 с.
105. Седов Л.И. Механика сплошной среды. Т.1-2, 4 изд / Л.И.Седов. - М. : Наука, 1983. – 390 с.
106. Семесенко М.П. Методы обработки и анализа измерений в научных исследованиях / М.П.Семесенко. - М. : Наука, 1983. – 240 с.
107. Смирнов Н.В. Курс теории вероятности и математической статистики для технических приложений / Н.В.Смирнов, И.В.Дунин-Барковский. - М. : Наука, 1969. – 512 с.
108. Смолдырев А.Е. Гидро- и пневмотранспорт (техника и технология, инженерные расчеты). Изд. 2-е перераб. и дополн. / А.Е.Смолдырев. - М. : Металлургия, 1975. – 384 с.

109. Смолдырев А.Е. Расчет параметров пневматического транспорта / А.Е.Смолдырев // Движение гидро- и аэросмесей горных пород в трубах. - М. : ИГД им.А.А.Скочинского, 1966. - С.83-91.
110. Смолдырев А.Е. Физико-технические задачи гидро- пневмотранспорта / А.Е.Смолдырев // Движение гидро- и аэросмесей горных пород в трубах. -М. : ИГД им.А.А. Скочинского, 1966. - С.5-17.
111. Советов Г.А. Буровой твердосплавный инструмент для пневматических перфораторов за рубежом. Обзор / Г.А.Советов. - М. : НИИИНФОРМТЯЖМАШ, 1971. - 92 с.
112. Советов Г.А. Влияние формы головки долотчатых коронок на производительность бурения. Обзор / Г.А.Советов. - М. : НИИИНФОРМТЯЖМАШ, 1971. - 85 с.
113. Советов Г.А. Современные буровые машины и инструмент для бурения шпуров и скважин в подземных условиях за рубежом. Обзор / Г.А.Советов. - М.:НИИИНФОРМТЯЖМАШ, 1971. - 82 с.
114. Соколинский В.Б. Машины ударного разрушения / В.Б.Соколинский. - М. : Машиностроение, 1982. – 152 с.
115. Спивак А.И. Разрушение горных пород при бурении скважин: Учебник для ВУЗов.4е изд / А.И.Спивак, А.Н.Попов. - М. : Недра, 1986. - 208 с.
116. Стетюха Е.И. Гидродинамические расчеты в бурении / Е.И.Стетюха. - К. : Техника, 1981. – 117 с.
117. Сулакшин С.С. Основы теории разрушения горных пород и удаления продуктов разрушения при бурении скважин / С.С. Сулакшин. – Томск : Изд-во томского университета, 1964. - 264 с.
118. Суханов А.Ф. Разрушение горных пород / А.Ф.Суханов, Б.Н.Кугузов. - М. : Недра, 1967. – 340 с.
119. Сухов Р.И. Улучшение показателей ударно-вращательного бурения взрывных скважин / Р.И.Сухов, И.Н.Сидоров, А.П.Дерягин. – Свердловск : ИГД МЧМ СССР. - 1979. - Вып. 59. - С.3-6.
120. Технические показатели внедрения буровых коронок ЧШ-125К в первом уральском рудоуправлении / В.С.Блохин, Ю.Ф.Авдотин, Ю.И.Маликов [и др.] // Горнорудное произ-

- водство. Разрушение пород. – Свердловск : ИГД МЧМ СССР, 1975. - Вып. 50. - С.28-31.
121. Тохтуев Г.В. Физико-механические свойства горных пород Кривбасса / Г.В.Тохтуев, В.Г.Борисенко, А.А.Титлянов. - К. : Гос. изд-во технич. литературы, 1962. – 104 с.
122. Трохимец, Н.Я. К вопросу совершенствования роторного рабочего органа проходческого комбайна для крепких горных пород / Н.Я. Трохимец // Геотехническая механика. Межведомств. сб. науч. трудов. – Днепропетровск: ИГТМ НАН Украины, 2005. - № 57. С. 112-118.
123. Трохимец, Н.Я. Рабочий орган проходческого комбайна для расширения скважин в крепких горных породах / Н.Я. Трохимец, С.А. Кучеренко, Т.М. Уколова // Геотехническая механика: Межведомств. сб. науч. трудов. – Днепропетровск: ИГТМ НАН Украины, 2004. - № 56. - С. 72-78.
124. Ударный буровой инструмент повышенной эффективности / В.С.Блохин, Ю.Ф.Авдотин, Г.Ф.Точарин [и др.] // Горный журнал. - 1976. - № 9.- С.47-49.
125. Филимонов Н.М. Некоторые особенности разрушения горных пород при динамическом вдавливании штампов / Н.М.Филимонов, М.Р.Мавлютов // Изв. ВУЗов. Горный журнал. - 1965. - № 10. - С.81-83.
126. Хартман К. Планирование эксперимента в исследовании технологических процессов Пер. с нем./ К.Хартман, Э.Лецкий, В.Шефер. - М. : Мир, 1977. -552 с.
127. Хруцкий А.А. Закономерности распределения бурового шлама по крупности при бурении скважин штыревыми коронками / А.А.Хруцкий // Разработка рудных месторождений. - Кривой Рог : КТУ. - 2005. - Вып. 88. - С.175-177.
128. Чувилин А.М. Разработка и испытание новых пневмоударных коронок / А.М.Чувилин // Горный породоразрушающий инструмент. - К. : Техника, 1966. - С.126-131.
129. Шаблий Л.А. Исследование бурильных машин ударного действия с бесклапанным воздухораспределением: автореф. дис. на соискание степени канд. техн. наук : 05.05.06 «Горные машины» / Л.А.Шаблий. - Кривой Рог, 1975. – 20 с.
130. Шрейнер Л.А. О влиянии механических свойств горных пород на процесс передачи энергии при ударе (применительно

- к ударно-вращательному бурению) / Л.А.Шрейнер, Б.В.Байлюк, Б.П.Ефименко // Разрушение горных пород. - М. : ВНИИБТ, 1975. - Вып. 33. - С.77-85.
131. Шупов Л.П. Прикладные математические методы в обогащении полезных ископаемых / Л.П. Шупов. - М. : Недра, 1972. – 168 с.
132. Эйгелес Р.М. Пути использования результатов экспериментального исследования единичных актов разрушения горных пород для решения некоторых задач бурения / Р.М.Эйгелес, Ю.А.Боксерман // Разрушение горных пород. - М. : ВНИИБТ, 1975. - Вып. 33. - С.200-209.
133. Эйгелес Р.М. Выбор оптимальных размеров породоразрушающих элементов и их рациональное размещение по поверхности забоя / Р.М.Эйгелес, Р.В.Стрекалова, Н.Н.Мустафина // Разрушение горных пород.- М. : ВНИИБТ. - 1975. - Вып. 33. - С.136-149.
134. Эйгелес Р.М. Упругое распределение напряжений в породе при вдавливании инструмента / Р.М.Эйгелес // Разрушение горных пород. - М. : ВНИИБТ. - 1975. - Вып. 33. - С.18-33.
135. Эйгелес Р.М. Разрушение горных пород при бурении / Р.М.Эйгелес. - М. : Недра, 1971. – 231 с.
136. John Prochnau. The Samplex drill system / John Prochnau // Mining Magazine. – February 1990. - P.26-30.

Наукове видання

Хруцький Андрій Олександрович

**ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ВИНЕСЕННЯ ШЛАМУ
ПРИ ПНЕВМОУДАРНОМУ БУРІННІ СВЕДЛОВИН У
МІЦНИХ ПОРОДАХ**

Монографія

Видавничий центр ДВНЗ «КНУ»
В.о. директора О.В. Соломенний
Технічний редактор М.С. Куций
Редактор І.В. Ланова
Комп'ютерний набір та верстка Л.В. Беспалова

Підписано до друку 09.06.2016
Формат 60/84 1/32. Папір офсетний
Ум. друк. арк 9,6 Обл. вид. арк. 10,1
Тираж 300 прим.

Видавничий центр
ДВНЗ «Криворізький національний університет»
Свідоцтво суб'єкта видавничої справи
ДК № 4328 від 24.05.2012 р.
Вул. XXII партз'їзду, 11, Кривий Ріг, 50027
Тел.: 409-17-23

Надруковано з оригінал-макету в
друкарні «Express книга»
Свідоцтво ДП № від
вул. Карла Маркса, 20, Харків, 61052
Тел. 068-828-48-08, 099-044-52-64