

**Міністерство освіти і науки України
ДЕРЖАВНИЙ ВИЩИЙ НАВЧАЛЬНИЙ ЗАКЛАД
«НАЦІОНАЛЬНИЙ ГІРНИЧИЙ УНІВЕРСИТЕТ»**



**РЕСУРСОЗБЕРІГАЮЧІ ТЕХНОЛОГІЇ
УПРАВЛІННЯ СТІЙКІСТЮ
ПРОТЯЖНИХ ВИРОБОК ВУГІЛЬНИХ ШАХТ**

МОНОГРАФІЯ

**Дніпропетровськ
НГУ
2016**

УДК 622.261.2
ББК 33.14
Г 19

Рекомендовано до друку вченою радою Державного вищого навчального закладу «Національний гірничий університет» (протокол № 9 від 25.06.2015).

Рецензенти:

О.В. Солодянкін – доктор технічних наук, професор, професор кафедри будівництва, геотехніки і геомеханіки Державного вищого навчального закладу «Національний гірничий університет»;

С.П. Мінєєв – доктор технічних наук, професор, старший науковий співробітник відділу управління динамічними проявами гірничого тиску Інституту геотехнічної механіки НАН України.

Ресурсозберігаючі технології управління стійкістю протяжних виробок вугільних шахт / С.М. Гапєєв, Н.В. Хозяйкіна, Р.М. Терещук, В.В. Коваленко; М-во освіти і науки України, Нац. гірн. ун-т. – Дніпропетровськ : НГУ, 2016. – 181 с.

ISBN 978-966-350-576-3

Подано комплексний підхід, що включає ряд обґрунтованих науково-технічних розробок для забезпечення стійкості як капітальних, так і підготовчих гірничих виробок в умовах складноструктурного порідного масиву. Обґрунтовано спільне використання декількох заходів з урахуванням геомеханічних особливостей зміни напружено-деформованого стану порідного масиву, внаслідок чого забезпечується стійкість протяжних виробок вугільних шахт.

Матеріал монографії може бути використаний студентами при вивченні дисциплін гірничого профілю, а також спеціалістами науково-дослідних та проектних організацій у їх науковій діяльності.

УДК 622.261.2
ББК 33.14

ISBN 978-966-350-576-3

© С.М. Гапєєв, Н.В. Хозяйкіна,
Р.М. Терещук, В.В. Коваленко, 2016
© Державний ВНЗ «НГУ», 2016

ЗМІСТ

| | Стор. |
|--|-------|
| ВСТУП | 7 |
| ГЛАВА 1. Дослідження закономірностей напружено-деформованого стану геомеханічної системи «виробка-породний масив» в умовах здимання порід підшоши виробки, в основній покрівлі якої присутній шар міцної породи | 13 |
| 1.1. Результати лабораторного моделювання здимання підшоши капітальної виробки, що містить у покрівлі міцний шар породи..... | 13 |
| 1.2. Чисельне дослідження процесу втрати пружнопластичної стійкості підшоши капітальної виробки, що знаходиться в складноструктурному масиві, який містить міцний шар породи у належній товщі..... | 20 |
| Висновки..... | 35 |
| ГЛАВА 2. Закономірності зміни граничного напруженого стану в складноструктурній покрівлі пологопадаючого вугільного пласта під час його відпрацьовування | 38 |
| 2.1. Моделювання процесів, що відбуваються в покрівлі пласта при відпрацьовуванні лав, на еквівалентних матеріалах..... | 38 |
| 2.2. Прогнозування моментів обвалення покрівлі на механічній моделі..... | 41 |
| 2.3. Чисельне моделювання процесів, що відбуваються в покрівлі пласта при очисному вийманні..... | 49 |
| 2.3.1. Генеральне обвалення..... | 49 |
| 2.3.2. Параметри сталого обвалення..... | 58 |
| 2.3.3. Особливості сталого обвалення..... | 60 |
| 2.3.4. Закономірності сталого обвалення..... | 61 |
| 2.3.5. Обґрунтування інтегрального критерію міцності на першій | |

| | |
|--|------------|
| стадії обвалення..... | 65 |
| 2.3.6. Вибір інтегрального критерію міцності на другій стадії обвалення..... | 67 |
| 2.3.7. Формування третьої стадії обвалення порід покрівлі..... | 68 |
| Висновки..... | 68 |
| ГЛАВА 3. Обґрунтування параметрів анкерного кріплення капітальних виробок, розташованих у складноструктурному породному масиві..... | 71 |
| 3.1. Лабораторні дослідження закономірностей деформування породного масиву навколо виробки, що закріплена анкерним кріпленням..... | 71 |
| 3.2. Аналітичні дослідження закономірностей деформування породного масиву навколо виробки з анкерним кріпленням..... | 79 |
| 3.2.1. Вибір способу вирішення задачі..... | 79 |
| 3.2.2. Дослідження НДС гірських порід навколо капітальної похилої виробки аркової форми, пройденої в однорідному породному масиві і закріпленої анкерним кріпленням..... | 84 |
| 3.2.3. Дослідження НДС гірських порід навколо капітальної похилої виробки аркової форми, пройденої в неоднорідному породному масиві і закріпленої анкерним кріпленням..... | 90 |
| 3.3. Шахтні дослідження прояву гірського тиску у виробках, закріплених анкерним кріпленням..... | 95 |
| Висновки..... | 101 |
| ГЛАВА 4. Підвищення несучої здатності металевого кріплення капітальних гірничих виробок в умовах активного розвитку процесів корозії..... | 103 |
| 4.1. Натурні дослідження корозії металевого кріплення..... | 103 |

| | |
|--|-----|
| 4.2. Експериментальні дослідження корозії металевому кріпленню. Аналіз факторів, що впливають на процес утворення корозії на металевому кріпленні..... | 107 |
| 4.2.1. Визначення впливу окалини на корозію сталі марки Ст. 5 у залежності від водневого показника рН водного розчину..... | 107 |
| 4.2.2. Визначення впливу концентрації нейтральних солей на швидкість корозії сталі Ст. 5..... | 110 |
| 4.2.3. Визначення залежності протікання процесу корозії в металевих зразках, що піддані дії згинаючих моментів..... | 113 |
| 4.3. Аналітичні дослідження зниження несучої здатності кріплення в умовах мінералізованих шахтних вод..... | 117 |
| 4.3.1. Аналітичні дослідження роботи аркового кріплення при зосередженому несиметричному навантаженні..... | 118 |
| 4.3.2. Аналітичні дослідження роботи аркового кріплення при розподіленому несиметричному навантаженні..... | 119 |
| 4.3.3. Підвищення стійкості аркового кріплення при зосередженому і розподіленому навантаженні. Застосування способу підвищення стійкості кріплення СВП на основі використання набризкбетону..... | 130 |
| 4.3.4. Аналітичні дослідження зміни несучої здатності профілів СВП у залежності від корозійного зносу..... | 131 |
| 4.4. Розробка ефективних складів і технології нанесення набризкбетонів на основі місцевих матеріалів для захисту кріплення від корозії..... | 139 |
| 4.4.1. Дослідження експериментальних покриттів на основі потенціостатичного методу..... | 142 |
| 4.4.2. Дослідження зразків на основі омичного методу..... | 147 |
| 4.4.3. Визначення корозії металу під захисним покриттям набризкбетона різної товщини в умовах мінералізованих вод. | 151 |

| | |
|--|------------|
| 4.5. Шахтні дослідження способу захисту аркового металевого кріплення набризкбетоном..... | 154 |
| 4.5.1. Урахування особливостей деформування вміщуючих порід при використанні способу..... | 154 |
| 4.5.2. Розробка методики для визначення товщини набризкбетонного покриття на металевому кріпленні в залежності від умов експлуатації..... | 155 |
| 4.5.3. Технологія виконання робіт при нанесенні захисного набризкбетонного покриття..... | 161 |
| 4.5.4. Область застосування набризкбетону як захист металевого кріплення від корозії..... | 164 |
| 4.5.5. Прогноз застосування набризкбетону як захист металевого кріплення від корозії..... | 165 |
| 4.5.6. Визначення очікуваного економічного ефекту від впровадження способу підвищення несучої здатності металевого кріплення в умовах мінералізованих шахтних вод на шахті «Алмазна» ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ»..... | 167 |
| ВИСНОВКИ..... | 168 |
| ПЕРЕЛІК ПОСИЛАНЬ..... | 172 |

ВСТУП

Паливно-енергетичний комплекс (ПЕК) відіграє провідну роль у розвитку практично всіх промислово розвинутих країн, оскільки рішення найважливіших науково-технічних і соціально-економічних задач вимагає використання енергоємних технологій, що веде до неминучого зростання споживання енергетичних ресурсів.

За даними Комітету з вугілля Європейської економічної комісії ООН обсяг світового видобутку кам'яного вугілля має стійке зростання із середньорічними темпами приросту близько 5 %. Тому значення вуглеводородної сировини як найважливішого енергоносія збережеться у світі ще тривалий час.

В Україні вугілля є головним енергоносієм, найважливішою сировиною для чорної металургії і хімічної промисловості, основним видом палива для населення і комунально-побутових споживачів. Вугілля – гарант енергетичної, а, отже, і економічної незалежності країни. Для України видобуток вугілля має пріоритетне значення – його частка в загальному паливно-енергетичному балансі країни складає майже 25 % (у перерахунку на умовне паливо).

Настільки велике значення вугілля для незалежності держави обумовили той факт, що вугільна промисловість є однією з базових галузей народного господарства України.

Основні запаси і видобуток кам'яного вугілля зосереджені в Донецькому і Львівсько-Волинському вугільних басейнах. Вугільна промисловість Донбасу розміщена в трьох областях – Донецької, Луганської і Дніпропетровській, і являє собою виробничий комплекс, у якому сконцентровано 92 % загальнодержавних вуглевидобувних підприємств із сумарною виробничою потужністю 101 млн. тонн вугілля на рік (91 % потужності всієї галузі України).

Сучасний стан робіт з підземного видобутку вугілля характеризується неухильним підвищенням глибин розробки, ускладненням гірничо-геологічних умов, постійним зростанням довжини підтримуваних виробок, і, як наслідок,

збільшенням витрат на проведення і підтримку гірничих виробок. На сьогоднішній день середня глибина розробки перевищила 630 м, сумарна довжина підтримуваних виробок вугільних шахт досягає 12000 км, щорічно проходиться ще 1500 км розкриваючих та підготовчих виробок. Очевидно, що витрати на їх будівництво і підтримання в експлуатаційному стані складають істотну частину в собівартості вугілля.

Тому розробка і впровадження заходів забезпечення тривалої стійкості протяжних капітальних і підготовчих виробок, що включають заходи щодо зниження капітальних і експлуатаційних витрат, є важливою складовою частиною комплексу заходів для підвищення ефективності вуглевидобувної галузі.

З огляду на велику кількість факторів, що впливають на експлуатаційні характеристики виробок, необхідно виділити пріоритетні напрямки досліджень, результати яких дозволили б внести вагомий вклад в рішення існуючої задачі.

Вивчення стану протяжних виробок шахт України, а також аналіз витрат, пов'язаних з підтримкою і ремонтом гірничих виробок, показують, що найбільші труднощі при підтримці виробок у робочому стані являє боротьба з таким видом проявів гірського тиску, як здимання порід підшви.

Значна частина запасів кам'яного вугілля, розташованих на глибинах понад 600 метрів, залягає серед глинистих і піщанистих сланців. Практика показує, що особливо значні властивості щодо здимання мають саме ці породи. Зі збільшенням глибини розробки збільшується інтенсивність здимання і різко зростає трудомісткість і вартість робіт з ліквідації наслідків цього шкідливого явища. Негативний вплив цього виду проявів гірського тиску на стійкість виробок можна охарактеризувати тим, що довжина виробок, у яких виконуються ремонти шляхом підривки порід підшви, на шахтах України досягає 2500 км на рік.

За даними ВАТ «ДТЕК Добропіллявугілля», із всього обсягу ремонтів у протяжних виробок близько 75 % – це роботи з підривки підшви.

Якщо врахувати, що роботи з підризки мають значну вартість і високу трудомісткість, стає очевидною актуальність досліджень геомеханічних закономірностей механізму здимання, без яких неможлива розробка ефективних й економічних способів і засобів боротьби з цим явищем.

При цьому необхідно враховувати вплив різного роду особливостей масиву (літологічних, структурних, геологічних), у якому розташовані виробки, на виникнення і розвиток геомеханічних процесів, що впливають на її тривалу стійкість.

Ефективність видобувних робіт і безпека праці забезпечуються на основі геомеханічного підходу до обґрунтування технологічних параметрів розробки корисних копалин, що враховує специфіку керування станом породного масиву в конкретних гірничо-геологічних умовах. Проблемі обґрунтування раціональних технологічних параметрів систем розробки вугільних шарів присвячена велика кількість досліджень, проте зазначена проблема далека від кінцевого рішення через величезну кількість гірничо-геологічних і гірничотехнічних факторів, що впливають на стійкість виробки.

В процесі ведення очисних робіт у вуглевміщуючому масиві, що має таку структурну особливість, як шар міцної породи в належній товщі, найчастіше керування покрівлею здійснюється повним обваленням. Процес обвалення супроводжується низкою специфічних для даних гірничо-геологічних умов проявів гірського тиску: збільшення навантаження на механізоване кріплення і кріплення сполучення, здимання порід підшоши, підвищене газовиділення в привибійний простір лави, динамічні ефекти. Усе це ускладнює роботу механізмів, знижує темпи проходки і безпеку ведення гірничих робіт.

Дослідження закономірностей проявів гірського тиску у вигляді раптових обвалень покрівлі являє собою складну геомеханічну задачу. Задача керування покрівлею, що складно обвалюється, в лаві складається з розробки способів забезпечення стійкості як самої виробки, так і виробленого простору протягом їх безпечної експлуатації. Тому виникає задача прогнозування моменту обвалення порід основної покрівлі.

Великим резервом підвищення ефективності роботи шахт є удосконалювання способів кріплення і підтримки підготовчих виробок, створення та широке впровадження надійних і економних видів кріплення.

Напрямок на збільшення несучої здатності традиційних видів кріплення огороджуючого типу для забезпечення експлуатаційного стану виробок себе не виправдав. Як показав досвід останніх десятиліть, в поліпшенні стану виробок перспективним є напрямок, пов'язаний із зміцненням породного масиву навколо виробки та використанням його несучої здатності як елемента кріплення. Такий принцип роботи має анкерне кріплення, яке, до того ж, забезпечує скорочення трудомісткості робіт із кріплення, зниження витрат, поліпшення умов праці і значне підвищення техніко-економічних показників видобутку вугілля. Обмежене застосування анкерного кріплення на вугільних шахтах України пояснюється недовірою працівників шахт до цього виду кріплення через непередбачуваність режиму її роботи, відсутністю досвіду експлуатації і контролю за станом кріплення. У зв'язку з цим дослідження закономірностей взаємодії системи «анкер-породний масив» і розробка методики для обґрунтування параметрів анкерного кріплення є актуальною задачею, що має важливе наукове і практичне значення.

На сьогодні ситуація така, що сталева рама є основним типом кріплення, що використовується в гірничо-видобувній промисловості. В Україні ними підтримується близько 90 % гірничих виробок.

Істотно знижує ефективність використання металу для кріплення виробок його корозійна нестійкість. При цьому знижується несуча здатність як самого профілю кріплення, так і несуча здатність конструкції в цілому.

Швидкість руйнування поверхневого шару металу в агресивних шахтних середовищах досягає 0,2-0,4 мм на рік. Корозія щорічно руйнує 5-7 %, а в окремих умовах (шахта «Красноармійська-Західна») до 25 % маси кріплення. Спостереженнями за станом металевих конструкцій кріплення у вугільних шахтах встановлено, що корозією уражено до 65-80 % металевого кріплення. Зважаючи на те, що вартість щорічно споживаного на кріплення металу сягає

приблизно 1 млрд. грн. (в цінах 2010 року), а близько 10 % металу безповоротно губиться в наслідок корозії, для України це означає щорічні збитки у 100 млн. грн. Тому високоефективні методи боротьби з корозією металевих шахтних кріплень є не тільки резервом економії металу за рахунок збільшення терміну експлуатації конструкцій, але й підвищують загальну стійкість виробки.

Таким чином, аналіз існуючих умов розробки вугільних родовищ дозволив виділити основні фактори, що найбільш істотно впливають на стійкість виробки:

- підвищений гірський тиск, обумовлений значними глибинами розробки і викликані їм деформації приконтурного масиву (здимання підшви);
- структурні особливості вуглевміщуючого масиву, що обумовлюють погіршення умов керування покрівлею при очисних роботах і негативно впливають на стійкість підготовчих виробок;
- невідповідність несучої здатності і режимів роботи традиційного металевих кріплень, яке встановлюється у протяжних виробках, умовам експлуатації, що існують;
- висока агресивність шахтних вод, що викликає підвищений корозійний знос металевих кріплень і, відповідно, зменшує її несучу здатність.

Виділення основних факторів, що впливають, дозволило сформулювати й основні шляхи рішення існуючих задач, за якими виконувались дослідження, що віднайшли своє відображення у монографії:

- дослідження закономірностей зміни напружено-деформованого стану масиву навколо протяжної виробки в умовах здимання порід підшви і наявності структурних особливостей вуглевміщуючої товщі. Результати цих досліджень покладені в основу рекомендацій з раціонального розташування капітальної виробки поза зоною впливу очисних робіт відносно шару міцної породи типу пісковиків, розташованих в належній над виробкою товщі, що дозволило скоротити обсяг і частоту робіт з підривки порід підшви;

– дослідження закономірностей проявів гірського тиску у вигляді раптових обвалень покрівлі для прогнозування моменту обвалення порід основної покрівлі як для випадку генерального, так і для випадку сталого обвалення, що дозволяє раціонально вибирати параметри кріплення виїмкових штреків і досягати економії коштів за рахунок обґрунтованого посилення кріплення на ділянках обвалення порід основної покрівлі;

– вивчення закономірностей пружнопластичного деформування неоднорідного породного масиву навколо виробки, закріпленої анкерним кріпленням, з метою визначення достатньої кількості і раціональної довжини анкерів, що встановлюються у виробці для забезпечення її експлуатаційного стану в конкретних гірничо-геологічних умовах, що дозволило обґрунтувати параметри анкерного кріплення для капітальних виробок на великих глибинах з урахуванням закономірностей зміни напружено-деформованого стану неоднорідного приконтурного порідного масиву на контакті «анкер-порода»;

– дослідження впливу корозії на несучу здатність металевих аркових кріплення та вивчення закономірностей процесів корозії в залежності від основних факторів, що впливають. На базі отриманих закономірностей кородування металу та визначених захисних властивостей набризкбетонних покриттів, запропоновано спосіб підвищення стійкості капітальних виробок, закріплених металевим кріпленням, та розроблено методику розрахунку товщини набризкбетонного покриття для захисту кріплення, із урахуванням гірничотехнічних умов з метою зменшення витрат, пов'язаних з дією корозії.

ГЛАВА 1

ДОСЛІДЖЕННЯ ЗАКОНОМІРНОСТЕЙ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ГЕОМЕХАНІЧНОЇ СИСТЕМИ «ВИРОБКА-ПОРОДНИЙ МАСИВ» В УМОВАХ ЗДИМАННЯ ПОРІД ПІДОШВИ ВИРОБКИ, В ОСНОВНІЙ ПОКРІВЛІ ЯКОЇ ПРИСУТНІЙ ШАР МІЦНОЇ ПОРОДИ

1.1. Результати лабораторного моделювання здимання підшви капітальної виробки, що містить у покрівлі міцний шар породи

Фізичне моделювання геомеханічних процесів і явищ, що є добре відпрацьованим і неодноразово перевіреним методом досліджень, продовжує активно використовуватися в науковій практиці.

Мета моделювання як методу дослідження полягає у відтворенні на моделі процесу, що подібний до того, який відбувається в дійсності. Найбільшу наочність в цьому сенсі мають матеріальні моделі, які являють собою макети реальних об'єктів. В залежності від досліджуваного процесу можуть бути застосовані різні методи і способи фізичного моделювання. Найбільш придатним для вирішення задач, що стоять у цій роботі, є метод моделювання на еквівалентних матеріалах [1, 2].

Як матеріали, що імітують гірські породи, у практиці моделювання використовуються різні суміші. Вибір еквівалентного матеріалу є одним з основних питань при вирішенні тієї чи іншої конкретної задачі. У даному випадку для виготовлення моделей застосовувалися так звані багаторазові суміші, що складаються з річкового піску, порошку графіту і технічного вазеліну, зцементовані парафіном, які за своїми фізико-механічними властивостями зі значним ступенем наближення задовольняють вимогам еквівалентності гірським породам [2, 3].

Підібрані та перевірені за відповідними методиками [4, 5] рецептури еквівалентних матеріалів, прийняті при проведенні досліджень, найбільше

повно відбивають властивості порід, що вміщують шар вугілля, для умов шахт Добропільського регіону Донбасу [6-8]. Матеріал для кожного шару підбирався окремо, з урахуванням масштабу моделі. Фізико-механічні параметри порід природи і використовуваних в ході експериментів матеріалів наведені в табл. 1.1 [7]. Виготовлення сумішей виконувалось за методиками, викладеними в роботах [6-10].

Таблиця 1.1

Основні фізико-механічні параметри еквівалентного матеріалу (склад №1)

| № складу суміші | | Межа міцності на одноосьовий стиск, МПа | Модуль Юнга, МПа | Об'ємна вага, т/м ³ | Коефіцієнт Пуассона |
|-----------------|--------|---|---------------------|--------------------------------|---------------------|
| Склад №1 | натура | 30,0 | $0,8 \cdot 10^4$ | 2,5 | 0,23 |
| | модель | 0,2...0,22 | $0,0115 \cdot 10^4$ | 1,6...2,0 | 0,23 |
| Склад №2 | натура | 40,0 | $0,9 \cdot 10^4$ | 2,5 | 0,23 |
| | модель | 0,23...0,28 | $0,013 \cdot 10^4$ | 1,6...2,0 | 0,23 |
| Склад №3 | натура | 65,0 | $1,5 \cdot 10^4$ | 2,6 | 0,21 |
| | модель | 0,12...0,16 | $0,0207 \cdot 10^4$ | 1,6...2,0 | 0,21 |
| Склад №4 | натура | 100,0 | $3,22 \cdot 10^4$ | 2,6 | 0,21 |
| | модель | 0,6...0,7 | $0,0421 \cdot 10^4$ | 1,6...2,0 | 0,21 |

Моделювання проводилося на спеціальному стенді, що дозволяє виготовляти моделі при різних масштабах (від 1:50 до 1:200). Моделі формувалися за відомими методиками у масштабі 1:100. Шари матеріалу з різними фізико-механічними властивостями при створенні моделі відокремлювалися один від одного тонким шаром товченої крейди і між укладанням цих шарів витримувався інтервал часу не менше 15 хвилин, що сприяло кращому візуальному сприйняттю шаруватої структури масиву. Шари у всіх моделях укладалися горизонтально.

Після формування моделі і нанесення мірної сітки в центрі моделі, «проходилася» виробка аркової форми, ширина і висота якої в перерахуванні на натуру складала відповідно 5,2 і 3,6 м, у якій «зводилося» кріплення з алюмінієвої фольги товщиною 0,1 мм. Параметри кріплення відповідали кінематичним умовам подоби. Навантаження проводилося за допомогою важільної системи покроково, по 0,05 кН на кожному кроці.

Під час експериментів досліджувалися характер впливу шару міцної породи різної потужності, розташованого в належному над виробкою масиві, на розвиток процесу здимання. Відповідно до поставленої задачі на моделях з еквівалентних матеріалів була проведена серія експериментів, що складалася з декількох циклів. У ході іспитів моделювалася одиночна виробка аркової форми, закріплена металевим піддатливим кріпленням, розташована в шаруватому масиві, при цьому відстань від підшви виробки до міцного шару у покрівлі не мінялася, а варіювалася потужність шару, тому метою випробувань було дослідження характеру розвитку процесу здимання і його залежностей від потужності міцного шару в покрівлі.

Нижня границя шару міцної породи розташовувалася на висоті 5 м у натурних умовах (5 см на моделі) від підшви виробки; потужність міцного шару задавалася покроково – від 0 до 25 м (від 0 до 25 см на моделі), із кроком 5 м. Для зниження кількості факторів, що впливають, наявність вугільного шару і прошарків інших порід не враховувалося. Таким чином, необхідно було провести шість циклів випробувань – при потужності міцного шару, що дорівнюватиме 0 м, 5 м, 10 м, 15 м, 20 м і 25 м. Фактично, з урахуванням налагодження процесу моделювання, усього було випробувано 30 моделей.

Аналіз результатів моделювання показав наступне. Характерним для всіх випробувань, незалежно від потужності міцного шару в покрівлі, було утворення на деякому етапі навантаження тріщини в підшві виробки (рис. 1.1). Після утворення цієї тріщини зміщення підшви зростали.

Залежності величини зсувів підшви U від величини навантаження P на важелі при різній потужності міцного шару представлені на рис. 1.2.

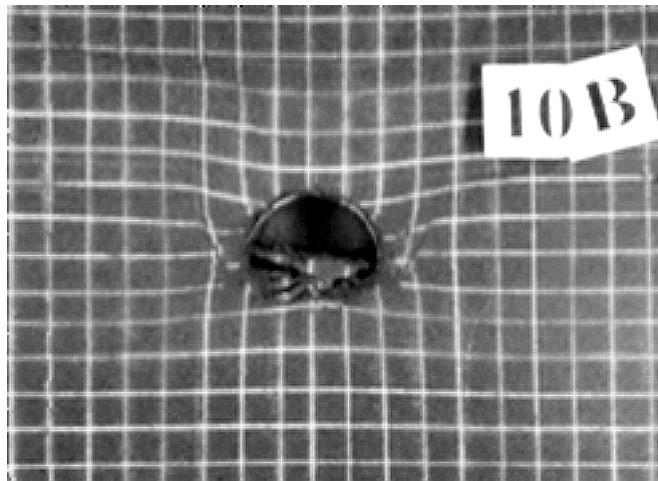


Рис. 1.1. Зовнішній вигляд моделі на заключному етапі навантаження

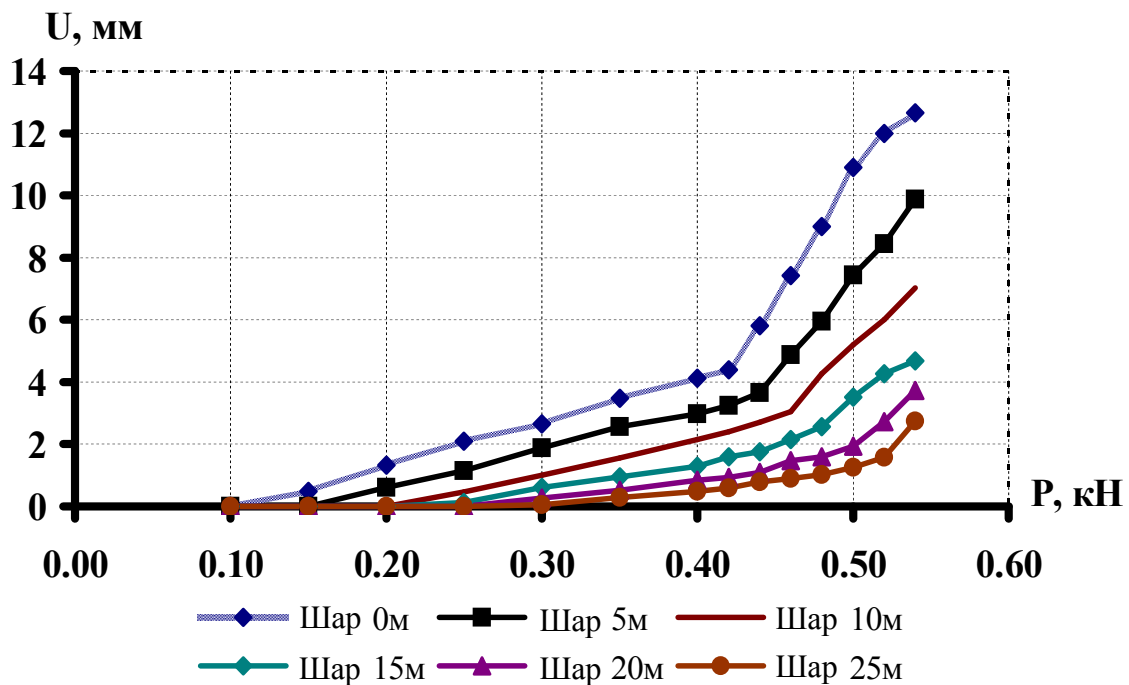


Рис. 1.2. Залежності величини зміщень підоснови від навантаження на важелі при різній потужності міцного шару в належній товщі

Точки на графіках, у яких спостерігається вигин, відповідають етапу навантаження моделі, при якому утворилася тріщина в підосві. Аналіз графіків показує, що після утворення тріщини зміщення підоснови істотно зростали у всіх серіях випробувань. Крім того, видно, що зі зростанням потужності міцного шару величина зміщень підоснови знижується, тобто, інтенсивність зривання має зворотно-пропорційну залежність від потужності міцного шару в покрівлі.

На графіках, що характеризують швидкість збільшення функції величини зміщень підшви на контурі виробки в залежності від величини зовнішнього навантаження ($\frac{dU}{dP} = f(P)$, рис. 1.3), можна виділити три характерні, явно виражені зони:

I) зону нульових зміщень, що відповідає початковому етапу навантаження моделі, коли яких-небудь видимих переміщень контуру зафіксовано не було;

II) зону видимих зміщень, що відповідає етапу навантаження моделі, при якому розвивалася зона розпушення навколо виробки, пройденої в моделі;

III) зону інтенсивних зміщень, що відповідає етапу навантаження моделі, при якому виникало здимання підшви. Ця зона характеризується різким ростом зміщень контуру підшви. При цьому зовнішнє навантаження зростало рівномірно (по 0,02 кН).

Перехід із зони II у зону III відбувається після утворення тріщини в підшві, тобто, момент утворення тріщини можна розглядати як початок здимання підшви у виробці.

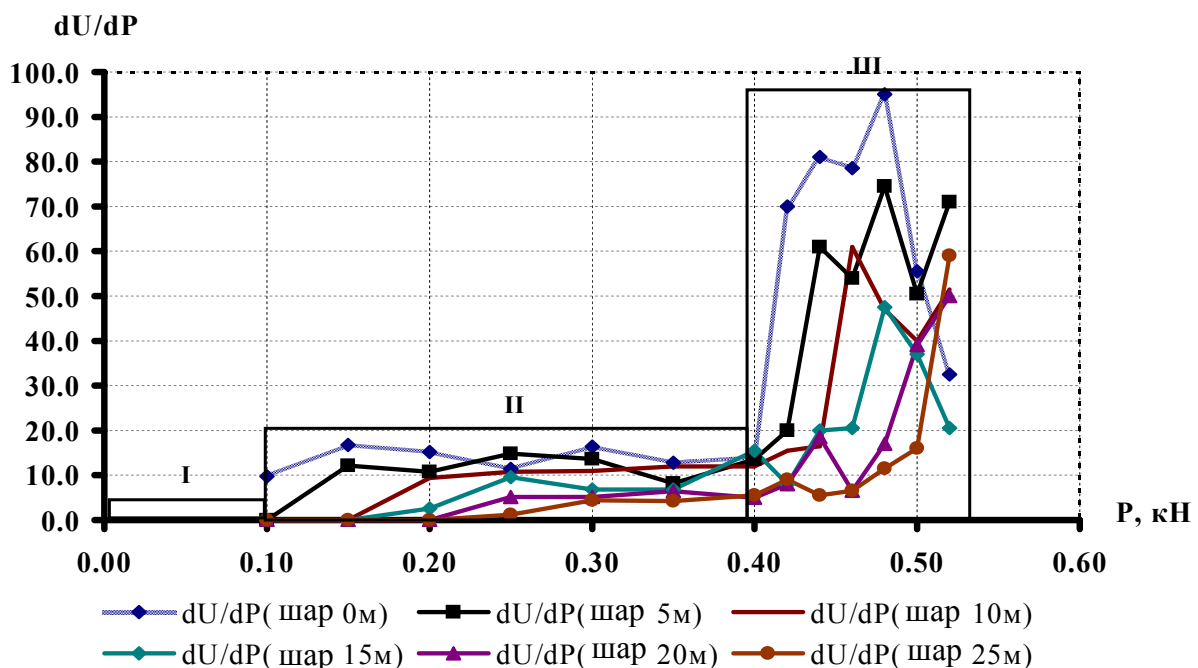


Рис. 1.3. Залежність величини dU/dP від величини навантаження на важелі при різній потужності міцного шару в основній покрівлі

Отже, можна виділити деякі загальні особливості процесу деформування моделей у всіх серіях випробувань:

- на деякому етапі навантаження моделі в підшві утворювалася тріщина;
- утворення тріщини в підшві було початком здимання;
- з моменту утворення тріщини швидкість зміщень підшви зростала різко при тому, що величина навантаження зростала рівномірно.

Особливості деформування моделі, що спостерігаються в процесі проведення експериментів, добре узгоджуються з фізичною моделлю здимання, заснованою на біфуркаційному підході [9]. Відповідно до цієї моделі здимання, момент утворення тріщини в підшві можна розглядати як початок втрати стійкості системи «виробка – порідний масив», а зона інтенсивних зміщень (зона III на рис. 1.3) є зоною втрати стійкості системи.

Розглядаючи залежність величини критичного навантаження, при якій відбувається втрата стійкості системи «виробка – порідний масив», від потужності міцного шару в основній покрівлі (рис. 1.4), можна зробити наступний висновок: чим більше потужність міцний шар, тим пізніше відбувається втрата стійкості системи.

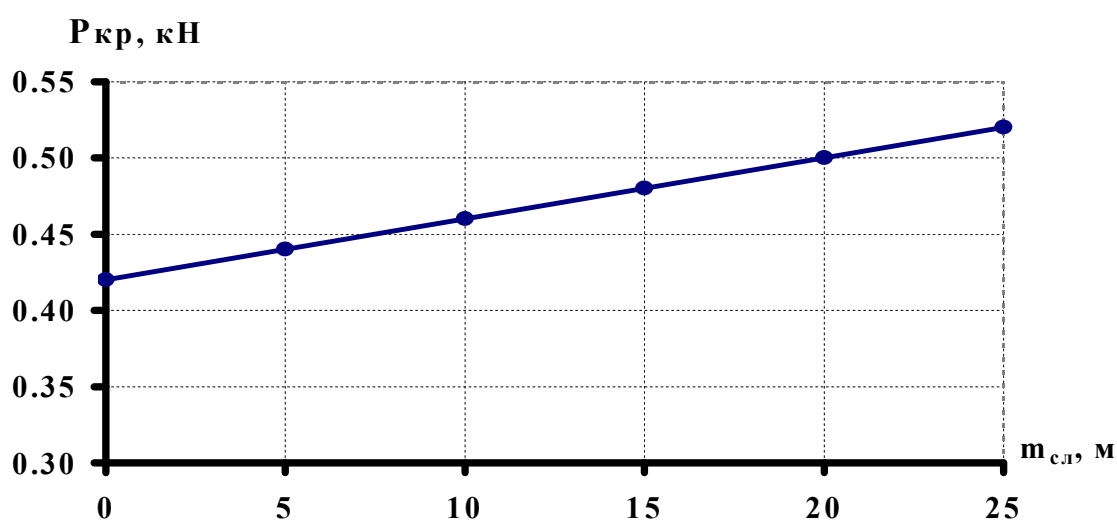


Рис. 1.4. Залежність величини критичного навантаження від потужності міцного шару в покрівлі виробки

Таким чином, результати проведених лабораторних експериментів на моделях з еквівалентних матеріалів показують наступне:

– деформування моделей в ході експериментів, незалежно від потужності міцного шару у виробці, має ряд загальних особливостей: на деякому етапі навантаження моделі в підшві утворювалася тріщина; утворення тріщини в підшві було початком здимання; з моменту утворення тріщини швидкість зміщень підшви різко зростала при тому, що величина навантаження зростала рівномірно;

– особливості деформування моделей, що спостерігаються під час випробувань, відповідають фізичної моделі здимання, заснованої на біфуркаційному підході, що протікає у вигляді втрати пружнопластичної стійкості геомеханічної системи «виробка – порідний масив»;

– на графіках, що відбивають швидкість розвитку деформацій у приконтурному масиві, добре виражені три характерні зони: зона нульових зміщень, зона видимих зміщень і зона втрати стійкості системи;

– момент утворення тріщини в підшві, що завжди виникав в процесі навантаження при кожному випробуванні, можна розглядати як початок втрати стійкості системи «виробка – порідний масив»;

– величина зовнішнього навантаження в моделі, при якій відбувається втрата стійкості приконтурного масиву (момент утворення тріщини в підшві), має прямо пропорційну залежність від потужності міцного шару в основній покрівлі виробки;

– інтенсивність здимання має зворотно-пропорційну залежність від потужності міцного шару в основній покрівлі.

Отримані при проведенні даних експериментів результати мають якісний характер і не можуть бути прямо використані при розробці різних критеріїв оцінки чи прогнозування проявів здимання. Однак вони цілком можуть бути використані при формулюванні вихідних даних для постановки в чисельному вигляді задачі про визначення напружено-деформованого стану приконтурного

масиву при втраті пружнопластичної стійкості геомеханічною системою «виробка – порідний масив», що містить міцний шар у покрівлі виробки.

1.2. Чисельне дослідження процесу втрати пружнопластичної стійкості підшви капітальної виробки, що знаходиться в складноструктурному масиві, який містить міцний шар породи у належній товщі

Істинність уявлень про процеси, що відбуваються в гірському масиві навколо виробки, прямо залежить від ступеня відповідності реальності моделей (фізичних, аналітичних або чисельних), якими описується досліджуваний об'єкт. Тому складність природи гірського масиву, різноманітність явищ і процесів, що відбуваються в ньому при проведенні виробки, змушують дослідників застосовувати все більш складні моделі геомеханічної системи «виробка-гірський масив». Такі моделі включають все більшу кількість факторів і відбивають все більше особливостей формування полів напружень і деформацій масиву навколо виробки.

Дослідження закономірностей формування і зміни напружено-деформованого стану (НДС) масиву, що включає зону непружних деформацій (ЗНД), яка виникає в масиві навколо контуру виробки, можливо на підставі пружнопластичних моделей породного середовища, початок застосуванню яких у геомеханіці було покладено в 60-их роках ХХ століття в роботах Р. Феннера [11] та А. Лаббаса [12]. У цих роботах розглядалася протяжна виробка з круглою формою поперечного перерізу, пройдена в пружному ізотропному масиві з коефіцієнтом бічного розпору, що дорівнює одиниці. Приконтурний масив був представлений як невагоме середовище, що має внутрішнє тертя й позбавлена зчеплення. Співвідношення між компонентами напружень в області зруйнованих порід приймалося на основі прямолінійної огинаючої граничних кіл Мору. Розвиток цих уявлень та їх доповнення для умов негідростатично стиснутого масиву знайшли відображення в роботах К.В. Руппенейта [13], який багато в чому спирався на рішення аналогічних

задач Л.О. Галіна [14] та О.П. Соколова із залученням умови пластичності Треска – Сен-Венана.

Використання як умови руйнування лінійних критеріїв типу Кулона-Мора чи Треска – Сен-Венана значно спрощує математичні процедури в ході аналітичного рішення. Однак, такий підхід призводить до висновку про лінійну залежність розмірів ЗНД від глибини розташування виробки, чого в дійсності не спостерігається. Застосування ж під час рішення геомеханічних пружнопластичних задач нелінійних критеріїв руйнування істотно ускладнює, а іноді й унеможлиблює, отримання замкнутих аналітичних рішень, хоча саме такі моделі середовища найближчі до реальності.

Подальший розвиток пружнопластичних рішень йшов у напрямку ускладнення задач: отримуються рішення задачі для середовища, що ослаблене нескінченним рядом однакових кругових отворів (О.С. Космодаміанський [15] і В.М. Мірсалімов [16]), про пружнопластичний розподіл напружень навколо скінченної кількості кругових отворів (Б.Д. Аннін [17] і М.І. Остросаблін [18]), для випадку неповного охоплення отвору пластичною областю (П.І. Перлін [19]) і для неколоподібного обрису виробки (В.С. Сажин [20]). В останні роки фізична модель породного середовища була узагальнена на випадок структурно неоднорідного твердого тіла й отримані рішення ряду задач про дослідження пружнопластичного розподілу напружень і деформацій навколо гірських виробок, пройдених у породному середовищу, що втрачає міцність (А.І. Кузнецов, Н.П. Немчін, Л.І. Ліньков, І.В. Баклашов та Б.А. Картозія, В.Т. Глушко та В.В. Виноградов, О.Г. Протосеня, О.М. Шашенко та ін. [21-27]).

Слід зазначити, що фізично задача встановлення полів напружень і переміщень навколо протяжних горизонтальних виробок зводиться до вивчення НДС невагомої чи вагомої пластинки, ослабленої відповідним числом отворів заданої форми при відомих граничних умовах. Така постановка дозволяє у геомеханічних дослідженнях обґрунтовано використовувати підходи, добре розроблені в механіці твердого деформованого тіла. Математичні труднощі, що

виникають у зв'язку з ускладненнями моделей середовища, відомою мірою можуть бути усунуті шляхом застосування чисельних методів, що широко використовуються для дослідження пружнопластичного стану породного масиву, що містить гірничу виробку, у зв'язку бурхливим розвитком ЕОМ [28-67].

Метод скінченних елементів (МСЕ) [49-67] був запозичений з будівельної механіки і на сьогоднішній день є одним з найбільш ефективних чисельних методів, застосовуваних при вирішенні геомеханічних задач. Безліч відомих на сьогодні рішень таких задач достатньою мірою обґрунтовує можливість застосування методу для досліджень НДС системи «виробка-гірський масив».

Однак, коректне застосування чисельних методів для рішення задач геомеханіки можливо у випадку, якщо чисельна модель найбільш повно відбиває властивості досліджуваного об'єкта. Зокрема, як було показано вище, такою умовою є застосування пружнопластичних моделей середовища. При цьому важливим є їх зручність з погляду реалізації у вигляді чисельного рішення на комп'ютері.

Як для замкнутого аналітичного рішення пружнопластичної задачі, так і для реалізації її чисельного алгоритму, достатню складність має опис поведінки масиву в ЗНД. Складність викликана тим, що матеріал масиву в цій зоні знаходиться в позамежному стані, при якому взаємозв'язок напружень і деформацій є істотно нелінійним. Крім того, у межах ЗНД наявні як ділянки руйнного руйнування масиву (тобто ті, де матеріал цілком втрачає несучу здатність), так і ділянки, де масив ще не втратив несучої здатності, причому на різних ділянках у різному ступені. Якщо врахувати ще ділатансію порід у межах ЗНД, то стає очевидним, що традиційні моделі механіки твердих середовищ, що деформуються, на основі яких побудовані відомі прості чисельні алгоритми для реалізації МСЕ, не можуть бути застосовані в даній ситуації.

Справа в тому, що з теоретичної точки зору наявність розпушення і розміщення масиву, що виражається в існуванні спадаючої ділянки на повній

діаграмі деформування при іспитах зразків матеріалу на «жорстких» пресах, означає його нестійкість. При вирішенні задачі за МСЕ у вузлах, що належать до області розпушення матеріалу, буде спостерігатися вироджуваність системи рівнянь, тобто діагональні компоненти матриці жорсткості в таких вузлах будуть від'ємними або нульовими. В результаті обчислювальний процес не може продовжуватися.

Щоб вийти з цієї ситуації, був використаний феноменологічний підхід, заснований на аналогії процесу руйнування масиву і порідних зразків при іспитах на «жорсткому» пресі, тобто в режимі контрольованих деформацій. Таким чином, підхід враховує основні експериментальні результати. Ідея підходу полягає в тому, що спадаюча ділянка повної діаграми деформування трактується не як частина діаграми, а як крива, що описує граничний пружний стан матеріалу при досягнутих на поточний момент часу деформаціях.

Підхід полягає в наступному. Для опису характеру деформування масиву використовується ідеалізована діаграма одноосьового стиску, спадаюча ділянка якої будується як огинаюча позамежної ділянки реальної діаграми деформування, прийнятої з лабораторних іспитів.

Передбачається, що петля гістерезиса, що має місце в реальній діаграмі в циклі «розвантаження – повторне навантаження», відсутня, а розвантаження і повторне навантаження відбуваються по прямої лінії, паралельної початковій пружній ділянці, що визначає рівень досягнутої залишкової деформації ε_d .

До досягнення значення деформації $\varepsilon_c = \frac{R_c}{E}$, де E – модуль Юнга, R_c – межа міцності матеріалу на одноосьовий стиск, матеріал підкоряється закону Гука, а коефіцієнт Пуассона μ залишається постійним і дорівнює своєму вихідному значенню. При $\varepsilon_1 > \varepsilon_c$ спадаюча ділянка описується деякою функцією

$$\sigma_1 = R_c - f(\varepsilon_1 - \varepsilon_c), \quad f(0) = 0, \quad \frac{\partial f}{\partial \varepsilon_1} < 0, \quad (1.1)$$

а коефіцієнт Пуассона μ близький до 0,5.

При одноосьовому навантаженні в ході чисельного пружного рішення на деякому кроці навантаження встановлено, що в деякому скінченному елементі досягнуто напруження $\sigma_1 > R_c$ при деформації ε_1' . Щоб повернутися на спадаючу ділянку, визначаємо в точці A' за формулою (1.1) напруження σ_1' , відповідні досягнутій деформації (рис. 1.5). Відповідно до вищевикладеного, це напруження буде новим граничним значенням $R'_c = \sigma_1'$ на кривій граничного пружного стану, а розглянута область набуває залишкову деформацію $\varepsilon_d' = \frac{\varepsilon_1' - R'_c}{E}$.

Якщо в процесі триваючого рішення в цьому ж скінченному елементі виникає напруження $\sigma_1 > R'_c$ при деформації ε_1'' , то, повертаючись на спадаючу ділянку, у точці A'' (рис. 1.5) знаходимо за формулою (1.1) напруження σ_1'' , що відповідні досягнутій деформації. Це значення σ_1'' і буде новим граничним значенням $R''_c = \sigma_1''$, а залишкова деформація в даному елементі стає рівною $\varepsilon_d'' = \frac{\varepsilon_1'' - R''_c}{E}$ і т.д.

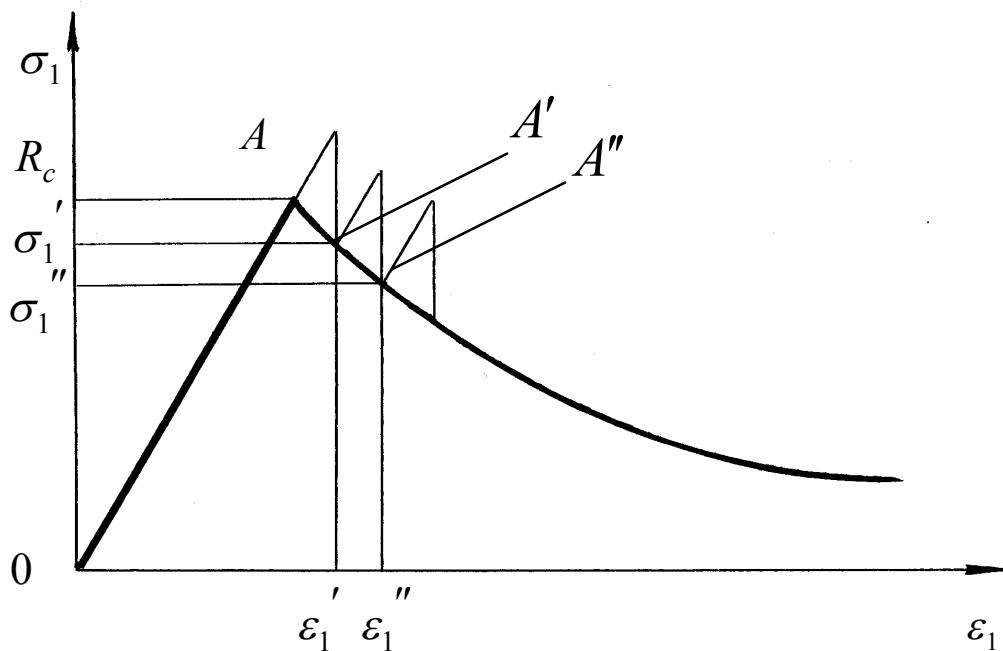


Рис. 1.5. Схема до обґрунтування процедури чисельного дослідження НДС в зоні породного масиву, що розміщується

Аналогічно обчислюються всі інші елементи, у яких значення напружень перевищують граничне значення. Процес буде вважатися закінченим, коли навантаження на границі області досягнуть заданого на початку розрахунку значення, що дорівнює фізичній глибині розташування виробки, а нові елементи з напруженням, що перевищує граничне, не будуть з'являтися.

Для рішення реальних задач дану процедуру варто узагальнити на випадок багатоосового напруженого стану. У цьому випадку в розгляд уводиться гіпотеза про те, що існує деяка міра діючих напружень, яка для випадку плоского деформованого стану (характерного для даного класу задач) характеризується функцією

$$\sigma_e = g(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_{12}),$$

і що граничний стан вперше досягається при $\sigma_e = R_c$. Останнє припущення аналогічне критерію руйнування Мізеса.

При проведенні досліджень як критерій руйнування прийняте співвідношення, у якому враховується максимальне і мінімальне головні напруження (критерій Л.Я. Парчевського-О.М. Шашенка [26]). Еквівалентне напруження при цьому дорівнює

$$\sigma_e = \frac{(\psi - 1)(\sigma_1 + \sigma_3) + \sqrt{(\psi - 1)^2 (\sigma_1 + \sigma_3)^2 + 4\psi (\sigma_1 - \sigma_3)^2}}{2\psi}, \quad (1.2)$$

де $\psi = R_p / R_c$ – коефіцієнт крихкості; R_p – величина межі міцності на розтяг; σ_1 і σ_3 – головні значення тензору напружень.

Крім того, замість нормальних компонентів тензорів напружень і деформацій використовується їх девіатори

$$e_i = \varepsilon_i - \frac{1}{3}\varepsilon, \quad s_i = \sigma_i - \frac{1}{3}\sigma, \quad i = 1, 2,$$

де ε і σ – кругові частини відповідних тензорів.

Для пари $(\sigma_{12}, \varepsilon_{12})$ прийняте

$$\sigma_{12} = T_c - \frac{T_c}{R_c} f\left(\varepsilon_{12} - \frac{T_c}{2G}\right),$$

де G – модуль зрушення, T_c – граничне значення напруження зрушення. Аналогічно для двох інших пар.

При переході від девіаторів до тензорів у випадку деформацій кругова складова ε змінюється, щоб відбити відзначені вище явища, пов'язані зі збільшенням об'єму в зоні розпушення під дією стискаючих навантажень. При переході до компонентів тензора деформацій з використанням формули

$$\frac{R'_c - R_f}{R_c - R_f} = 1 - \frac{\varepsilon}{\varepsilon_f},$$

де $R'_c = \sigma_e$ – поточне граничне значення, R_f – кінцеве граничне значення при максимальному значенні кругової складової ε_f , компоненти тензора зміняться таким чином, що рішення призводить до значного збільшення компонентів вектору переміщень навколо виробки.

Таким чином, після застосування такого підходу навколо виробки формується деяка сукупність елементів, що відноситься до зони розпушення, а на контурі виробки, охопленої цілком або частково цією зоною, мають місце переміщення, за величиною подібні до результатів вимірів зміщень контурів виробки в натурних умовах.

Враховуючи феноменологічну основу прийнятого підходу, при чисельній його реалізації прийняті до розрахунку значення меж міцності породи корегувалися з урахуванням масштабного ефекту шляхом уведення коефіцієнта структурно-механічного ослаблення масиву k_c , величина якого визначалася виразом, що враховує ймовірнісно-статистичну природу міцності масиву [26, 68]:

$$k_c = \frac{\exp\left(\arg \Phi(1-p) \cdot \sqrt{\ln(\eta^2 + 1)}\right)}{\sqrt{\eta^2 + 1}},$$

де $\arg \Phi(1-p)$ – аргумент функції Лапласа (нормального розподілу) при її значенні, що дорівнює $(1-p)$, p – рівень надійності імовірності, η – коефіцієнт варіації міцності масиву:

$$\eta = \sqrt{\frac{l_T + l_0}{l_T} (\eta_0^2 + 1)} - 1, \quad (1.3)$$

де l – середня відстань між тріщинами в масиві (за даними геологічної служби), l_0 – характерний розмір стандартного порідного зразка, η_0 – коефіцієнт варіації міцності зразків при випробуваннях на одноосьовий стиск.

Оцінка можливості спучування виконувалася на підставі умови критичного стану підосви з точки зору втрати її стійкості (здимання) (критерій О.М. Шашенка [26, 68]):

$$\overline{\varepsilon_v} r_L^{*2} \ln^2 r_L^* + 2 = 0, \quad (1.4)$$

де $\overline{\varepsilon_v}$ – середнє відносне збільшення об'єму матеріалу масиву, r_L^* – критичний радіус зони непружних деформацій, віднесений до радіусу виробки.

Фізично величина r_L^* означає такі розміри зони розпушення з боку підосви виробки, при яких настає втрата її пружнопластичної стійкості.

Величина r_L^* визначалася виразом, отриманим з (1.4)

$$r_L^* = 1 + (\overline{\varepsilon_v})^{-0,4},$$

де

$$\overline{\varepsilon_v} = 2\varepsilon_v^* \left[1 - \frac{2r_L^2 \ln r_L}{(r_L^2 - 1)^2} \right].$$

Величина безрозмірного радіуса r_L зони непружних деформацій, віднесеного до радіусу виробки, визначалася за графіком залежності r_L від величини показника умов розробки $\theta = R_c k_c / \gamma H$ (рис. 1.6), де γ – об'ємна вага порід, H – глибина закладення виробки, R_c – межа міцності на стиск матеріалу масиву, k_c – коефіцієнт структурно-механічного ослаблення.

Дослідження виконувалися поетапно. Перший етап полягав у визначенні розмірів зони розпушення і виконувався відповідно до описаного вище феноменологічного підходу. У ході рішення розміри зони розпушення порівнювалися з величиною r_L^* і при виконанні умови $r_L' \geq r_L^*$, де r_L' – поточне

значення радіуса зони розпушення, задавалася нова криволінійна форма контуру підошви виробки. Величина підняття підошви при цьому відповідала досягнутому на момент розрахунку величинам зміщень контуру виробки, але не менш деякого «порога здимання», за котрий були прийняті зміщення контуру в реальній виробці на величину 30 см.

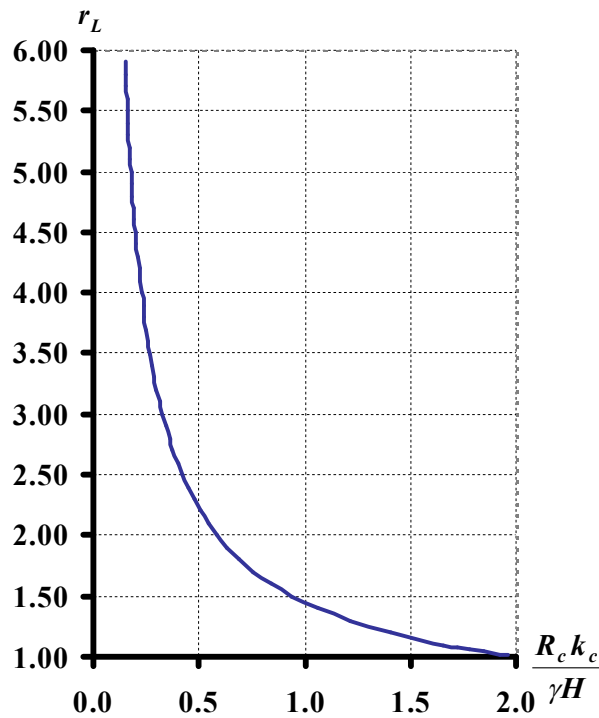


Рис. 1.6. Залежність $r_L = f\left(\frac{R_c k_c}{\gamma H}\right)$

Після цього починався другий етап рішення, при якому в якості вихідних даних задавалася границя зони розпушення, отримана в ході першого етапу. Елементом, що увійшли в зону розпушення, завдавалися значення коефіцієнта Пуассона, близькі до 0,5, значення модуля Юнга знижувалися на порядок і відповідали тому рівню залишкової міцності і залишкових деформацій, що були досягнуті на першому етапі.

Варто сказати, що результати рішення тестової задачі для круглої виробки, що знаходиться в однорідному масиві і підданій гідростатичному стиску, проведеного для верифікації прийнятого підходу, показують задовільну

збіжність з аналітичним рішенням такої ж задачі – розходження розмірів зони, отриманих з експерименту ($r_{L_{\text{екс}}} = 3,08$) і обчислених аналітично для даних умов розташування виробки ($r_{L_{\text{аналі}}} = 2,88$) не перевищують 10%. Така збіжність доводить можливість застосування описаного підходу.

Для дослідження процесу втрати стійкості підосви капітальної виробки, що містить в основній покрівлі шар міцної породи, було проведено дві серії експериментів [6, 68]. У ході першої серії вивчалася, як змінюється картина НДС масиву в підосві виробки при різній потужності міцного шару, що знаходиться на постійній відстані від підосви виробки. При цьому потужність шару змінювалась від 0,0 м до 30,0 м із кроком 2,5 м. Метою другої серії експериментів було дослідження картини НДС підосви виробки при постійній потужності міцного шару (14,0 м) та варіюванні відстані від підосви до міцного шару (від 5,0 м до 30,0 м із кроком 2,5 м).

Висота і ширина виробки, як і при лабораторному моделюванні, приймалися рівними відповідно 3,6 м і 5,2 м. Розрахунки проводилися для напівплощини, симетричної щодо вертикальної осі виробки, досліджувалися НДС і розміри зони розпушення в підосві виробки.

Залежності розмірів зони непружних деформацій на етапі незбуреного процесу (пружне рішення) від низки параметрів наведені на рис. 1.7-1.9. На рисунках можна виділити ділянки, де вплив параметрів, що змінюються, на розміри зони непружних деформацій добре виражений, і ділянки, де вплив цього параметра не позначається. Виположування кривих як на рис. 1.7, так і на рис. 1.9 відбувається при відстані до шару міцної породи, яке дорівнює 21,0 м, що становить $8,75R_0$, де R_0 – напівпроліт виробки.

Отже, при таких значеннях варіюваних параметрів (відстань до шару міцної породи в покрівлі та підосві відповідно) їх вплив на зміну напружено-деформованого стану масиву навколо виробки перестає позначатися. З рис. 1.8 випливає, що збільшення потужності шару понад 18,0 м не впливає на зміну розмірів зони непружних деформацій. Сказане дозволяє враховувати особливості структури масиву при визначенні моменту спучування підосви.

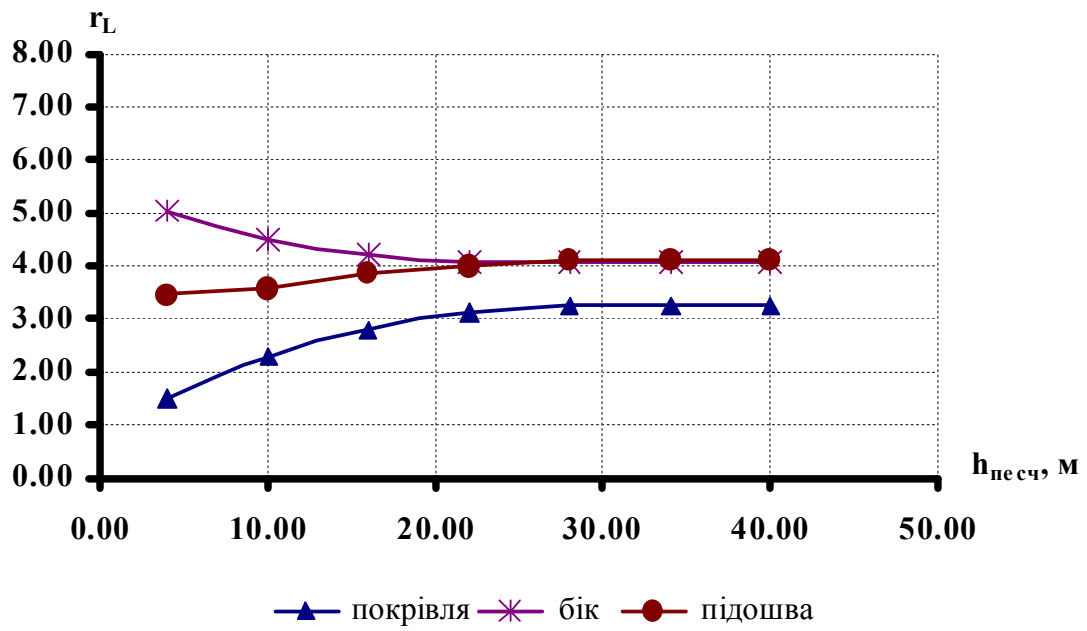


Рис. 1.7. Залежність розмірів зони непружних деформацій від відстані до шару міцної породи в покрівлі

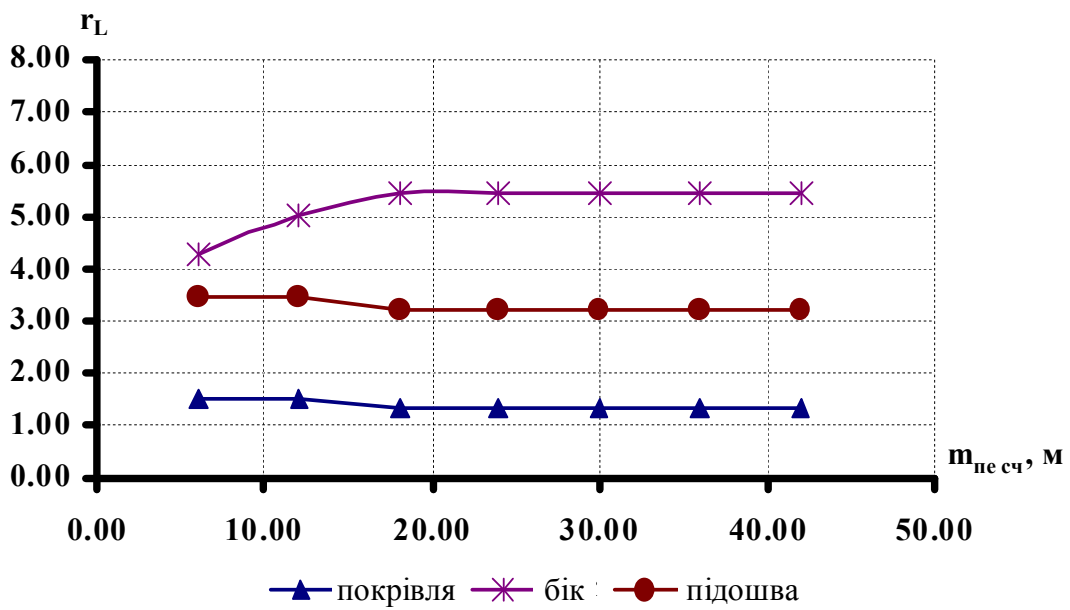


Рис. 1.8. Залежність розмірів зони непружних деформацій від потужності шару міцної породи в покрівлі

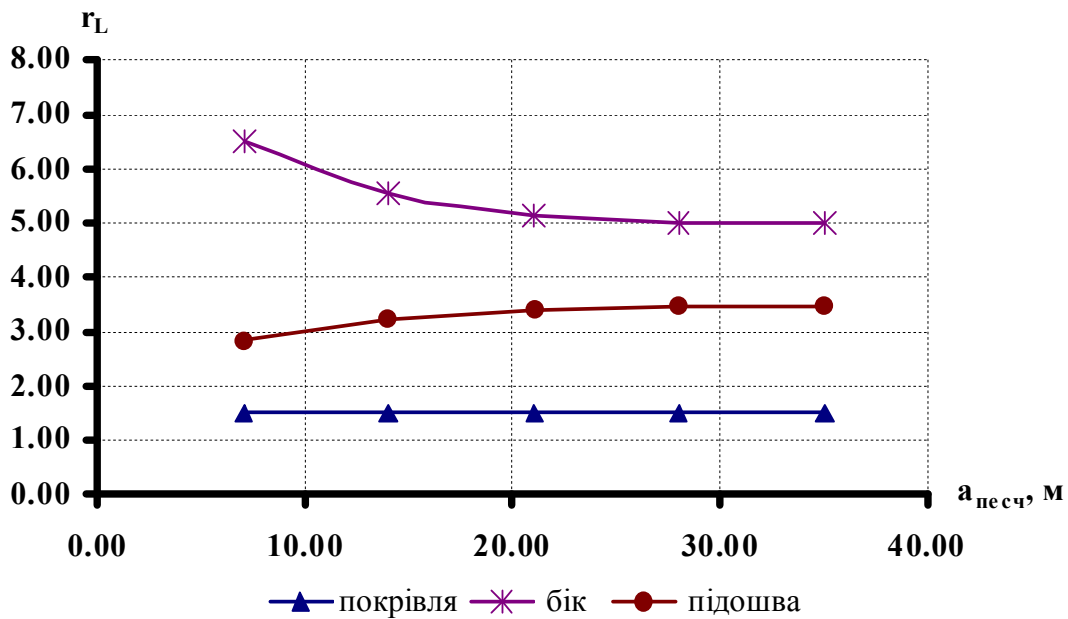


Рис. 1.9. Залежність розмірів зони непружних деформацій від відстані до шару міцної породи в підощві виробки

Таким чином, конфігурація зони непружних деформацій навколо одиночної виробки істотно залежить від ступеня неоднорідності породного масиву, а середній радіус цієї зони, при одній і тій же величині бокового розпору, обернено пропорційний коефіцієнту шаруватості, що дозволяє для конкретних гірничо-геологічних умов оцінити можливість здимання порід підощви і визначати таке місце закладення виробки, при якому її руйнування буде мінімальним.

Порівняння для однакової модельованої геомеханічної ситуації розмірів і конфігурацій зони розпушення на першому етапі рішення (незбурених процес) і на другому етапі (збурений процес, тобто розвиток здимання підощви виробки) показує, що із зростанням величини закритичних переміщень (тобто переміщень, що розвиваються в моделі після досягнення величиною переміщень підощви точки біфуркації і початку здимання) основний приріст розмірів зони розпушення спостерігається в підощві і, в деякій мірі, боках з боку підощви. При цьому розміщення матеріалу в межах зони розпушення стає більш рівномірним.

Така картина зміни параметрів зони непружних деформацій якісно узгоджується з отриманими при проведенні лабораторного моделювання результатами і також вказує на те, що при розвитку збуреного процесу основні зміни і деформації відбуваються саме в підшві виробки.

Залежності розмірів зони розпушення від величини закритичних переміщень на етапі спучування при різних модельованих геомеханічних ситуаціях наведені на рис. 1.10. Як видно з наведених графіків, при досягненні закритичним підняттям значення, рівного 0,3 м, розміри зони розпушення стабілізуються при деякому значенні r_L і не змінюються при подальшому зростанні закритичних переміщень.

Ситуація розташування пласта в шаруватому масиві може бути охарактеризована коефіцієнтом шаруватості K_{r_L} , який враховує параметри шаруватого масиву. Оперуючи цією величиною, можна отримати кількісну оцінку ступеня впливу ситуації розташування виробки щодо шару міцної породи на величину закритичного підняття підшви, при якій настає стабілізація розмірів зони непружних деформацій.

Відмінність в розмірах зони розпушення навколо виробки, розташованої в шаруватому і нешаруватому масиві, будемо враховувати деяким коефіцієнтом шаруватості K_{r_L} . Ця залежність добре апроксимується функцією:

$$K_{r_L} = \frac{1,42\bar{R}_c^2 - 23,1\bar{R}_c}{\bar{R}_c^2 - 18,5\bar{R}_c + 101,6},$$

де \bar{R}_c – середньозважена міцність порід товщі на одноосьовий стиск, МПа.

Аналіз графіка цієї залежності (рис. 1.11) показує, що стабілізація розмірів зони розпушення відбувається практично при одній і тій же величині закритичного підняття (яку назвемо граничною величиною) – 0,3 м, тобто ця обставина (стабілізація розмірів зони) не залежить від геомеханічної ситуації, в якій розташована виробка.

Ця закономірність вказує на те, що при розвитку процесу деформування приконтурного масиву подальше зростання переміщень контуру підшви

реальної виробки до величин, що перевищують цю граничну величину закритичного підняття, відбувається не за рахунок збільшення розмірів області руйнується приконтурного масиву, а за рахунок перебудови структури масиву, розташованого усередині зони розпушення, що сформувалася на момент досягнення граничної величини. Врахування цієї обставини дозволяє розробляти або найбільш ефективно застосовувати різні заходи з протидії здиманню, спрямовані, наприклад, на зміцнення приконтурного масиву, що руйнується в підшві виробки.

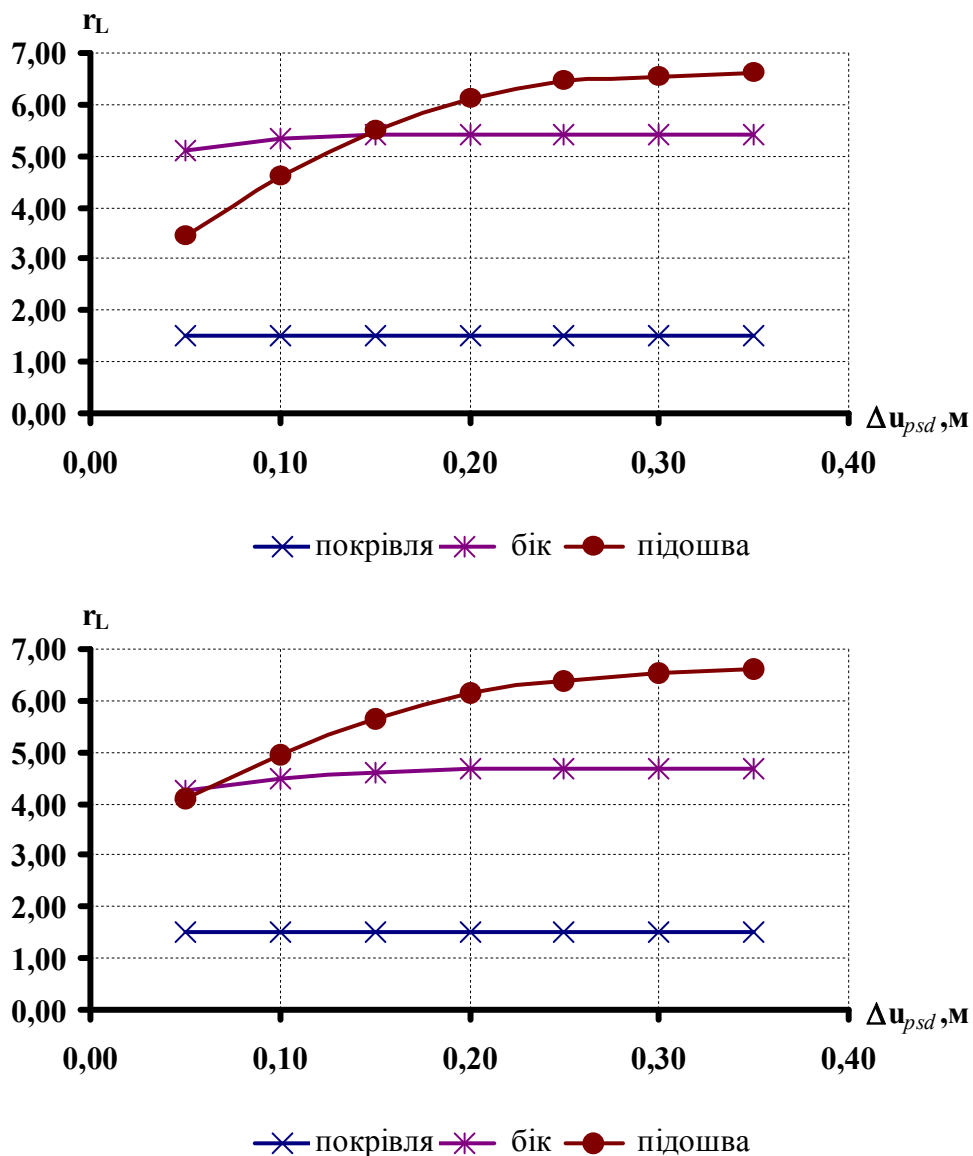


Рис. 1.10. Залежність розмірів зони непружних деформацій від величини закритичного підняття Δu_{psd} в підшві при відстані від шару міцної породи в покрівлі: а) 12,0 м; б) 6,0 м

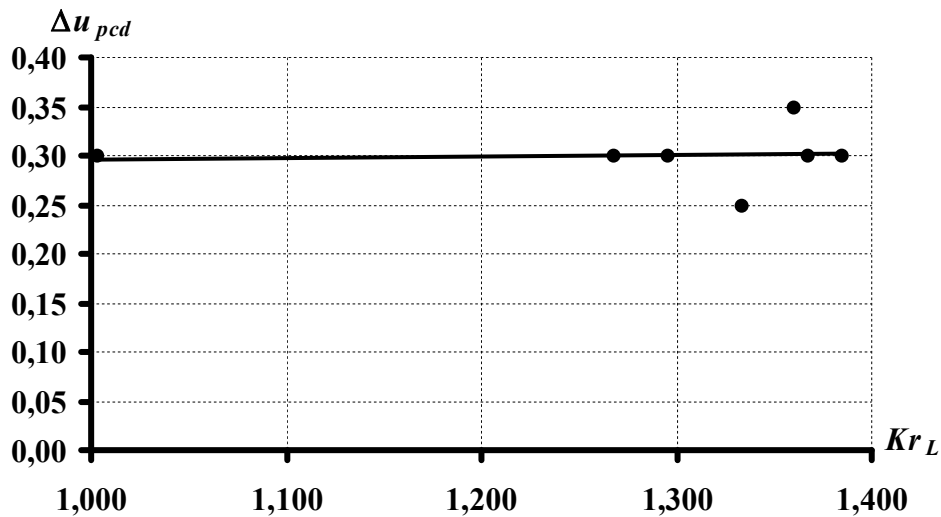


Рис. 1.11. Залежність граничної величини закритичного підняття Δu_{pcd} , при якій настає стабілізація розмірів зони непружних деформацій, від коефіцієнта шаруватості Kr_L

Таким чином, можна стверджувати, що розміри області непружних деформацій навколо одиночної виробки нелінійно залежать від величини закритичного підняття підосви і, незалежно від коефіцієнта шаруватості, стабілізуються при її значенні, рівному 0,3 м, що дозволяє прогнозувати обсяги ремонтних робіт у виробці та розробляти заходи щодо забезпечення її стійкості.

Таким чином, результати чисельного дослідження впливу шару міцної породи на напружено-деформований стан підосви виробки показують, що:

- прийнятий феноменологічний підхід до чисельного дослідження втрати стійкості підосви виробки відбиває основні експериментальні результати в області досліджень позамежного деформування порід і враховує ефект розміщення, що виникає при формуванні зони непружних деформацій;

- рішення тестової задачі з використанням цього підходу показує досить високу (до 90%) збіжність з результатами аналітичного рішення, а результати чисельного дослідження впливу потужності міцного шару на геомеханічні процеси в підосві виробки якісно збігаються з картиною, отриманою під час проведення лабораторних досліджень;

– встановлено, що у формуванні напружено-деформованого стану шаруватого масиву навколо капітальної одиночної виробки поза зоною впливу очисних робіт, що містить шари порід, що істотно відрізняються за міцністю, беруть участь породи, розташовані на відстанях до $8,75R_0$ від контуру виробки;

– конфігурація зони непружних деформацій навколо одиночної виробки істотно залежить від ступеня неоднорідності породного масиву, а середній радіус цієї зони, при одній і тій же величині бокового розпору, обернено пропорційний коефіцієнту шаруватості, що дозволяє для конкретних гірничо-геологічних умов оцінити можливість здимання порід підоскви і визначати таке місце закладення виробки, при якому її руйнування буде мінімальним;

– розміри області непружних деформацій навколо одиночної виробки нелінійно залежать від величини закритичного підняття підоскви і, незалежно від коефіцієнта шаруватості, стабілізуються при її значенні, рівному 0,3 м, що дозволяє прогнозувати обсяги ремонтних робіт у виробці та розробляти заходи щодо забезпечення її стійкості.

Встановлені закономірності й отримані на їхній основі технічні рішення були рекомендовані для використання при проведенні бремсберга №2 пл. l_8 горизонту 550 м шахти «Білозерська» ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ». Очікуваний економічний ефект від реалізації запропонованої схеми закладення бремсберга складе по шахті «Білозерська» понад 275 тис. грн. на рік на 1 000 м виробки.

ВИСНОВКИ

Комплекс проведених досліджень, що включає лабораторні і чисельні експерименти, спрямовані на вивчення процесу втрати стійкості підоскви протяжної капітальної виробки, в основній покрівлі якої залягає шар міцної породи, дозволив вирішити актуальну науково-технічну задачу підвищення стійкості капітальних протяжних виробок поза зоною впливу очисного простору, розташованих у складноструктурному масиві порід.

Основні наукові і практичні результати проведеного комплексу досліджень полягають у наступному:

– в ході лабораторного моделювання встановлено, що до вивчення закономірностей процесу здимання підшви капітальної виробки можна підходити з позицій біфуркаційного підходу, розглядаючи цей процес як втрату пружнопластичної стійкості геомеханічної системи «виробка-породний масив»;

– на моделях з еквівалентних матеріалів доведено, що настання моменту втрати пружнопластичної стійкості підшви виробки має прямо пропорційну, а інтенсивність здимання – зворотно-пропорційну залежність від потужності міцного шару в основній покрівлі;

– доведена можливість застосування феноменологічного підходу, що враховує ефект розміцнення, які виникає при формуванні зони розпушення, для чисельного дослідження процесу втрати стійкості – встановлено, що у формуванні напружено-деформованого стану шаруватого масиву в околиці капітальної одиночної виробки поза зоною впливу очисних робіт, що містить шари, істотно відрізняються по міцності, беруть участь породи, розташовані на відстанях до $8,75R_0$ від контуру виробки;

– конфігурація зони непружних деформацій навколо одиночної виробки істотно залежить від ступеня неоднорідності породного масиву, а середній радіус цієї зони, при одній і тій же величині бокового розпору, обернено пропорційний коефіцієнту шаруватості, що дозволяє для конкретних гірничо-геологічних умов оцінити можливість здимання порід підшви і визначати таке місце закладення виробки, при якому її руйнування буде мінімальним;

– розміри області непружних деформацій навколо одиночної виробки нелінійно залежать від величини закритичного підняття підшви і, незалежно від коефіцієнта шаруватості, стабілізуються при її значенні, рівному 0,3 м, що дозволяє прогнозувати обсяги ремонтних робіт у виробці та розробляти заходи щодо забезпечення її стійкості;

– встановлені закономірності й отримані на їхній основі технічні рішення були рекомендовані для використання при проведенні бремсберга №2 пл. l_8

горизонту 550 м шахти «Білозерська» ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ». Очікуваний економічний ефект від реалізації запропонованої схеми закладення бремсберга складе по шахті «Білозерська» понад 275 тис. грн. на рік на 1 000 м виробки.

ГЛАВА 2

ЗАКОНОМІРНОСТІ ЗМІНИ ГРАНИЧНОГО НАПРУЖЕНОГО СТАНУ В СКЛАДНОСТРУКТУРНІЙ ПОКРІВЛІ ПОЛОГОПАДАЮЧОГО ВУГІЛЬНОГО ПЛАСТА ПІД ЧАС ЙОГО ВІДПРАЦЬОВУВАННЯ

2.1. Моделювання процесів, що відбуваються в покрівлі пласта при відпрацьовуванні лав, на еквівалентних матеріалах

Загальна методика підбору складів з еквівалентних матеріалів наведені [69] та в главі 1. В даній главі розглянуті процеси, що відбуваються в покрівлі пласта при відпрацьовуванні лав, за допомогою методу еквівалентних матеріалів з урахуванням специфіки виконання моделювання.

З огляду на розміри стенду та шахтні дані геометричних розмірів товщі гірських порід неможливо імітувати відхід лави від монтажної камери на значну відстань, тому моделювання для визначення кроку обвалення покрівлі виконувалося в два етапи. Формування моделей для цих варіантів відрізняються тим, що:

1) для визначення генерального кроку обвалення покрівлі очисного вибою модель формувалася у виді недоторканого масиву, а після її тужавлення в товщі вугільного пласта формувалася порожнина;

2) для визначення сталого кроку обвалення покрівлі модель формувалася, спочатку імітуючи перше генеральне обвалення з заколами в масиві.

Навантаження системи виконувалося з інтервалом 0,05 кН. Весь процес повторювався неодноразово, при кожному розборі стенда фіксувалися фотоапаратом деформації сітки, контурів шарів, утворення тріщин і збільшення консолі, що зависає. Потім далі «проходили» виробку, тобто збільшували порожнину, і так повторювалося доти, поки не відбулося перше (генеральне) обвалення покрівлі очисного вибою. Уся наочна інформація замірялася і фіксувалася в спеціальний паспорт моделювання.

Випробування моделей проходили при різних значеннях потужності пісковика ($h_n = 0, 2, 4, 6, 8, 10, 12, 14$ м), що відповідає геологічним даним шахти.

Закінчивши перший етап лабораторних випробувань, визначивши крок генерального обвалення покрівлі очисного вибою та провівши обробку результатів моделювання, проаналізувавши зрушення точок покрівлі і появу тріщин по фотографіях, закладали моделі для лабораторних випробувань другого етапу, метою якого було визначення сталого кроку обвалення покрівлі. При цьому основна частина формування моделі і процес моделювання залишаються таким же, за винятком того, що в товщах порід свідомо формувалися заколи під визначеним кутом (60°), що були зафіксовані при моделюванні процесу генерального обвалення.

Згідно гірничо-геологічних даних, потужність вугілля пласту l_8 змінюється в межах від 0,26 м до 2,5 м, тому третім етапом моделювання було визначення впливу потужності вугільного пласту на сталий крок обвалення покрівлі. Випробування моделей проходили при одному значенні потужності пісковика (8 м) і різних значень потужності вугільного пласту. За результатами моделювання проаналізовано, що подальші випробування при різних значеннях потужності пісковика проводити не треба, оскільки наявно, що потужність вугільного пласту практично не впливає на сталий крок обвалення покрівлі.

Для кожного з розглянутих випадків число випробувань повинно виконуватись не менше 4 разів, при цьому потужність пісковика змінюється в вище зазначених межах, а потужність вугілля залишається незмінною.

У результаті обробки даних побудовані залежності кроку обвалення покрівлі очисного вибою (a): від потужності пісковика $a=f(h_{II})$; висоти склепіння звисаючих порід $a=f(h_{ce})$, де $h_{ce}=h_{II}+h_k$; від потужності вугільного пласту $a=f(h_{VI})$ (рис. 2.1-2.3).

Лабораторними випробуваннями встановлено: крок генерального обвалення покрівлі становить у середньому 110-120 м; крок сталого обвалення покрівлі – 30-45 м [70]. При цьому відзначено, що при обваленні товщі

пісковику у відпрацьований простір, нашарування, що залягають вище, утворять зависаючу консоль розміром 110-120 м з кутом заколу, рівним 60° .

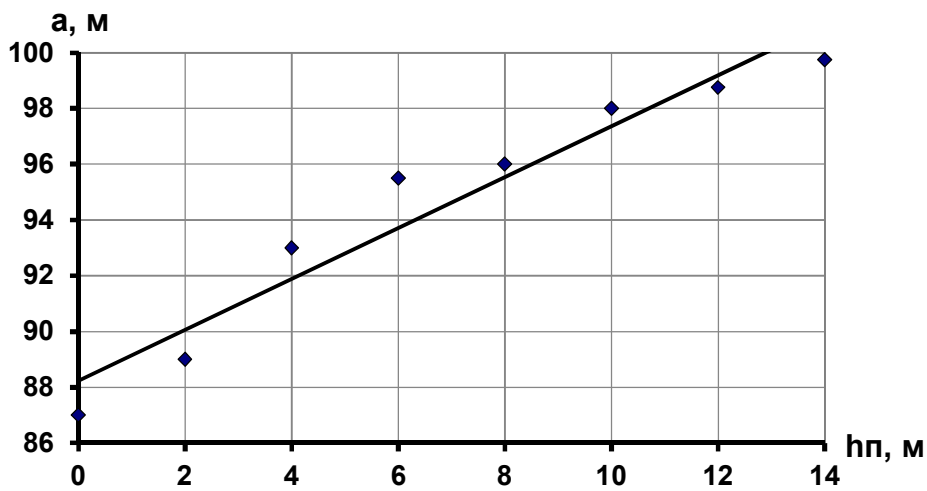


Рис. 2.1. Графік залежності генерального кроку обвалення покрівлі очисного вибою від потужності пісковику

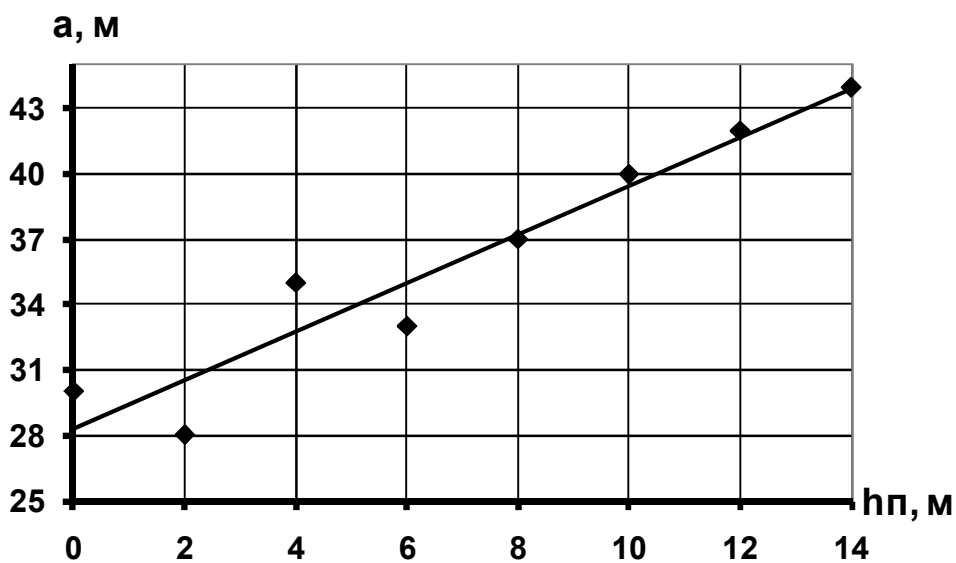


Рис. 2.2. Графік залежності сталого кроку обвалення покрівлі очисного вибою від потужності пісковику

Розмір зависаючої консолі, це величина позначена як h_c – висота склепіння обвалення. Відповідно до шахтних даних $L=175$ м, звідси випливає, що розрахункова величина h_c може змінюватися від 113,5 м до 122,5 м (згідно

звісного твердження $h_c = 0,65-0,7L$). Згідно з результатами лабораторних випробувань h_c змінюється в межах 110,0-120,0, що відповідає розрахунковій величині з припустимими відхиленнями.

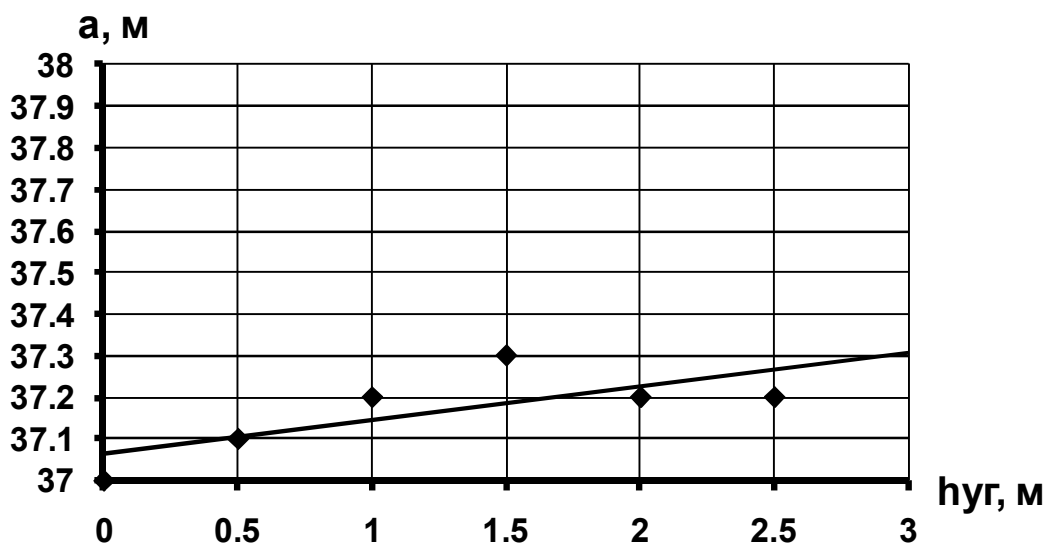


Рис. 2.3. Графіки залежності сталого кроку обвалення покрівлі очисного вибою від потужності вугільного пласту

Дані моделювання вказують на існування залежності сталого кроку обвалення покрівлі від потужності пісковика в покрівлі: з ростом останньої збільшується крок обвалення покрівлі. З рис. 2.2 випливає, що ця залежність має лінійний характер і може бути представлена наступною формулою

$$a = 29 + 0,96h_n$$

Установлено також, що потужність вугільного пласту ($h_{вуг}$) практично не впливає на крок обвалення покрівлі (a) рис. 2.3.

2.2. Прогнозування моментів обвалення покрівлі на механічній моделі

Розглянута задача є просторовою і вирішувати її доцільно яким-небудь чисельним методом. Однак, для розробки основної комп'ютерної моделі має сенс на першому етапі розглянути більш просту механічну модель (рис. 2.4) для того, щоб згодом закономірності, установлені на її основі, перенести на більш

складний варіант для досліджень напружено-деформованого стану порідного масиву навколо вибою лави, що пересувається.

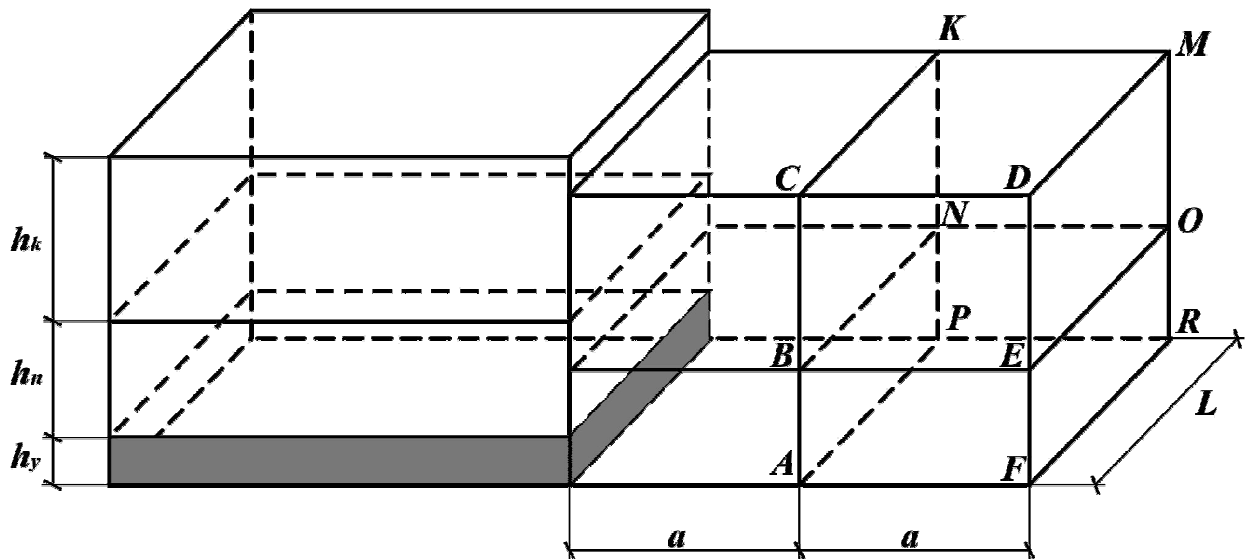


Рис. 2.4. Механічна модель обвалення порід основної покрівлі у лаві

Модель являє собою прямокутний паралелепіпед, що знаходиться в стані рівноваги під дією прикладених до нього сил. Потрібно установити, при яких його параметрах цю рівновагу буде порушено і відбудеться черговий крок сталого обвалення [71].

Умова граничної рівноваги блоку порід покрівлі, що обвалюються, має наступний вид:

$$\sum_{i=1}^2 Q_i = \sum_{i=1}^5 F_i, \quad (2.1)$$

де $\sum_{i=1}^2 Q_i$ – сума ваги шарів блоку гірських порід, що обвалюються, $\sum_{i=1}^5 F_i$ – сума прикладених до блоку сил, що утримують його в стані граничної рівноваги.

Сума ваги пластів блоку гірських порід, що обвалюються, складається з двох складових: $\sum_{i=1}^2 Q_i = Q_1 + Q_2$, де Q_1 – вага порід покрівлі в межах шару пісковика, кг; Q_2 – вага порід покрівлі, що залягають над шаром пісковика, кг.

Сили, що перешкоджають обваленню блоку, формуються з п'яти компонентів: F_1 – сили від відриву (розтягання), що діють по площині CDKM; F_2 – сили від зрушення, що діють по площинах ABEF і NORP; F_3 – сили від зрушення, що діють по площинах BCDE і NKMO; F_4 – сили від зрушення, що діють по площині ABNP; F_5 – сили від зрушення, що діють по площині BCKN.

З урахуванням викладеного вище, одержимо:

$$\sum_{i=1}^2 Q_i = \gamma_n a L h_n + \gamma_\kappa a L h_\kappa, \quad (2.2)$$

$$\sum_{i=1}^5 F_i = R_p^{нок} a L + 2 a h_n R_\tau^n + 2 a h_\kappa R_\tau^{нок} + L h_n R_\tau^n + L h_\kappa R_\tau^{нок}. \quad (2.3)$$

Тоді, з урахуванням залежностей (2.2) і (2.3) умова граничної рівноваги блоку порід покрівлі, що обвалюються, (2.1) прийме наступний вид:

$$\gamma_n a L h_n + \gamma_\kappa a L h_\kappa = R_p^\kappa a L + 2 a h_n R_\tau^n + 2 a h_\kappa R_\tau^\kappa + L h_n R_\tau^n + L h_\kappa R_\tau^\kappa, \quad (2.4)$$

де γ_n і $\gamma_{нок}$ – об'ємна вага пісковику і покрівлі, відповідно; a – крок сталого обвалення покрівлі; L – довжина лави; h_n і $h_{нок}$ – потужність пісковику і покрівлі, відповідно; $R_p^{нок}$ – межа міцності на одноосьове розтягання для порід покрівлі; R_τ^n та $R_\tau^{нок}$ – межа міцності на зрушення для пісковику і порід покрівлі, відповідно.

З (2.4) отримаємо значення висоти блоку порід, що обвалюються:

$$h_{нок} = \frac{R_p^{нок} a L + 2 a h_n R_\tau^n + L h_n R_\tau^n - \gamma_n a L h_n}{\gamma_\kappa a L - 2 a R_\tau^{нок} + L R_\tau^{нок}}. \quad (2.5)$$

Формула (2.5) отримана з умови граничної рівноваги порідного блоку. При цьому необхідно враховувати відмінність досліджуваної моделі від реальних умов, наприклад, деякий перекис блоку при обваленні, особливості сил тертя по площині FDMR блоку, що обвалився раніше, і т.д. Тому, у формулу (2.5) варто внести деякий поправочний коефіцієнт, що наближав би механічну модель до реальних умов. Коефіцієнт приведення k_{np} можна розрахувати, якщо для якогось конкретного випадку будуть відомі всі геометричні і механічні параметри моделі.

Поправки до математичної модель введемо відповідно до тих співмножників залежності (2.5), що формуються за рахунок сил тертя. Тоді, з урахуванням коефіцієнту приведення формула (2.5) прийме наступний вигляд:

$$h_{нок} = \frac{R_p^{нок} aL + 2ah_n R_\tau^n k_{np} + Lh_n R_\tau^n k_{np} - \gamma_n aLh_n}{\gamma_\kappa aL - 2aR_\tau^{нок} k_{np} + LR_\tau^{нок} k_{np}}. \quad (2.6)$$

З формули (2.6) отримаємо:

$$k_{np} = \frac{\gamma_n aLh_n + \gamma_\kappa aLh_\kappa - R_p^{нок} aL}{2ah_n R_\tau^n + 2ah_\kappa R_\tau^{нок} + Lh_n R_\tau^n + Lh_\kappa R_\tau^{нок}}. \quad (2.7)$$

Виконаємо розрахунок коефіцієнту приведення для умов шахти «Білозерська» ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ» [69], використовуючи наступні початкові дані: $\gamma_n = 2800 \text{ кг/м}^3$; $\gamma_{об} = 2500 \text{ кг/м}^3$; $a = 45 \text{ м}$; $L = 165 \text{ м}$; $h_n = 14 \text{ м}$; $h_\kappa = 100 \text{ м}$. Величина h_κ – отримана з наступних розумінь. Висота зводу обвалення h_c над лавою складає $0,65 \div 0,7L$. Оскільки потужність пісковика h_n відома, то потужність порід покрівлі, що обвалюється, складе $h_{нок} = h_c - h_n$.

Визначимо межу міцності на зрушення пісковика R_τ^n і порід покрівлі $R_\tau^{нок}$: $R_\tau^n = 0,5\sqrt{R_c^n R_p^n}$; $R_\tau^{нок} = 0,5\sqrt{R_c^{нок} R_p^{нок}}$. Значення величин R_c^n і $R_c^{нок}$ – межі міцності на одноосьовий стиск пісковика і покрівлі, відповідно, узяті з даних геологічної служби шахти ($R_c^n = 550 \cdot 10^4 \text{ кг/м}^2$ і $R_c^{нок} = 260 \cdot 10^4 \text{ кг/м}^2$). При розрахунку $R_p^{нок}$ і R_p^n введемо в розгляд коефіцієнт крихкості гірських порід:

$\psi = \frac{R_p}{R_c}$. Для порід досліджуваного об'єкту ψ приймаємо рівним 0,08, тоді

$R_p = 0,08R_c$. Підставляючи значення R_p у вищенаведені формули для величин

R_τ^n і $R_\tau^{нок}$ одержимо: $R_\tau^n = 0,14R_c^n$; $R_\tau^{нок} = 0,14R_c^{нок}$.

Межа міцності на одноосьовий стиск R_c , отриманий у процесі іспитів на стандартних зразках гірських порід, необхідно зв'язати з міцністю структурно неоднорідного порідного масиву. Це робиться шляхом множення величини R_c на коефіцієнт структурного ослаблення k_c . При розрахунку k_c необхідно врахувати, що порідний масив являє собою неоднорідне середовище, що

містить випадково розподілені мікрodefекти і макроdefекти у вигляді системи тріщин [72]. Коефіцієнт структурного ослаблення може бути розрахований по формулі:

$$k_c = \left[1 - \sqrt{0,5\eta} \exp(-0,25\eta) \right] \frac{\eta_0^2 + 1}{\eta^2 + 1}, \quad (2.8)$$

де η – коефіцієнт варіації міцності породного масиву, отриманий за формулою (1.3).

Для розрахунку η_0 використані результати лабораторних іспитів зразків порід, що вміщують вугілля, для умов шахт Донбасу. Іспит досить великого числа стандартних зразків з мікрodefектами зводиться до утворення деякої статистичної сукупності, що дозволяє з позицій вірогідності оцінити досліджувану механічну систему. Ці результати представлені у виді гістограм відносних частот.

У результаті обробки гістограм були отримані наступні коефіцієнти варіації породних зразків: для пісковика $\eta_0^n = 0,5\%$; для аргіліту $\eta_0^{apz} = 0,4\%$. Використовуючи обчислені значення η_0^n , η_0^{apz} і геологічні дані про середню відстань між тріщинами в порідному масиві, що вміщує вугілля, був розрахований коефіцієнт варіації міцності η для пісковика й аргіліту. Середня відстань між тріщинами для пісковика приймалась рівною нулю, оскільки він практично нетріщинуватий і монолітний. Для аргіліту середня відстань між тріщинами згідно з геологічними даними складає 0,21 м. Число зразків, випробуваних для пісковика – 542, а для аргіліту – 317. У результаті розрахунків визначені значення $\eta^n = 0,66$ і $\eta^{apz} = 0,41$. Далі зроблений розрахунок коефіцієнту структурного ослаблення (2.8) для пісковика й аргіліту [69]:

$$k_c^n = \left[1 - \sqrt{0,5\eta^n} \exp(-0,25\eta^n) \right] \frac{\eta_0^{n^2} + 1}{\eta^{n^2} + 1} = 0,6;$$

$$k_c^{apz} = \left[1 - \sqrt{0,5\eta^{apz}} \exp(-0,25\eta^{apz}) \right] \frac{\eta_0^{apz^2} + 1}{\eta^{apz^2} + 1} = 0,4.$$

Використовуючи визначені в натурних умовах і обчислені значення параметрів для формули (2.7), визначимо величину коефіцієнта приведення для конкретних геологічних умов, що враховує відмінність моделі від реальних умов порідного блоку, що обвалюється

$$k_{np} = \frac{\gamma_n a L h_n + \gamma_k a L h_k - 0,08 R_c^{nok} a L}{2 a h_n 0,14 R_c^n k_c^n + 2 a h_k 0,14 R_c^{nok} k_c^{nok} + L h_n 0,14 R_c^n k_c^n + L h_k 0,14 R_c^{nok} k_c^{nok}}. \quad (2.9)$$

Величина коефіцієнту приведення, визначена по формулі (2.9), вийшла рівної 0,26 [73].

З урахуванням вищеперелічених виправлень і розрахунків міцностних характеристик, формула (2.6) прийме наступний вигляд

$$h_{нок} = \frac{\psi R_c^{nok} k_c^{nok} a L + 2 a h_n 0,14 R_c^n k_{np} k_c^n + L h_n 0,14 R_c^n k_{np} k_c^n - \gamma_n a L h_n}{\gamma_k a L - 2 a 0,14 R_c^{nok} k_{np} k_c^{nok} + L 0,14 R_c^{nok} k_{np} k_c^{nok}}. \quad (2.10)$$

При розрахунках $h_{нок}$ по формулі (2.10) змінювались дві величини: h_n і a , де h_n – потужність пісковика, що згідно з геологічними даними приймалася рівної 0, 2, 4, 6, 8, 10, 12, 14 м; a – сталий крок обвалення покрівлі змінювався від 30 до 45 м із кроком 2 м. Інші параметри формули (2.10), для конкретних умов досліджуваного об'єкту, є величинами постійними.

Порівнюючи результати, аналітичних розрахунків і моделювання на еквівалентних матеріалах, слід зазначити, що отримані значення величин a і h_n мають розбіжності з невеликими відхиленнями. За результатами досліджень побудовані графіки залежності сталого кроку обвалення покрівлі від потужності пісковика (рис. 2.5).

З рис. 2.5 випливає, що залежність кроку обвалення від потужності пісковика в покрівлі має лінійний характер і може бути представлена наступною формулою

$$a = 30 + 0,95 h_n. \quad (2.11)$$

Результати визначення величини кроку сталого обвалення, отримані шляхом лабораторного моделювання, аналітичних і натурних досліджень і по формулі (2.11) наведені в табл. 2.1-2.2.

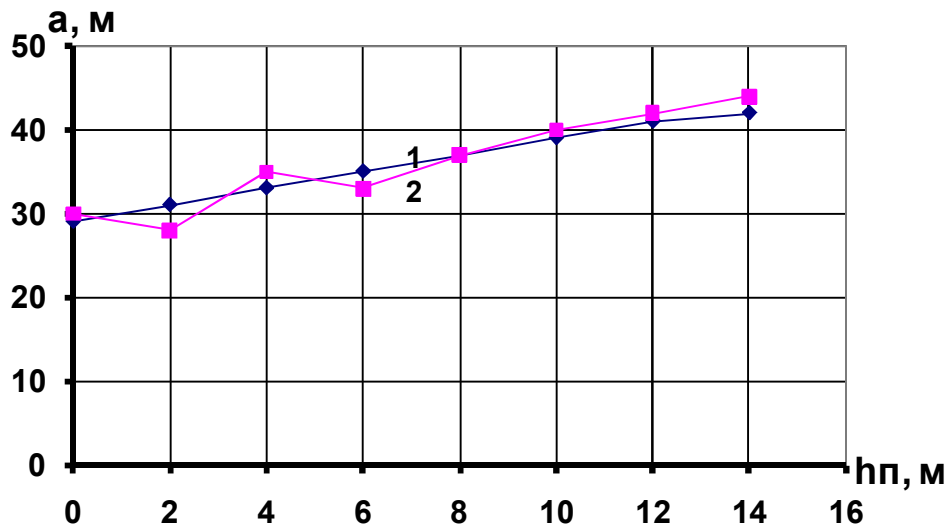


Рис. 2.5. Залежність кроку обвалення від потужності пісковика в покрівлі:

1 – розрахункові дані; 2 – дані моделювання.

Таблиця 2.1

Порівняння результатів визначення кроку сталого обвалення порід покрівлі у лаві

| $h_n,$ м | $a, \text{ м}$ | | | $\Delta,$ % |
|-------------|---|--|---|----------------|
| | значення одержані при лабораторному моделюванні | значення одержані при аналітичних дослідженнях | значення розраховані за формулою (2.11) | |
| 0 | 30 | 29 | 30 | 3,3 |
| 2 | 28 | 31 | 32 | 3,1 |
| 4 | 35 | 33 | 34 | 2,9 |
| 6 | 33 | 35 | 36 | 2,7 |
| 8 | 37 | 37 | 38 | 2,6 |
| 10 | 40 | 39 | 40 | 2,5 |
| 12 | 42 | 41 | 42 | 2,4 |
| 14 | 44 | 42 | 44 | 4,5 |

З табл. 2.1 випливає, що точність визначення величини a буде складати, приблизно, 95 % і вже в такому вигляді залежність (2.11) може бути рекомендована для прогнозування початку обвалення порід покрівлі в лаві вугільного пласту l_8 .

Таблиця 2.2

Аналіз натурних і розрахункових даних сталого кроку обвалення порід покрівлі пласту l_8 в умовах ш. «Білозерська» ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ»

| h_n , м | L , м | крок обвалення a , м | | | | | | | | | | | | | |
|--------------|------------|---------------------------------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|---|-----|-----|-----|-----|-----|-----|
| | | натурні дані, м (ш. «Білозерська») | | | | | | | аналітичні дані, м (одержані з залежності (2.5)) | | | | | | |
| | | 100 | 125 | 150 | 175 | 200 | 225 | 250 | 100 | 125 | 150 | 175 | 200 | 225 | 250 |
| 0 | | $\frac{48}{20}$ | $\frac{37}{8}$ | $\frac{30}{10}$ | $\frac{28}{18}$ | $\frac{23}{13}$ | $\frac{22}{17}$ | $\frac{20}{20}$ | 40 | 32 | 27 | 23 | 20 | 18 | 16 |
| 4 | | $\frac{60}{17}$ | $\frac{52}{19}$ | $\frac{40}{20}$ | $\frac{33}{18}$ | $\frac{25}{8}$ | $\frac{20}{5}$ | $\frac{20}{10}$ | 50 | 40 | 32 | 27 | 23 | 21 | 18 |
| 8 | | $\frac{82}{20}$ | $\frac{65}{18}$ | $\frac{38}{5}$ | - | $\frac{35}{14}$ | - | $\frac{22}{9}$ | 66 | 53 | 36 | 32 | 30 | 24 | 20 |
| 12 | | $\frac{95}{16}$ | - | $\frac{40}{18}$ | - | $\frac{30}{10}$ | - | 18 | 80 | 60 | 47 | 38 | 33 | 28 | 24 |
| 14 | | $\frac{100}{10}$ | $\frac{85}{20}$ | - | $\frac{50}{16}$ | - | $\frac{28}{7}$ | - | 90 | 68 | 52 | 42 | 35 | 30 | 26 |

Примітка: У лівій стороні табл. 2.2 значення представлені дробом, де в чисельнику показаний крок обвалення покрівлі за шахтними даними, а в знаменнику - величина його відхилення від розрахункового (%).

Аналіз залежностей даних, приведених у табл. 2.2, показав, що величина a , обчислена для умов залягання пласту l_8 в умовах шахти «Білозерська», досить близько збігається з натурними вимірами. Розходження не перевищує 20%, що цілком припустимо, з огляду на невисоку точність початкових даних і самої механічної моделі, що має попередній характер.

Однак, реальний породний масив і виникаючі в ньому процеси прояву гірського тиску, навколо очисного вибою, істотно складніше і відрізняються від розглянутої механічної моделі. Представлена модель не дає повної картини механічних процесів, що відбуваються при вийманні вугільного пласту, не дозволяє враховувати в розрахунках напружений стан порідного масиву, його структурні особливості (нашарування), відстань від покрівлі вугільного пласту до підшви шару пісковика і т.п. Задача керування покрівлею, що важко

обвалюється, при вийманні вугільного пласту вимагає застосування більш надійних і сучасних методів розрахунку напружено-деформованого стану (НДС) масиву гірських порід і її рішення варто продовжити чисельно, наприклад, методом скінчених елементів (МСЕ).

Таким чином, наступний етап досліджень гірського тиску в лаві, необхідно звести до розрахунку НДС масиву гірських порід навколо очисного вибою на основі МСЕ, що дозволить:

- врахувати величину потужності безпосередньої покрівлі (h_a) і її впливу на крок обвалення основної покрівлі (h_n);
- врахувати взаємодії механізованого кріплення з породами, що вміщуються, і вплив кріплення на крок обвалення;
- визначити сталу величину висоти склепіння, що утвориться, в порідному масиві покрівлі в результаті безупинного просування очисного вибою;
- визначити висоту зони гірських порід, що обвалилися, над відпрацьованною порожниною;
- визначити динаміку сталого кроку обвалення покрівлі.

2.3. Чисельне моделювання процесів, що відбуваються в покрівлі пласта при очисному вийманні

2.3.1. Генеральне обвалення.

Генеральне обвалення є більш інтенсивним, чим стале, оскільки проліт завислих порід над виробленим простором набагато більше. Визначення кроку генерального обвалення зв'язано з установленням геомеханічних закономірностей, що протікають у навколишньому порідному масиві при вийманні вугільного пласту і безупинному просування очисного вибою, що супроводжується постійним перерозподілом концентрації напружень [72].

Для умов шахти «Білозерська» встановлено, що при відході лави на деяку критичну відстань від розрізної печі у масиві утворюються заколи під кутом $40-60^{\circ}$

убік вибою. На горизонті, що відпрацьовується, фактичні обміряні величини генерального обвалення складають 90-110 м [69].

Характерною рисою складу порід покрівлі вугільного пласту l_8 є наявність шару нетріщинуватого пісковика, що важко обвалюється, потужність якого на окремих ділянках досягає 30 м.

Процес відпрацьовування вугільного пласту можна представити у вигляді послідовності двох етапів: спорудження розрізної печі, відхід лави від розрізної печі на відстань l_6 , при якому відбувається генеральне обвалення покрівлі (рис. 2.6).

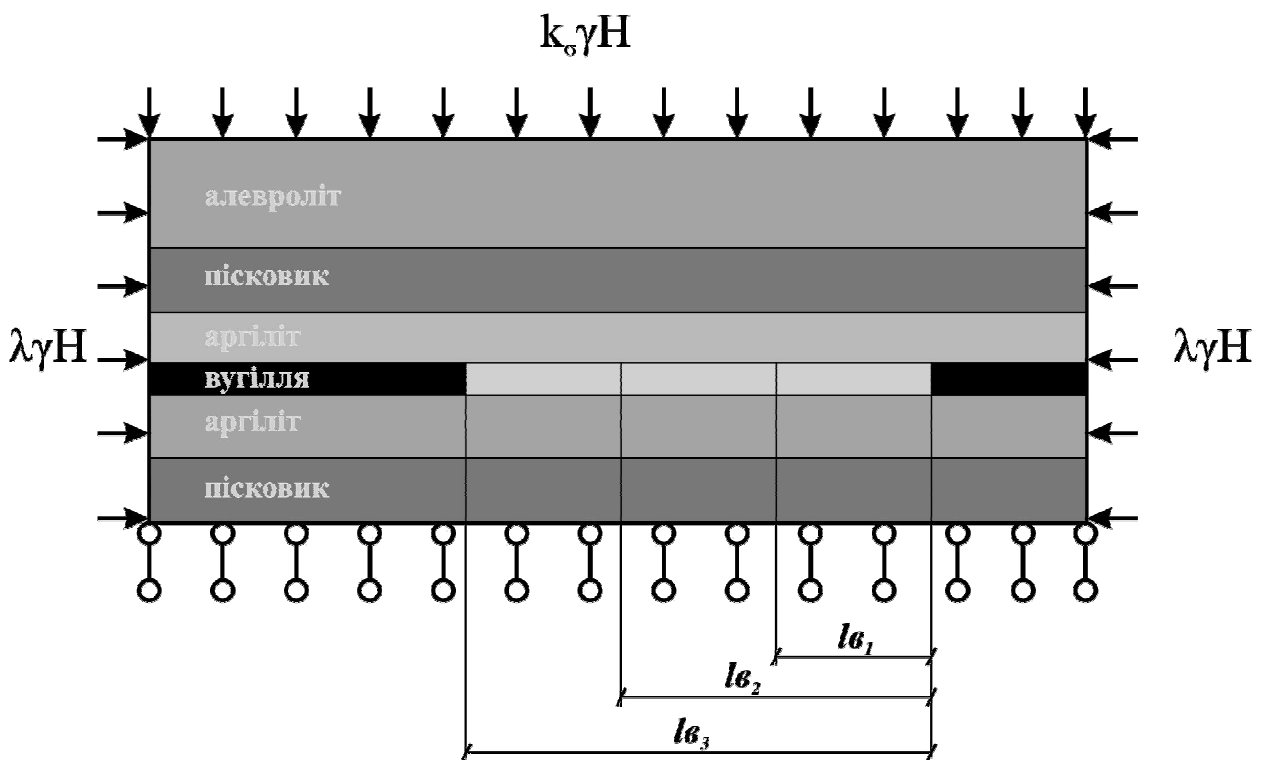


Рис. 2.6. Розрахункова схема до вирішення задачі визначення величини генерального обвалення

Зміна напружено-деформованого стану порід масиву при очисному вийманні зв'язано з безупинним перерозподілом концентрації напружень, що викликане постійним просуванням очисного вибою, тобто збільшенням розмірів оголення. Для визначення змін НДС порід розглянута послідовність розрахункових схем (рис. 2.6), що імітують відхід лави від розрізної печі і просування очисного вибою [74].

Рішення здійснювалося методом скінченних елементів (МСЕ). Досліджувана область апроксимована трикутними елементами. Розглядався середній переріз лави перпендикулярно лінії очисного вибою, тобто вирішувалась задача плоскої деформації. Однак рішення цієї складної геомеханічної задачі, узагалі говорячи, вимагає розгляду тривимірної області порідного масиву, що включає сполучення очисних і підготовчих виробок. В даний час відомий ряд рішень для просторових розрахункових схем, у яких визначені основні закономірності формування напруженого стану навколо лави і визначені шляхи переходу від тривимірної до двовірної задачі. Зокрема, тривимірність може бути врахована шляхом введення в плоску розрахункову схему (рис. 2.6) коефіцієнту пригрузки k_σ , що дозволяє враховувати нерівномірність навантаження кожного перерізу лави в залежності від його відстані до місця розташування додаткової концентрації напружень.

В якості основного об'єкту досліджень обрано переріз, що знаходиться на відстані $R_L - R_0$ від підготовчого штреку і де максимальна концентрація вертикальних нормальних напружень приблизно в 1,3 рази більше, ніж максимальна концентрація напружень у перерізі лави.

Величина R_L – радіус зони непружних деформацій визначається за формулою:

$$R_L = R_0 \exp\left(\sqrt{\frac{\gamma H}{2R_c k_c}} - 0,5\right).$$

Тут R_0 – напівпродіт підготовчої виробки; γ – середнє значення об'ємної ваги порід покрівлі, що вміщають, досліджувану область; H – глибина розробки вугільного пласту; R_c – середнє значення межі міцності на одноосьовий стиск порід масиву, що досліджується; k_c – коефіцієнт структурного ослаблення.

Це дозволяє прийняти величину коефіцієнта пригрузки $k_\sigma = 1,3$. Тоді, для вирішення поставленої задачі на плоскій розрахунковій схемі (рис. 2.6) рівномірно розподілене навантаження на верхній границі області масиву, що досліджується, варто збільшити в 1,3 рази.

Таким чином, відповідно до обраної математичної моделі (рис. 2.6), порідний масив, що досліджується, представлений ваговою пружною площиною, навантажений нормально рівномірно розподіленим навантаженням з інтенсивністю $q = k_c \gamma H = 1,14 \cdot 10^6$ кг/м² по верхній границі. По бічних границях масив, що досліджується, навантажений рівномірно розподіленим навантаженням з інтенсивністю $\lambda \gamma H$, де λ – коефіцієнт бічного розпору, обумовлений за формулою $\lambda = \frac{\mu}{1 - \mu}$; μ – коефіцієнт Пуассона гірських порід.

Розрахунок величин навантаження по верхній і бічній границях порідного масиву, що досліджується, виконувався з урахуванням різних значень γ , λ і μ для кожного шару гірських порід, що формують розрахункову схему [69].

Вирішення задачі полягало у виконанні послідовності розрахунків (етапів), на кожному з яких моделювалась порожнина різних розмірів.

При віддаленні вибою від розрізної печі розмір її збільшувався і визначалося відповідне даному етапу робіт напружено-деформований стан навколишнього порідного масиву.

Для якісної оцінки зміни стану порід, викликаних збільшенням розмірів оголення, прийнятий точковий критерій міцності. На кожному етапі збільшення простору, що відпрацьовується, визначалися так звані умовні зони непружних деформацій – сукупність крапок (вузлів), у якій виконується нерівність:

$$\sigma_e \geq R_c k_c \quad (2.12)$$

де R_c – межа міцності на одноосьовий стиск; k_c – коефіцієнт структурного ослаблення, що враховує неоднорідність порідного масиву і вміст у ньому випадково розташованих мікро- і макродефектів; σ_e – еквівалентне одноосьовому стану напруження, обумовлене відповідно до критерію міцності Парчевського-Шашенка (1.2) в кожній вузловій точці [75].

Введемо в розгляд величину:

$$n = \frac{R_c k_c}{\sigma_e}, \quad (2.13)$$

де n є точковим критерієм ступеня руйнування порід у відповідній точці масиву; При $n < 1$ у відповідній точці масиву має місце переходу матеріалу в нове якісне (непружне) становище, що умовно будемо називати «руйнування».

Визначаємо коефіцієнт структурного-механічного послаблення порід на основі статистичної теорії міцності за формулою (2.8). Значення коефіцієнтів відносних варіацій міцності були отримані в результаті обробки статистичних даних.

Вихідними даними до розрахунку були фізико-механічні властивості порід для пласту l_8 , 5-й північної лави бремсберга №1 горизонту 550 м.

Коефіцієнти крихкості (ψ) розраховані для порід: $\psi_{арз} = 0,11$; $\psi_{алев} = 0,085$; $\psi_{вуг} = 0,088$; $\psi_{ніск} = 0,11$.

Визначивши в кожній точці масиву значення еквівалентних напружень і зв'язані з ними значення запасу міцності, можна оцінити розміри і місце розташування умовних зон руйнування для порівняльного аналізу змін, що відбулися в масиві на кожному етапі просування очисного вибою (лінія 1 на рис 2.7, в).

Якісна оцінка міцності порід, виконана на основі точкового критерію, дозволяє оцінити ступінь небезпеки напруженого стану елементарного об'єму порідного масиву з погляду руйнування. Однак, цілісність системи «виробка-масив» як конструкції можна визначити лише на основі деякого інтегрального критерію міцності. У розглянутому випадку при наявності в покрівлі пласту потужного шару міцного пісковика руйнування конструкції починає розвиватися під впливом сил, що розтягують. Тобто, склепіння, що утвориться, приблизно має параболічний обрис (рис. 2.7, б), вага порід у його межах утримується силами зчеплення порід по поверхні склепіння.

Порідний масив по поверхні параболічного зводу працює на відрив (розтягання). Відношення утримуючої сили до ваги порід у зоні умовного руйнування дає величину запасу коефіцієнта стійкості конструкції:

$$k = \frac{R_p L}{P}, \quad (2.18)$$

де R_p – межа міцності на одноосьове розтягання; L – довжина дуги кривої, уздовж якого нормальні напруження перевищують межу міцності на розтягання; P – вага порід у зоні умовного руйнування.

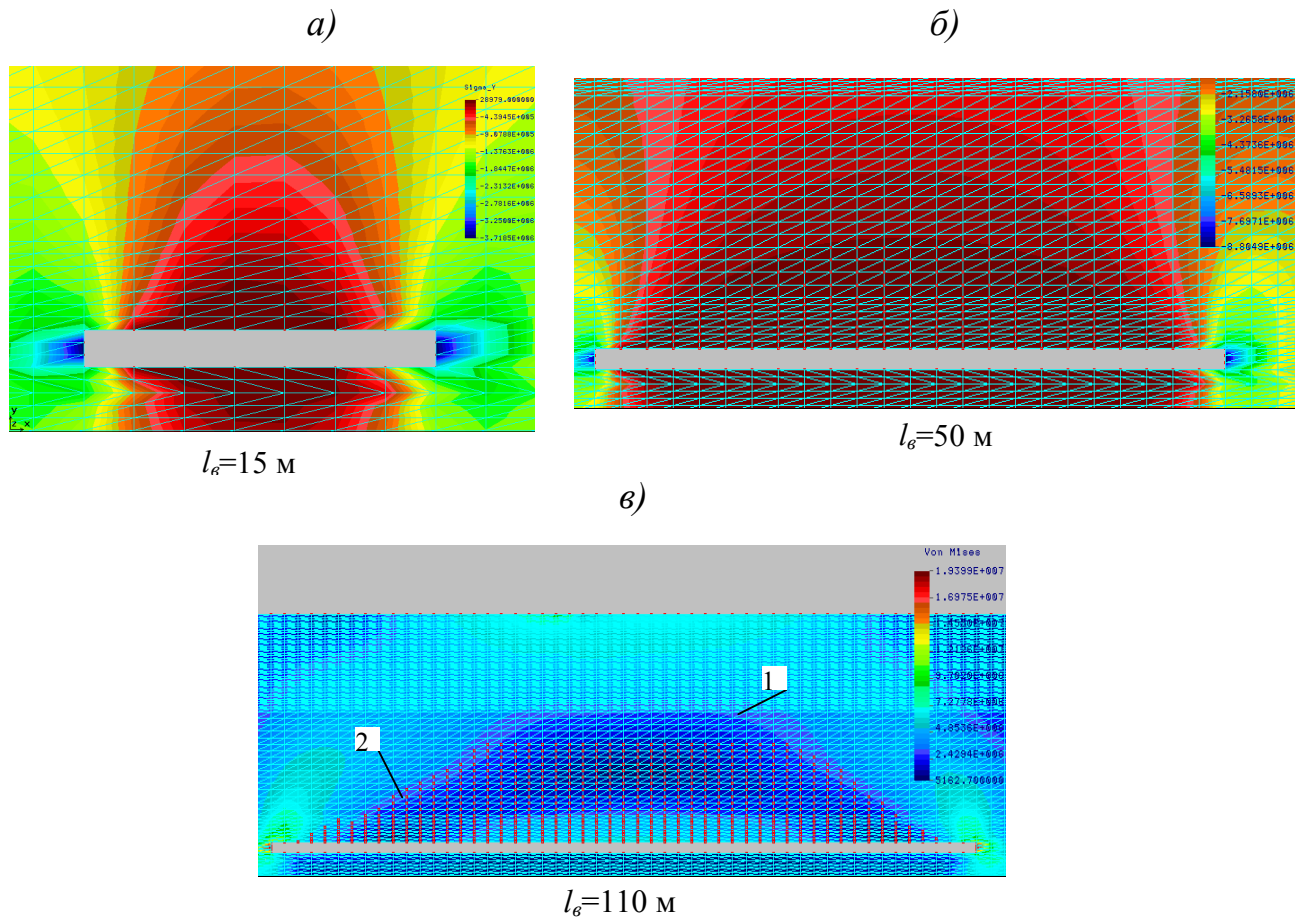


Рис. 2.7. Якісні картини умовних зон руйнування покрівлі вугільного пласту представлені куполоподібною формою, розміри якої при збільшенні порожнини, що відпрацьовується, збільшуються та при $l_g = 15$ м, 50 м – охоплює поступово безпосередню покрівлю, а при $l_g = 110$ м – всю основну покрівлю

При $k = 1$ система «виробка-масив» знаходиться в граничному стані, а при $k < 1$ – варто очікувати обвалення порід покрівлі у простір, що відпрацьований.

При реалізації МСЕ величина L являє собою довжину деякої ламаної, близької, як уже відзначалося, до параболи (лінія 2 на рис. 2.7, в). Визначення її в чисельній процедурі не представляє складності. Також доступно і визначення величини P :

$$P = \gamma S,$$

де S – площа умовної зони руйнування. Розрахунок величини P виконується з урахуванням різних значень γ для кожного шару, у якому локалізується зона руйнування.

Якісна картина розміру і місця розташування умовної зони руйнування представлена на рис. 2.7, при $l_e = 110$ м. Лінія 1 обмежує область, у межах якої виконується умова (2.12), а лінія 2 обмежує поверхню, на якій величина нормальних напружень, що розтягують, перевершує межу міцності на розтягання, тобто виконується інтегральний критерій міцності. У граничному стані обидві ці лінії практично збігаються й утворюють криволінійне склепіння обвалення. Можна зробити припущення, що саме при цьому розмірі оголення в шарі пісковику на границі з шаром порід, що розташовані вище, відбувається відділення зруйнованої частини покрівлі і наступне інтенсивне переміщення її у простір, що відпрацьований. Кут нахилу частини порід, що залишилась, до горизонту близький до 60° . Усі розрахунки виконувалися для випадку, коли потужність пісковику складала $h_n = 8$ м.

Подальший напрямок досліджень генерального кроку обвалення покрівлі виконувався в два етапи. На першому етапі досліджень змінювалася потужність пісковику від 0 до 30 м з постійним значенням потужності безпосередньої покрівлі.

На другому етапі при кожному значенні потужності пісковику змінювалася величина потужності безпосередньої покрівлі, тобто аргіліту, у межах від 0 до 20 м.

Усі подальші дослідження, спрямовані на встановлення генерального кроку обвалення при різних геологічних умовах, виконані за вищевикладеною методикою для кожного конкретного випадку.

Результати досліджень показані на рис. 2.8-2.10. На рис. 2.8 наведені також дані моделювання на еквівалентних матеріалах і фактично обмірювані величини кроку генерального обвалення. Видна їх досить близька збіжність (розбіжність не перевищує 15 %).

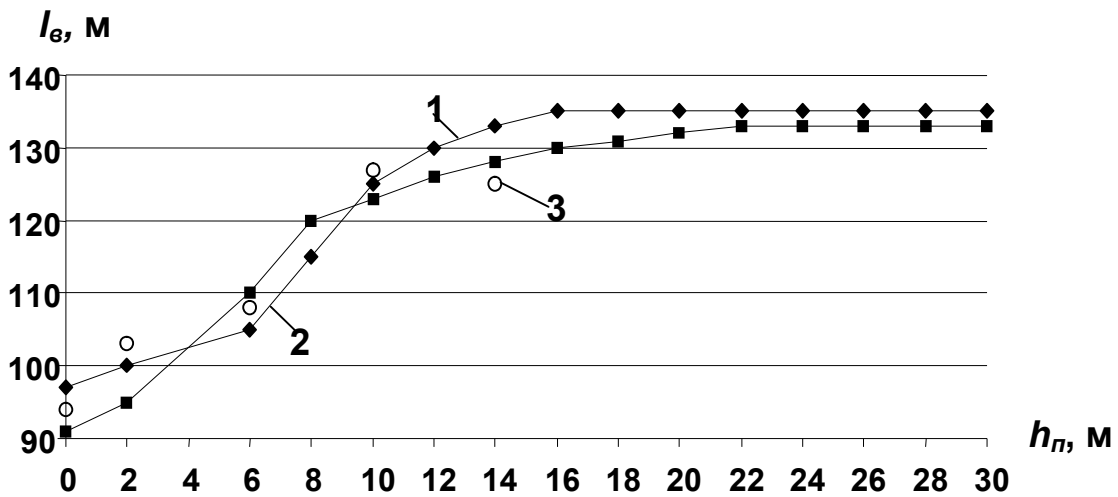


Рис. 2.8. Залежність величини генерального обвалення (l_g) від потужності шару пісковуку в покрівлі (h_n), одержана: 1 – на підставі використання МСЕ; 2 – шляхом моделювання на еквівалентних матеріалах; 3 – на підставі фактичних обмірних величин

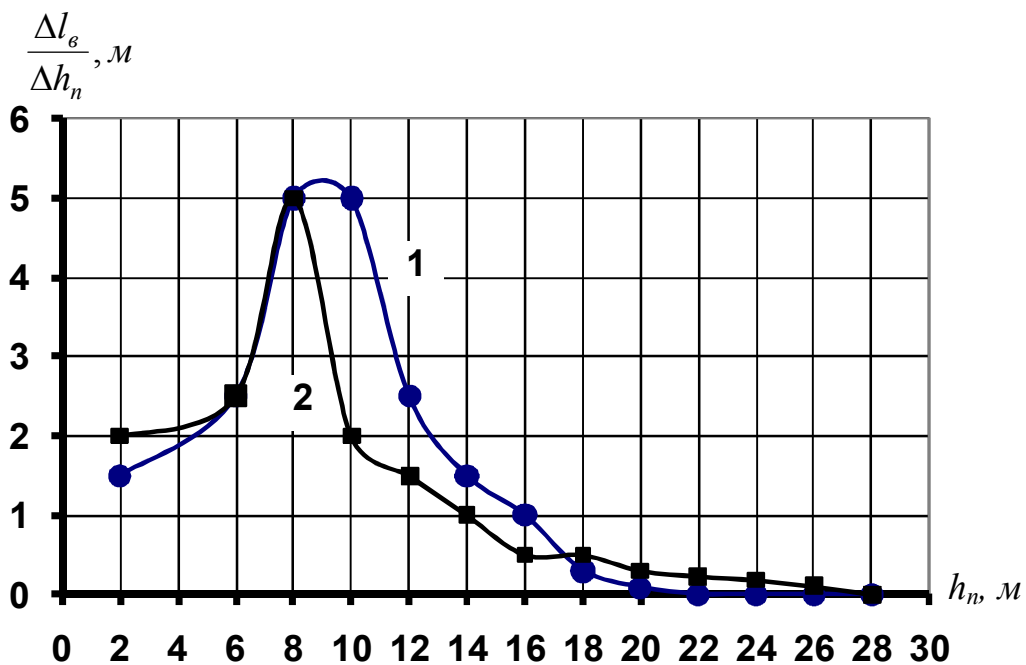


Рис. 2.9. Графік збільшення величини генерального обвалення до потужності пісковуку: 1 – МСЕ, 2 – моделювання на еквівалентних матеріалах

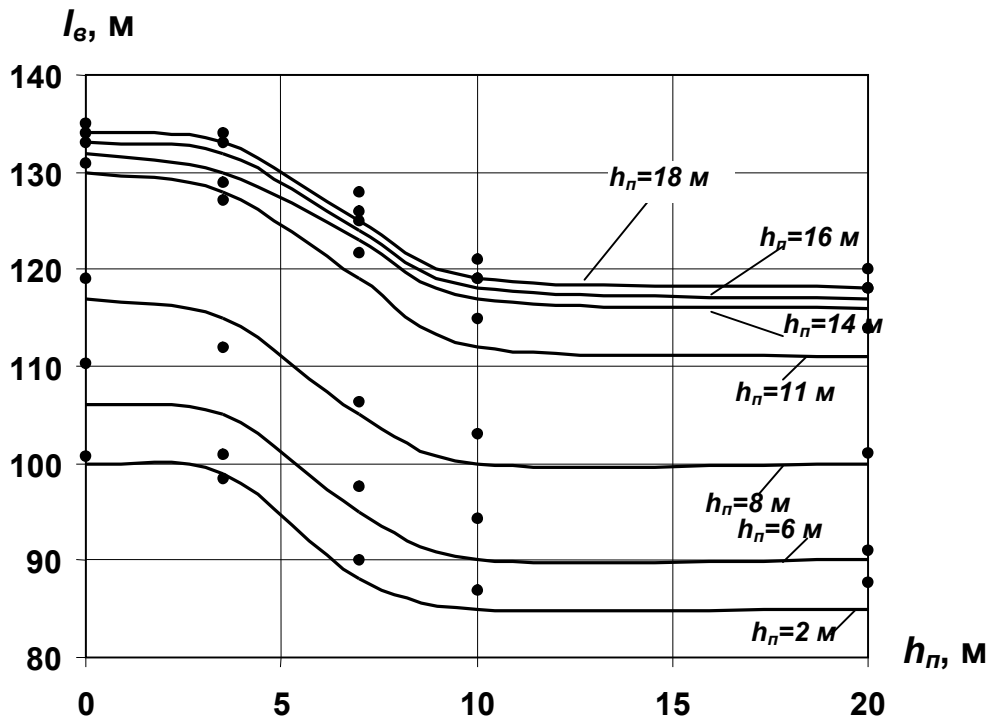


Рис. 2.10. Залежність величини генерального обвалення (l_8) від потужності шару аргіліту в покрівлі (h_n) при різних значеннях потужності шару пісковика (• – на графіку відмічені значення величини генерального обвалення, розраховані за формулою (2.15))

Аналіз результатів дозволив зробити наступні висновки. Достатня близькість значень параметрів граничного НДС при формуванні генерального обвалення, отриманих на основі натурних спостережень, а також лабораторних і аналітичних досліджень, свідчить про адекватність застосовуваних фізичних і математичних моделей (рис. 2.8).

Для гірничо-геологічних умов шахти «Білозерська» ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ» величина генерального обвалення при відпрацьовуванні пл. l_8 горизонту 550 м є нелінійною функцією від потужності пісковика, що залягає в покрівлі. З рис. 2.8 і рис. 2.9 встановлено, що величина генерального обвалення залежить від потужності пісковика до визначених розмірів його потужності. Тобто, при потужності пісковика рівної 20 м величина генерального обвалення не змінюється.

В аналітичному виді ця залежність може бути в першому наближенні представлена наступною формулою:

$$l_g = 82,6 - 0,5h_n^2 + 10,7h_n. \quad (2.14)$$

Формула (2.14) є основою для прогнозу факту очікуваного генерального обвалення в окремому випадку, коли потужність безпосередньої покрівлі дорівнює 3,0-4,0 м.

Величина генерального обвалення істотно залежить від двох параметрів: потужності безпосередньої покрівлі, що для умов шахти «Білозерська» ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ» представлена аргілітом, і потужності власне шару міцного пісковика. Ця залежність має нелінійний вид (рис. 2.10). З рис. 2.10 випливає, що при потужності аргіліту, що перевищує 10 м, величина генерального обвалення залежить тільки від потужності шару пісковика і не залежить від потужності аргіліту. Залежність апроксимована поліноміальною функцією і графіки на рис. 2.10 у першому наближенні можуть бути описані в наступному виді:

$$l_g = 0,07m_{apz}^2 - 2,3m_{apz} + 0,13h_n^2 + 2,6h_n + 95 \quad (2.15),$$

при $0 \leq h_n \leq 30$ м.

Результати апроксимації на рис. 2.10 відзначені крапками і досить близько збігаються з кривими отриманими на основі МСЕ.

Залежність (2.15) може бути використана для прогнозу величини генерального обвалення на шахтах ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ» у випадку залягання в покрівлі шару міцного пісковика з урахуванням значень потужності безпосередньої покрівлі.

2.3.2. Параметри сталого обвалення.

Дослідження виконуються також із застосуванням МСЕ і теорії граничного напруженого стану. Уявимо, що параметри сталого обвалення визначаються геометрією області генерального обвалення [76].

Особливості генерального обвалення. При генеральному обваленні в покрівлі утвориться склепіння обвалення. Його обрис у випадку однорідних по міцності порід близький до параболічного [72], а при наявності міцних порід, що залягають шарами, нагадує трапецію (рис. 2.11).

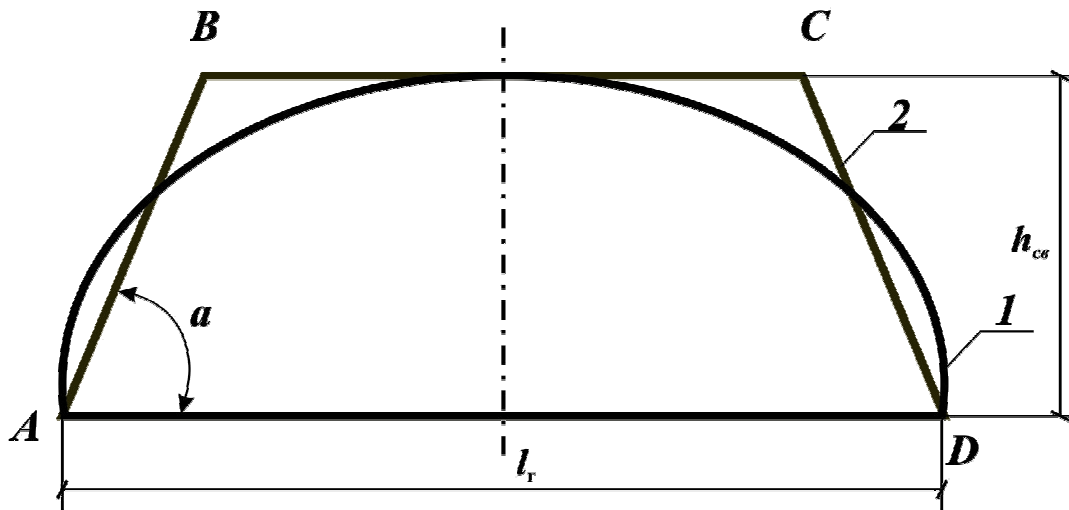


Рис. 2.11. Апроксимація параболічного обриса кривої склепіння обвалення (1) ламаної кривої (2) у формі симетричної трапеції

У принципі параболу завжди можна апроксимувати ламаної кривої у форму трапеції, виходячи з умови рівності площ двох фігур

$$S_{mp} = S_{nap}.$$

Площі трапеції і параболи відповідно рівні

$$S_{mp} = b(l_r + b \operatorname{tg} \alpha),$$

$$S_{nap} = \frac{2}{3} l_r b. \quad ($$

Відповідно до теорії М.М. Протодьяконова покладемо, що

$$b = \frac{l_r}{2f}, \quad (2.16)$$

де f – середньозважена величина коефіцієнта міцності порід по М.М. Протодьяконову.

На рис. 2.12 показана графічна інтерпретація залежності (2.16) [76].

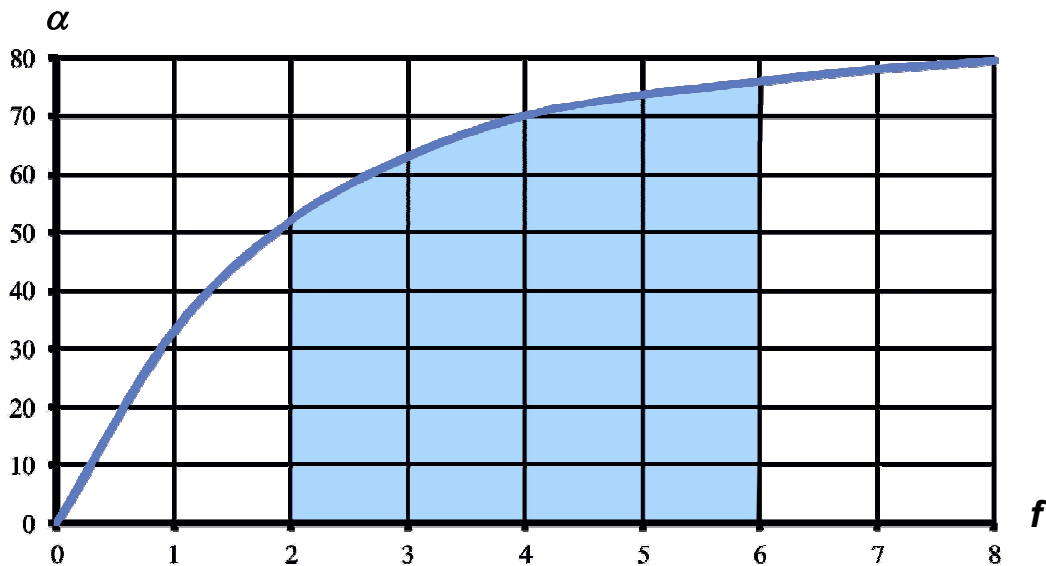


Рис. 2.12. Графік залежності кута нахилу бокових ліній апроксимованої параболі склепіння обвалення покрівлі до горизонту (α) від, коефіцієнту міцності порід по М.М. Протодьяконову (f)

З формули (2.16) випливає, що для широкого діапазону зміни міцності порід ($f=2-6$), величина кута α змінюється від 55° до 75° .

2.3.3. Особливості сталого обвалення.

Геометричні параметри нової геомеханічної системи «лава-порідний масив-простір, що відпрацьований» визначають подальше поведження порідного масиву при наступному відпрацьовуванні вугільного пласту.

У процесі подальшого відпрацьовування вугільного пласту, відповідно до нової геометрії, визначеної параметрами генерального обвалення, міняється НДС порід покрівлі. У покрівлі формується блок вторинного обвалення серповидної форми (рис. 2.13).

З невеликою погрішністю його можна апроксимувати у фігур у вигляді ромба. Тоді інтегральний критерій міцності для визначення обвалення буде мати вид:

$$\alpha = \frac{R_c k_c^p}{10\gamma h} (AB + BC). \quad (2.17)$$

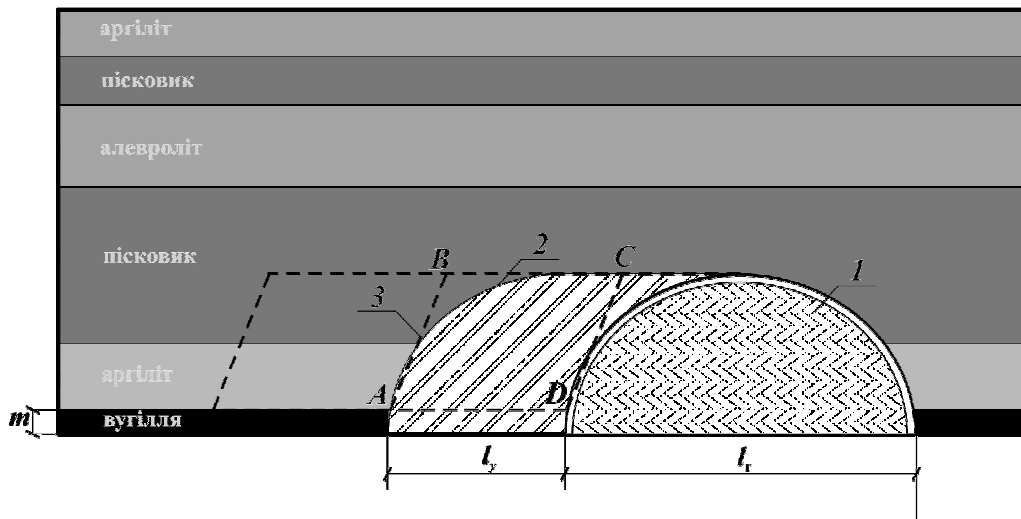


Рис. 2.13. Формування блоку в породах покрівлі при вторинному (сталому) обваленні: 1 – розпушені породи при первинному (генеральному обваленні);
 2 – границя серповидного блоку при сталому обваленні порід покрівлі;
 3 – границя ромбовидної фігури апроксимації блоку обвалення в породах покрівлі

При комп'ютерному моделюванні процесу вторинного обвалення в покрівлі чітко видно область обвалення. Змикання області, всередині якої виконується точкова умова міцності (2.13).

На рис. 2.14 показана границя відриву порід при первинному обваленні – 1, і при вторинному – 2, серповидний блок сталого обвалення – 3; границя ослабленого тиску – 4; область зрушення порід покрівлі – 5; мульда зрушень – 6; η_n – величина максимального осідання земної поверхні.

Це явище також супроводжується динамічними явищами, ростом навантаження на кріплення, підвищенням газовиділенням, ударною хвилею. Воно є періодичним, сталим, аж до повного відпрацювання стовпа.

2.3.4. Закономірності сталого обвалення.

При комп'ютерному моделюванні для гірничо-геологічного моделювання умов ш. «Білозерська» ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ» змінювались наступні параметри: потужність пісковика – $h_{писк}$, потужність безпосередньої покрівлі – $h_{арг}$, довжина лави – L . Потужність вугільного пласту прийнята

постійної ($h_{\text{вгз}}=2,24$ м), оскільки встановити вплив цієї величини на крок обвалення не вдалося [69].

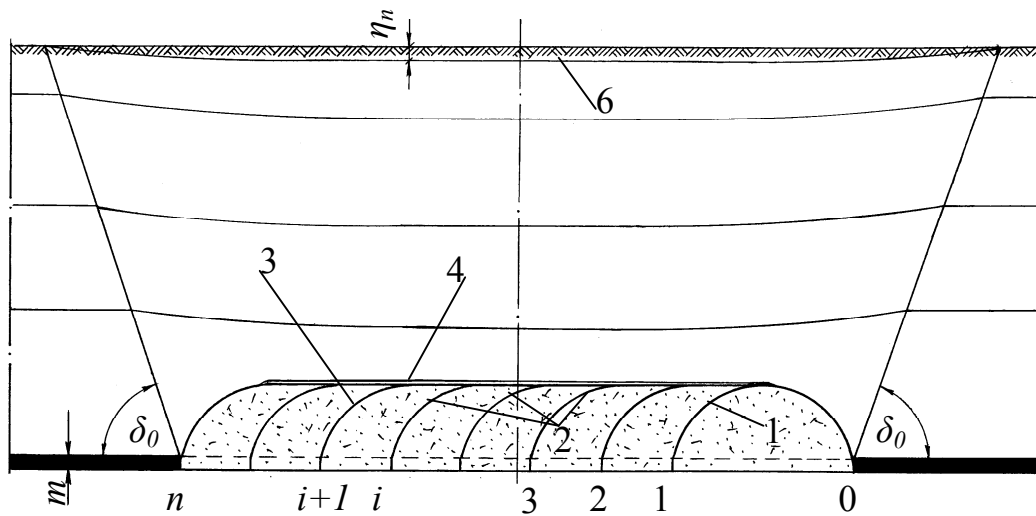


Рис. 2.14. Области порід покрівлі, що втягнуті, в процесі деформування порід покрівлі

На рис. 2.15, 2.16 показані графіки залежності величини сталого кроку обвалення a від потужності шару пісковика, що залягає в покрівлі, при різній потужності безпосередньої покрівлі і довжини лави $L=175$ м.

Величина кроку обвалення змінюється від 35 до 65 м, збільшуючись по мірі видалення пісковика від покрівлі пласту. При потужності порід безпосередньої покрівлі, що перевищує 14-16 м, вплив пісковика на крок обвалення несуттєвий. Це особливо добре видно на рис. 2.16, що відбиває залежність величини кроку обвалення від потужності порід безпосередньої покрівлі при довжині лави $L=175$ м.

Довжина лави також впливає на величину кроку обвалення. З рис. 2.17 випливає, що при зміні довжини лави від 125 до 250 м, тобто в два рази, крок обвалення при постійній потужності порід безпосередньої покрівлі ($h_{\text{арз}}=3,5$ м) зменшується, приблизно, на 20-25 %.

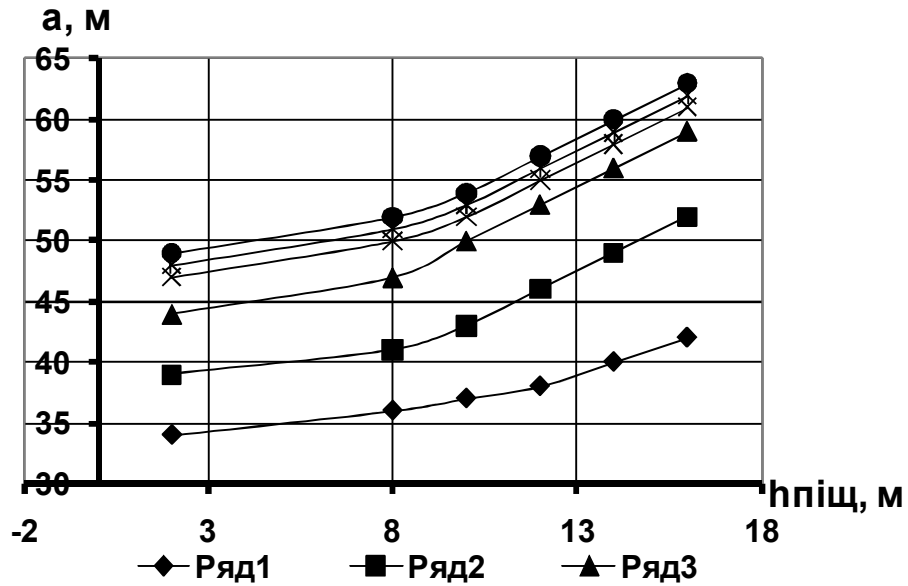


Рис. 2.15. Графік залежності величини сталого кроку обвалення покрівлі вугільного пласту (a , м) від потужності основної покрівлі пісковика ($h_{\text{пiщ}}$), при $L=175\text{ м}$: ряд 1 – $h_{\text{арг}}=0$ м; ряд 2 – $h_{\text{арг}}=3,5$ м; ряд 3 – $h_{\text{арг}}=7$ м; ряд 4 – $h_{\text{арг}}=10$ м; ряд 5 – $h_{\text{арг}}=12$ м; ряд 6 – $h_{\text{арг}}=14$ м

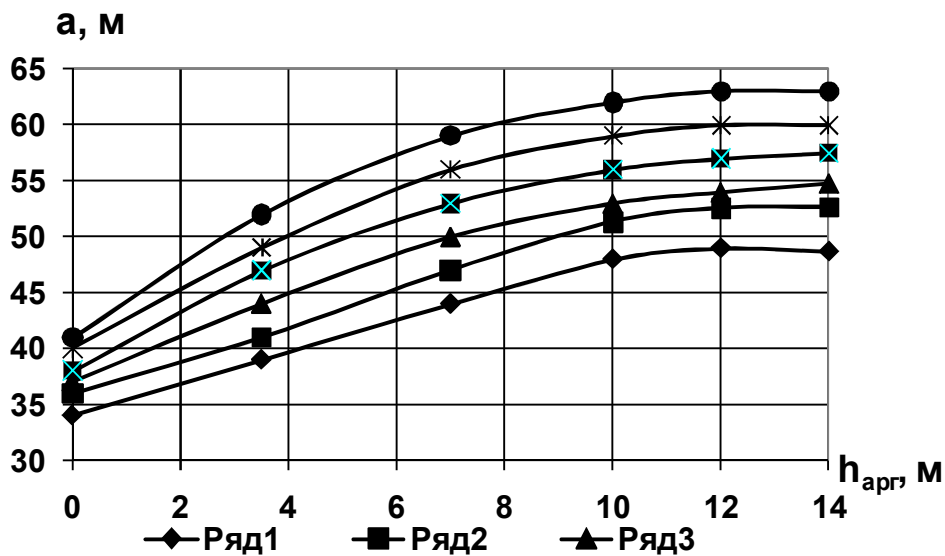


Рис. 2.16. Графік залежності величини сталого кроку обвалення покрівлі вугільного пласту (a , м) від потужності безпосередньої покрівлі ($h_{\text{арг}}$), при $L=175\text{ м}$: ряд 1 – $h_{\text{пiщ}}=2$ м; ряд 2 – $h_{\text{пiщ}}=8$ м; ряд 3 – $h_{\text{пiщ}}=10$ м; ряд 4 – $h_{\text{пiщ}}=12$ м; ряд 5 – $h_{\text{пiщ}}=14$ м; ряд 6 – $h_{\text{пiщ}}=16$ м

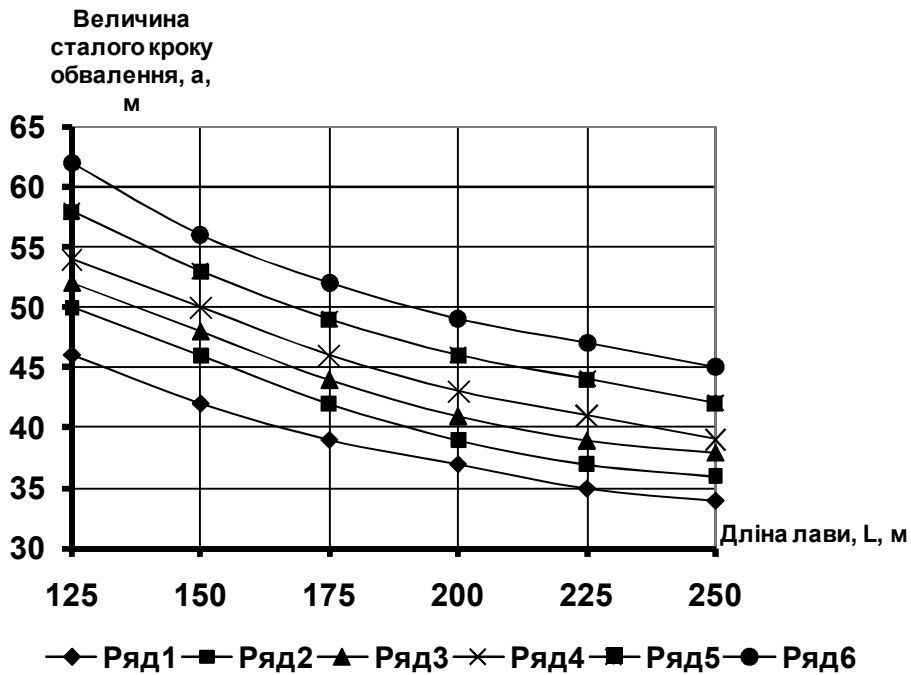


Рис. 2.17. Графіки залежності величини сталого кроку обвалення покрівлі вугільного пласту від довжини лави, при $h_{арг}=3,5$ м:

ряд 1 – $h_{піск}=2$ м; ряд 2 – $h_{піск}=8$ м; ряд 3 – $h_{піск}=10$ м; ряд 4 – $h_{піск}=12$ м;
 ряд 5 – $h_{піск}=14$ м; ряд 6 – $h_{піск}=16$ м

Обробка даних комп'ютерного моделювання дозволила встановити загальну залежність величини кроку обвалення – a від перемінних параметрів – $h_{піск}$, $h_{арг}$, L . Ця залежність має наступний нелінійний вигляд

$$a = \left(0,9h_{несч} \frac{2h_{арг}^2 + 1}{h_{арг}^2 + 1} + 30 \frac{1,5h_{арг}^2 + 1}{(h_{арг}^2 + 1)^2} \right) \frac{150 + L}{2L}.$$

Отже, наявність потужного шару міцних монолітних порід типу пісковика в покрівлі вугільного пласту впливає на крок сталого обвалення в тому випадку, якщо потужність порід безпосередньої покрівлі не перевищує 16 м. Збільшення довжини лави в два рази при тих самих гірничо-геологічних умовах приводить до зменшення кроку сталого обвалення на 20-25%. Загальна залежність величини кроку сталого обвалення від змінних параметрів: потужність порід безпосередньої покрівлі, потужність пісковика, довжина лави,

має нелінійний вид і з точністю $\pm 7\%$ підтверджується результатами натурних вимірів і комп'ютерного моделювання [76].

2.3.5. Обґрунтування інтегрального критерію міцності на першій стадії обвалення.

Область, всередині якої виконується умова (2.12), вважається зруйнованою. Однак, обвалення порід покрівлі може відбутися тільки в тому випадку, якщо виконається деяка інтегральна умова міцності, що визначає цілісність усієї системи «виробка-масив». Аналіз результатів комп'ютерного моделювання і моделювання на еквівалентних матеріалах показав, що в покрівлі виробки по мірі відпрацьовування вугільного пласту формується склеп обвалення, що має форму, близьку до параболічної. З невеликим припущенням можна вважати, що породи покрівлі уздовж параболічної поверхні опираються тільки зусиллям відриву, а величина утримуючих сил дорівнює

$$P_{y0} = R_p L ,$$

де L – довжина кривої склепу обвалення. Вага порід, що знаходяться всередині склепу обвалення, дорівнює

$$P = \gamma S .$$

Тут γ – питома вага порід, S – площа поперечного перерізу склепу.

Запас міцності системи «виробка-масив» визначається наступною умовою

$$k = \frac{R_p L}{\gamma S} .$$

При $k=1$ – маємо умову граничної рівноваги, при $k<1$ – варто очікувати обвалення порід покрівлі.

Результати комп'ютерного моделювання показують, що область зруйнованих порід, всередині якої виконується точкова умова міцності (2.12), також має обрис параболічного склепу (рис. 2.18, крива 1).

При досягненні деякого критичного прольоту виробки l_e розміри області зруйнованих порід збігаються з розмірами склепу природної рівноваги, визначені на основі інтегрального критерію міцності (2.17) при $k=1$. Цей

момент у натурних умовах відповідає обваленню порід покрівлі і характеризується низкою явищ: динамічний удар, повітряна хвиля, підвищення навантаження на кріплення у лаві та штреках, посилене газовиділення. Геомеханічна система «кріплення-порода» у результаті переходить у новий рівноважний стан з більш низьким рівнем потенційної енергії.

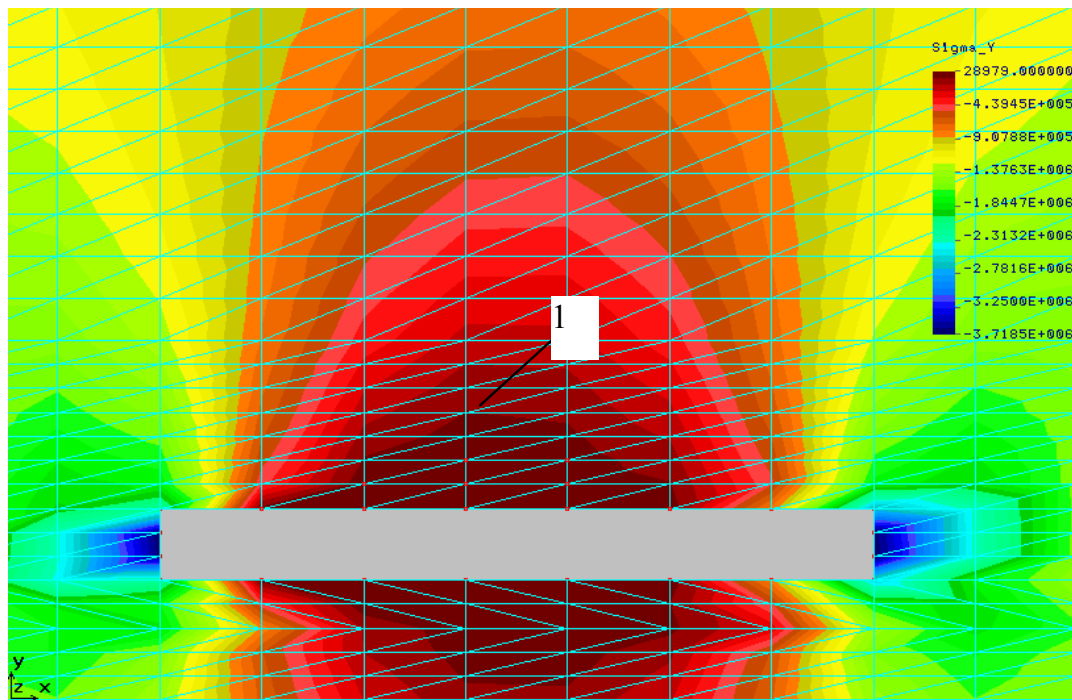


Рис. 2.18. Розподіл σ_e навколо лави (I етап):

1 – границя області всередині якої виконується умова (2.13)

Слід зазначити також, що у випадку залягання в основній покрівлі досить могутнього шару міцних порід, відрив порід може відбуватися по лінії контакту з більш слабкими породами, що залягають нижче цього шару. І тоді форма склепу обвалення в перерізі нагадує більше трапецію, чим параболу (рис. 2.19).

У принципі, з невеликою часткою погрішності, параболу склепу обвалення може бути апроксимована ламаною кривою, що утворить трапецію, бічні лінії якої нахилені під кутом α до горизонту.

Як показують дослідження, кут α змінюється від 55° - 75° , а його величина залежить від міцності порідних шарів покрівлі і їх потужностей, тобто середньозваженої міцності.

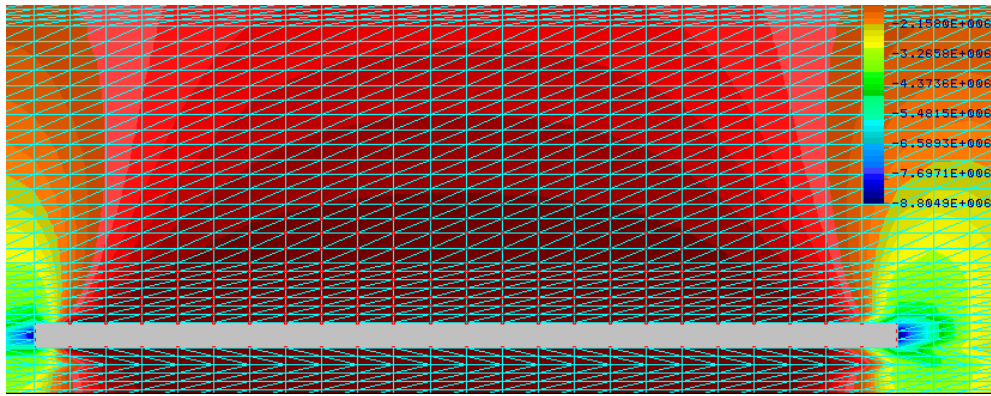


Рис. 2.19. Форма склепу обвалення при заляганні в покрівлі шару міцних порід

2.3.6. Вибір інтегрального критерію міцності на другій стадії обвалення.

За аналогією з п. 2.3.3, геометричні параметри нової геомеханічної системи «лава-порідний масив-відпрацьований простір» визначають подальше поведіння порідного масиву при наступному відпрацьовуванні вугільного пласту. У процесі подальшого відпрацьовування вугільного пласту, відповідно до нової геометрії, визначеної параметрами генерального обвалення, змінюється НДС порід покрівлі. У покрівлі формується блок вторинного обвалення серповидної форми (рис. 2.20). З невеликою погрішністю його можна апроксимувати фігурою у вигляді ромба. Тоді інтегральний критерій міцності для визначення обвалення буде мати вид

$$a = \frac{R_c k_c^p}{10\gamma h} (AB + BC). \quad (2.18)$$

При комп'ютерному моделюванні процесу вторинного обвалення в покрівлі чітко проглядається область обвалення. Змикання області, всередині якої виконується точкова умова міцності, із границями області, визначеної відповідно до залежностей (2.18), служить ознакою втрати рівноваги, тобто вторинного обвалення порід покрівлі. На рис. 2.21 показана границя відриву порід при первинному обваленні – 1, і при вторинному – 2.

Це явище також супроводжується динамічними явищами, ростом навантаження на кріплення, підвищенням газовиділенням, ударною хвилею. Воно є періодичним, сталим, аж до повного відпрацьовування стовпа.

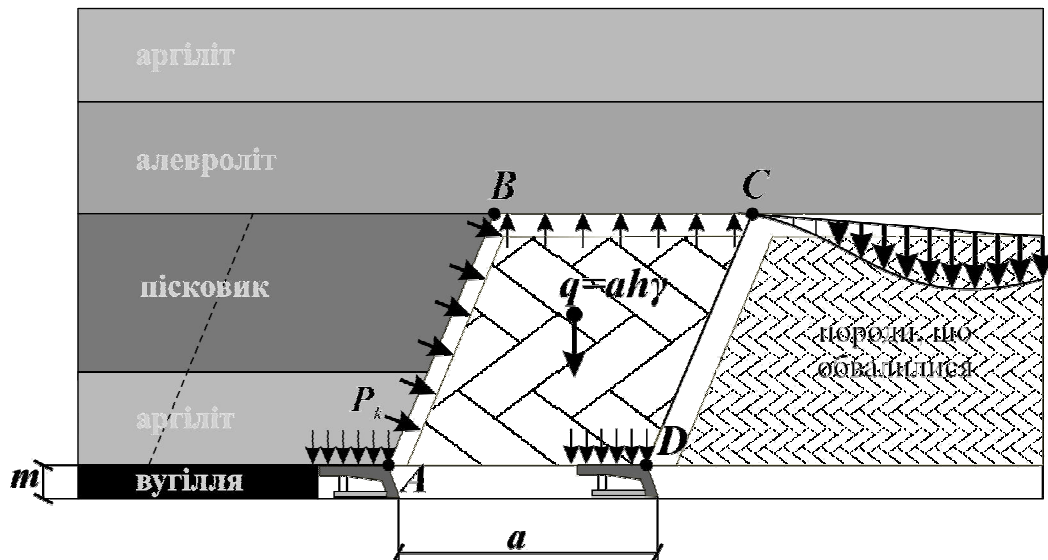


Рис. 2.20. Розрахункова схема до визначення сталого кроку обвалення порід покрівлі в лаві пологозалягаючого вугільного пласту

2.3.7. Формування третьої стадії обвалення порід покрівлі.

Після відпрацювання стовпа прямим чи зворотним ходом над вийнятим вугільним пластом потужністю m , починаючи від його підшви, утвориться масив обвалених порід – 3 (рис. 2.21). Між обваленими породами і необваленими – 4 маємо вузьку область знижених напружень – 5 у межах якої, в залежності від потужності пласту, що виймається, ступеня метаморфізму структури і текстури порід покрівлі, маємо або порожній простір, або максимально розпушені породи, навантаження на який з боку порід, що лежать вище, практично відсутнє [77].

Згодом масив порід 4, що залягає вище, прийде в рух і досягне поверхні. У результаті цього на поверхні утвориться мульда зрушення, обмежена кутами зрушення по простяганню δ_0 і величиною максимального осідання η_n , а область 5 на кінцевий момент формування мульди на поверхні перестає існувати.

ВИСНОВКИ

Основні наукові та практичні результати виконаного комплексу досліджень щодо встановлення закономірностей зміни граничного

напруженого стану в складноструктурній покрівлі пологопадаючого вугільного пласту в процесі його відпрацьовування полягають в наступному:

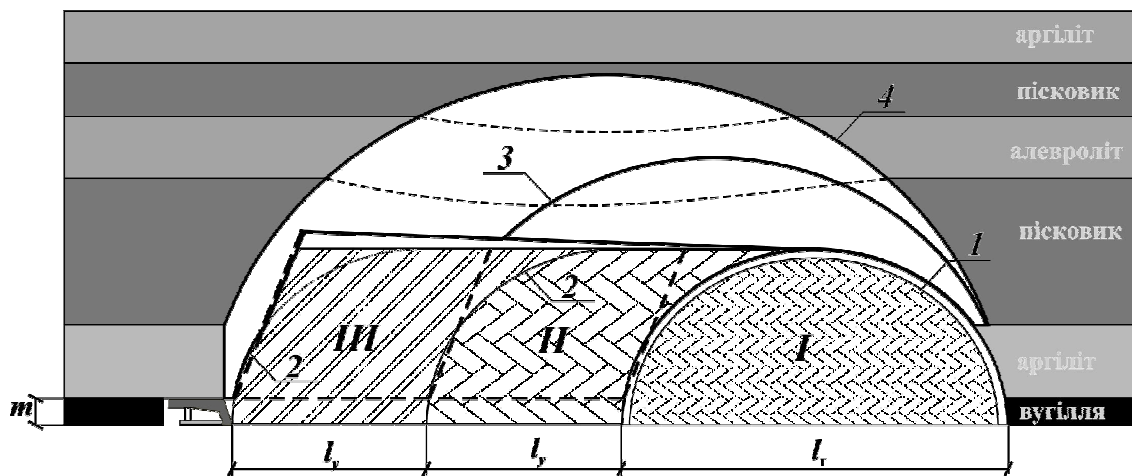


Рис. 2.21. Фізична модель трьохстадійного склепоутворення, що розвивається, при відпрацьовуванні вугільного пологого пласту: 0 стадія – період формування генерального обвалення; I, II – стадії період формування сталого обвалення; III стадія – період формування мульки зрушення на поверхні

– при першому (генеральному) обваленні порід покрівлі над простором, що відпрацьований, утвориться криволінійний склеп природної рівноваги, форма якого визначає закономірності обвалення порід покрівлі при подальшому вийманні вугілля;

– при вторинному (сталому) обваленні в покрівлі вугільного пласту утворяться породні блоки серповидної форми, розмір яких визначається, насамперед, структурою і міцністю порід;

– при повному відпрацьовуванні підготовленого стовпа геомеханічні процеси зрушення продовжують розвиватися і торкаються всієї товщі порід вище зони обвалення аж до поверхні;

– на підставі узагальнення натурних спостережень, результатів моделювання на еквівалентних матеріалах і чисельних розрахунках запропонована фізична трьохстадійна модель деформування порід покрівлі при відпрацьовуванні вугільних пологих пластів, яка включає періоди формування

генерального обвалення, сталого обвалення і формування мульди зрушення на поверхні;

– на базі отриманих закономірностей змін пружно-деформованого стану порідного масиву біля очисної виробки (лави), якщо в покрівлі вугільного пласту залягає міцний шар, що важко обвалюється, встановлені параметри процесу обвалення. Які можуть бути описані в наступному вигляді:

а) для генерального кроку обвалення:

$$l_g = 0,07h_{apz}^2 - 2,3h_{apz} + 0,13h_n^2 + 2,6h_n + 95,$$

де h_{apz} – міцність аргіліту, м; h_n – міцність пісковіку, м;

б) для сталого кроку обвалення:

$$a = \left(0,9h_n \frac{2h_{apz}^2 + 1}{h_{apz}^2 + 1} + 30 \frac{1,5h_{apz}^2 + 1}{(h_{apz} + 1)^2} \right) \times \frac{150 + L}{2L},$$

де h_{apz} – міцність аргіліту, м; h_n – міцність пісковіку, м, L – довжина лави, м.

Ці залежності дозволяють прогнозувати крок генерального та сталого обвалень, раціонально розмістити кріплення у підготовчих виробках, підвищити безпеку працюючих у лаві;

– раціональність розміщення кріплення у підготовчих виробках на основі запропонованого розрахунку економічного ефекту передбачає встановлювати арки кріплення у місцях, що відповідають обваленню порід покрівлі з кроком 0,3 м на ділянці 8,0 м (± 4 м від місця обвалення, що прогнозується). В іншій частині виробки кріплення встановлюється через 0,67 м.

ГЛАВА 3

ОБҐРУНТУВАННЯ ПАРАМЕТРІВ АНКЕРНОГО КРІПЛЕННЯ КАПІТАЛЬНИХ ВИРОБОК, ЩО РОЗТАШОВАНІ У СКЛАДНОСТРУКТУРНОМУ ПОРОДНОМУ МАСИВІ

3.1. Лабораторні дослідження закономірностей деформування породного масиву навколо виробки, що закріплена анкерним кріпленням

В дані главі наведені лабораторні дослідження закономірностей деформування породного масиву навколо виробки, що закріплена анкерним кріпленням. Дослідження проводились на моделях з еквівалентних матеріалів, методика формування яких викладена в главі 1, і виконувалися в два етапи.

Метою першого етапу моделювання було визначення достатньої щільності встановлення анкерів для виробок з поперечним перерізом $13,7 \text{ м}^2$. Дослідження виконувалися на моделях з еквівалентних матеріалів для однорідного середовища.

Для дослідження визначені 6 основних ситуацій розміщення анкерного кріплення у виробці. Прийнятий масштаб моделювання у всіх ситуаціях – 1:50. З урахуванням налагодження процесу моделювання і числа продубльованих варіантів, було випробувано 18 моделей.

Графіки залежностей зміщень покрівлі та підосви від різних факторів наведені на рис. 3.1...3.3.

Аналіз результатів моделювання дозволив зробити наступні висновки:

– достатня щільність встановлення анкерів знаходиться в межах 0,55...0,8 на 1 м^2 (рис. 3.1), подальше збільшення кількості анкерів істотно не впливає на процеси, які відбуваються в масиві;

– зміна величини зміщень покрівлі виробки при різних навантаженнях та збільшенні кількості анкерів доволі близько описується поліноміальною залежністю $u_{нокр} = 0,1338 N_a^3 - 1,5649 N_a^2 + 1,2493 N_a + 28,758$ (рис. 3.1);

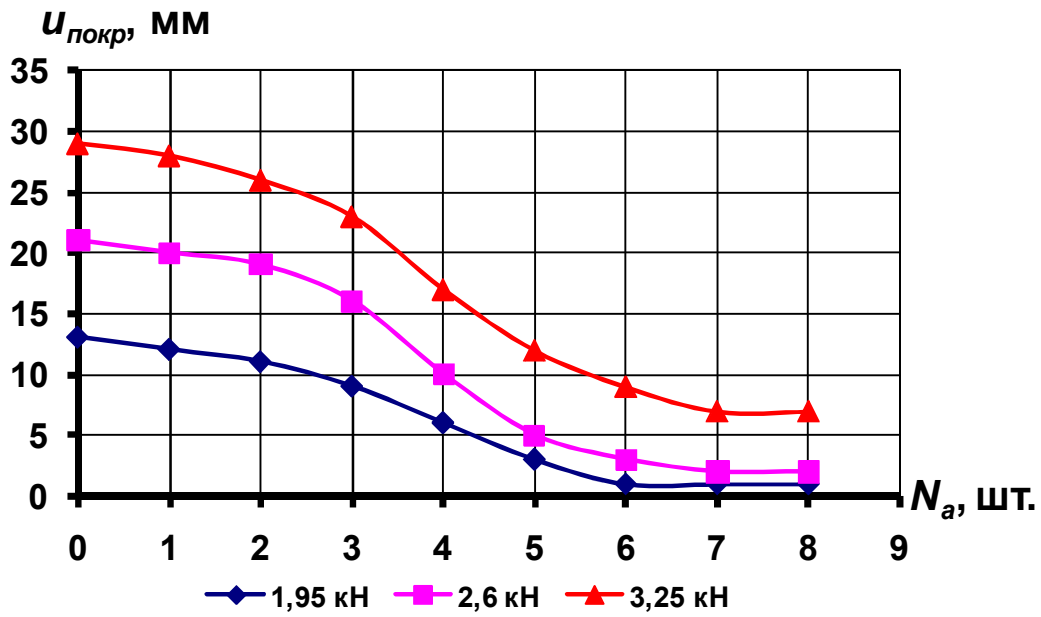


Рис. 3.1. Зміщення покрівлі виробки залежно від кількості встановлених анкерів при різних навантаженнях

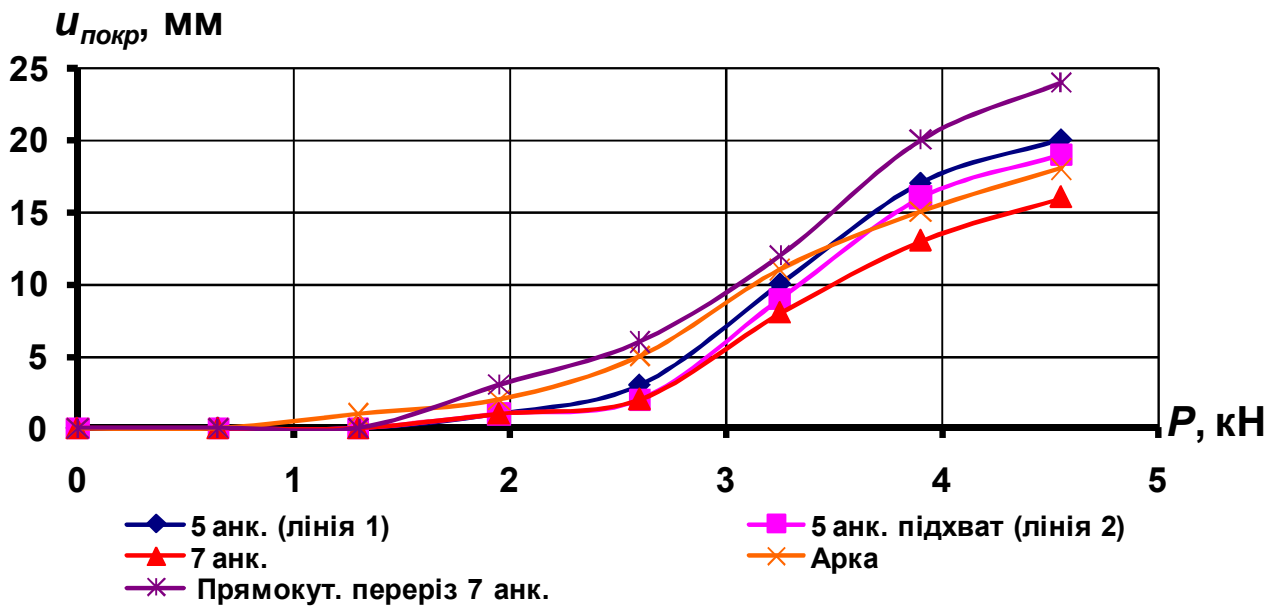


Рис. 3.2. Зміщення покрівлі виробки залежно від величини навантаження при різних видах кріплення і формах поперечного перерізу

– величина зміщень покрівлі виробки при кріпленні анкерним та арковим кріпленням практично однакові (рис. 3.2);

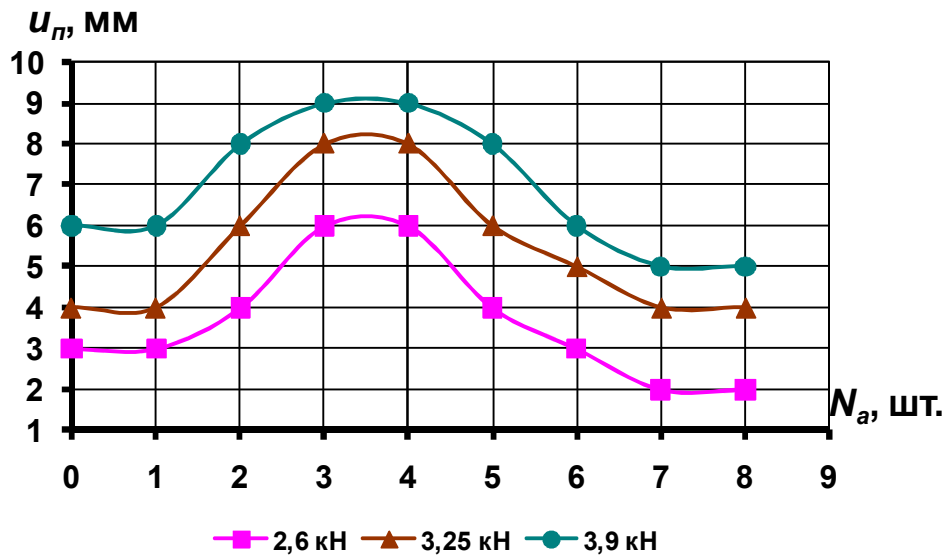


Рис. 3.3. Зміщення підшови виробки залежно від кількості встановлених анкерів при різних навантаженнях

– при кріпленні анкерним кріпленням важливу роль відіграють вид і конструкція підтримуючих елементів – підхватів і міжрядних огорожень, так при встановленні підхватів опускання покрівлі зменшуються (рис. 3.2, лінії 1 і 2);

– найбільший прояв здимання у виробці спостерігається, коли закріплена тільки покрівля (3...4 анкери), при незакріпленій виробці, або встановленні анкерів у стінках, величина підняття підшови зменшується (рис. 3.3);

– при кріпленні виробки прямокутного поперечного перерізу анкерним кріпленням деформації в підшові незначні;

– на всіх моделях, за винятком незакріпленої виробки та з одним анкером в покрівлі, спостерігалось різке підняття підшови на глибину до 20 мм при навантаженні 2,6...3,25 кН.

На другому етапі моделювалося шарувате середовище, що відтворювало гірничо-геологічні умови пласту l_3 шахти «Алмазна» ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ». Метою другого етапу було визначення раціональної довжини анкерів і щільності їх встановлення у виробках з поперечним перерізом $13,7 \text{ м}^2$, при неоднорідному порідному масиві, а також вивчення

поводження приконтурного масиву гірничої виробки, закріпленої анкерним кріпленням. Дослідження виконувались для капітальних похилих виробок.

Для дослідження було визначено 14 основних ситуацій розміщення анкерного кріплення у виробці. З урахуванням налагодження процесу моделювання і числа продубльованих варіантів, випробувано 42 моделі.

За результатами дослідження побудовані залежності зміни поперечного перерізу виробки від кількості анкерів рис. 3.4 і їх довжини рис. 3.5. Загальний вид моделей на початку і в кінці навантаження наведений на рис. 3.6.

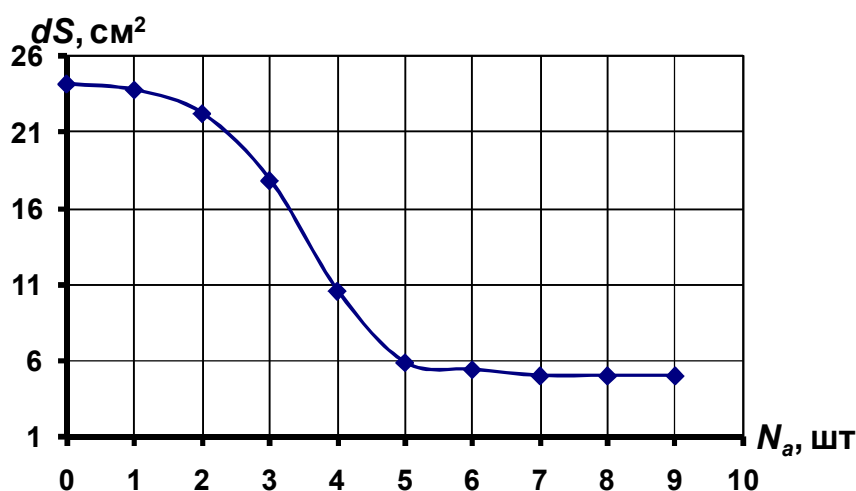


Рис. 3.4. Зміна площі поперечного перерізу виробки залежно від кількості встановлених анкерів

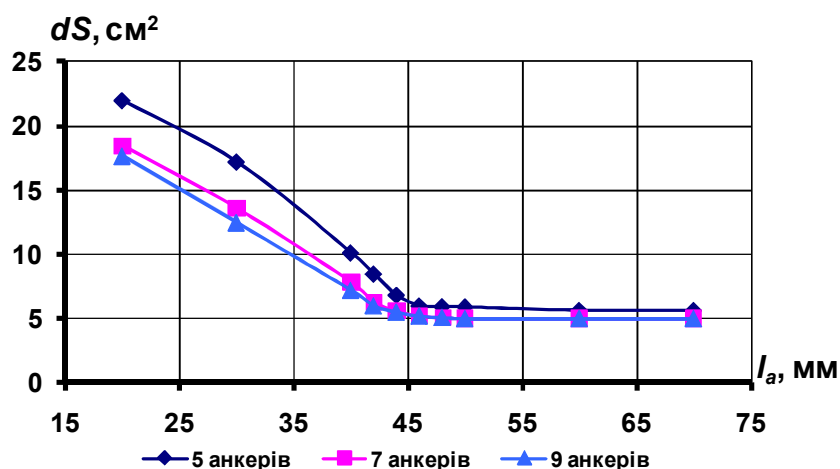
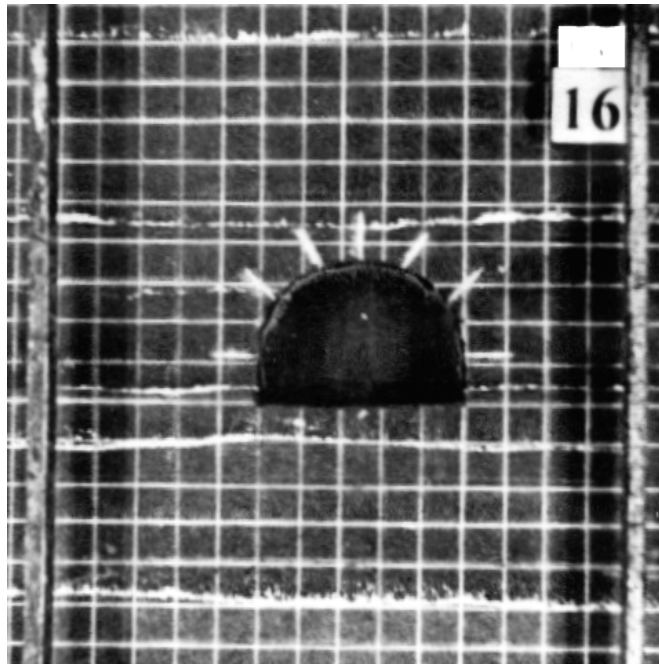
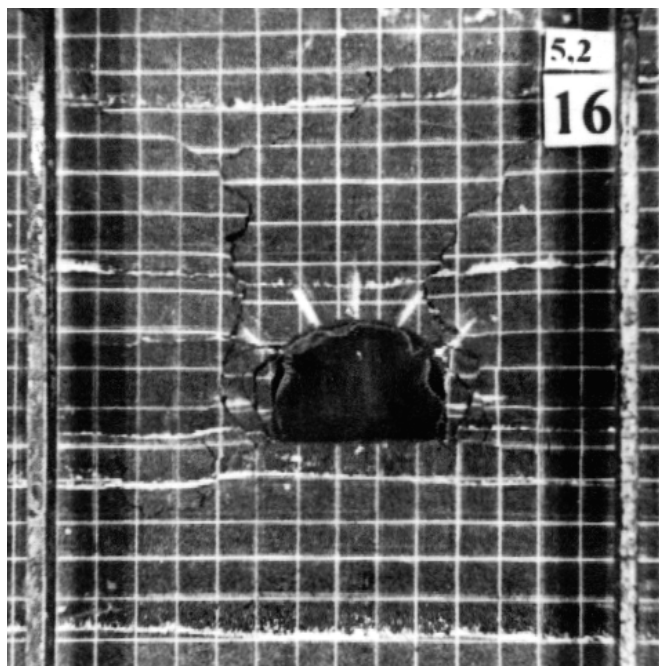


Рис. 3.5. Зміна площі поперечного перерізу виробки залежно від довжини анкера



а)



б)

Рис. 3.6. Початок (а) і кінець (б) навантаження моделі при кількості анкерів 7 шт. і їх довжині 20 мм (1 м)

Кількісна оцінка величини деформацій масиву проводилась шляхом виміру довжини діагоналі фіксованого квадрата мірної сітки на початку l_{i-1} і кінці l_i i -го етапу навантаження. Вихідні квадрати виділяються в покрівлі і боках виробки.

Графічна залежність, що відображує характер деформування порідного масиву навколо виробки, будується в системі координат « ε – P », де $\varepsilon = \frac{l_i - l_{i-1}}{l_{i-1}}$,

P – навантаження на кінці важеля пристрою, що навантажує: величина, пропорційна напруженням, що діють у моделюючому масиві.

На рис. 3.7...3.10 показані характери деформування приконтурного масиву в покрівлі і боках виробки аркового перерізу (незакріпленої, закріпленої анкерним та арковим кріпленням) в залежності від величини зовнішнього навантаження.

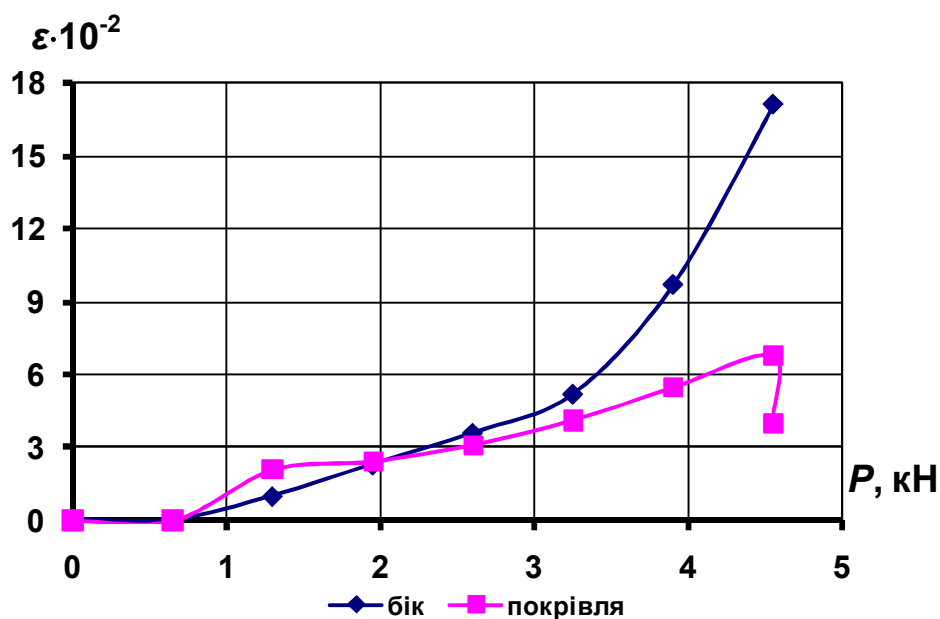


Рис. 3.7. Характер деформування приконтурного масиву моделі з незакріпленою виробкою

Аналіз результатів моделювання дозволив зробити наступні висновки:

– достатня щільність встановлення анкерів знаходиться в межах 0,83...1,0 на 1 м² (рис. 3.4), подальше збільшення кількості анкерів істотно не впливає на процеси, що відбуваються в масиві, а тільки збільшує витрати металу та час зведення кріплення;

– раціональна довжина анкера знаходиться в межах 44...50 мм (2,2...2,5 м) (рис. 3.5), що підтверджується натурними експериментами;

– зміна площі поперечного перерізу виробки залежно від кількості встановлених анкерів та від довжини анкера доволі близько описуються поліноміальними залежностями:

$$dS = -0,03 N_a^4 + 0,6372 N_a^3 - 4,0795 N_a^2 + 4,8806 N_a + 23,724 \text{ (рис. 3.4) та}$$

$$dS = -0,00002 l_a^4 + 0,0031 l_a^3 - 0,1929 l_a^2 + 4,3185 l_a - 13,093 \text{ (рис. 3.5);}$$

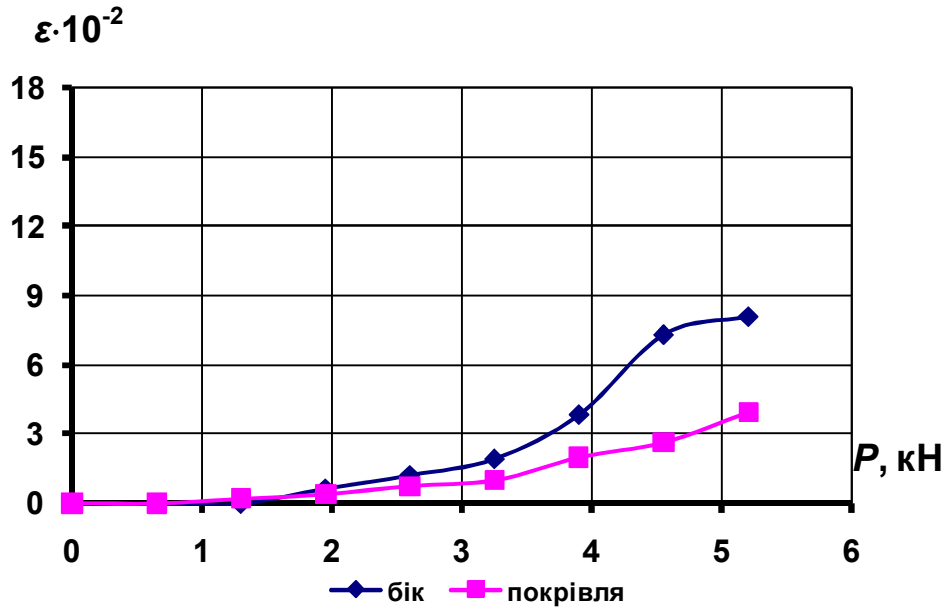


Рис. 3.8. Характер деформування приконтурного масиву моделі з анкерним кріпленням ($N_a = 7$ шт., $l_a = 50$ мм (2,5 м))

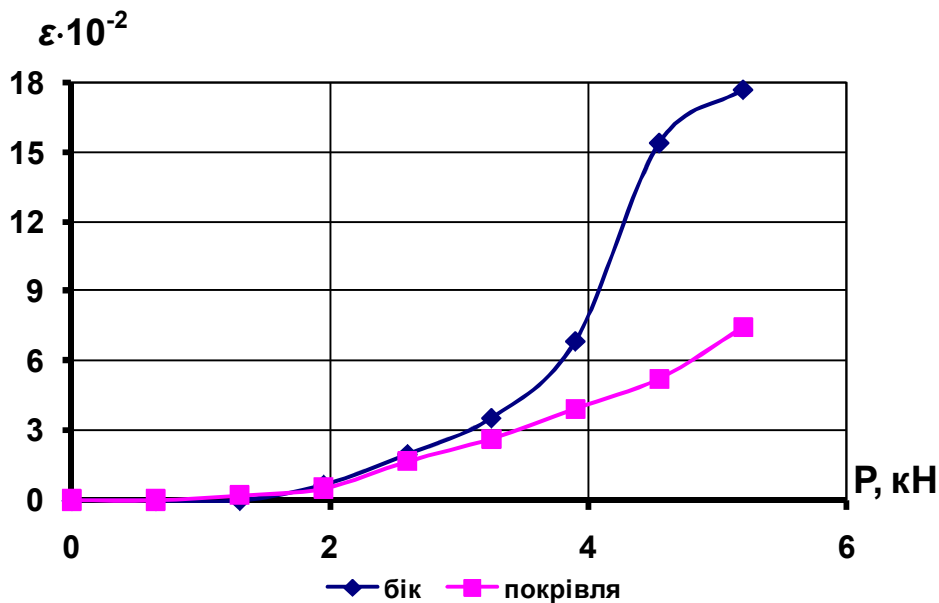


Рис. 3.9. Характер деформування приконтурного масиву моделі з анкерним кріпленням ($N_a = 7$ шт., $l_a = 20$ мм (1 м))

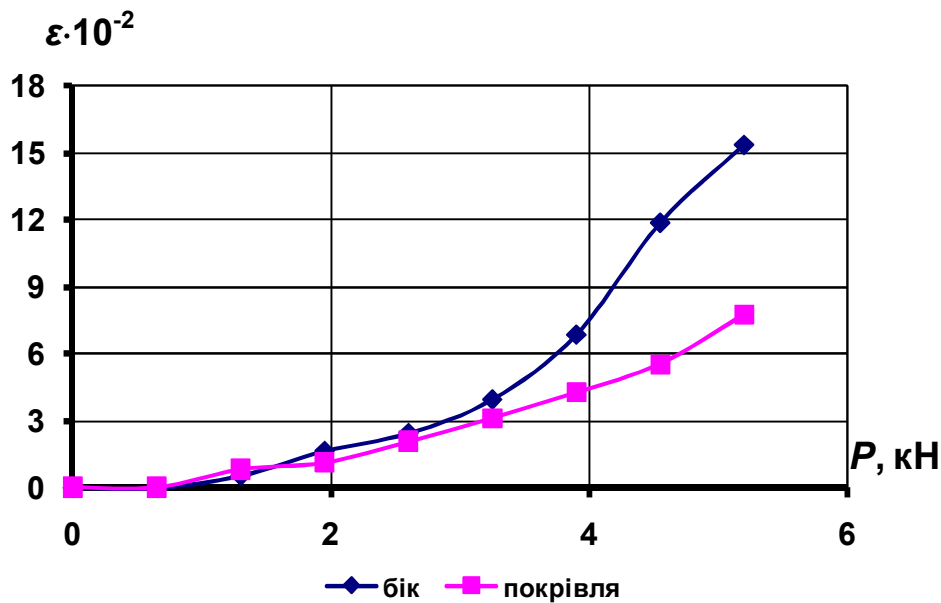


Рис. 3.10. Характер деформування приконтурного масиву моделі з арковим кріпленням

- при довжині анкера 20 мм (1 м) навколо виробки утворюється тріщина, що практично повторює контур виробки, на глибині 15...25 мм (0,75...1,25 м);
- зменшення довжини анкера приводить до збільшення зони віджимання в боках виробки, максимальна зона спостерігається при $l_a = 20$ мм (1 м);
- на всіх моделях, при кріпленні виробки, у покрівлі над нею утворювалися тріщини, що формують блок у вигляді перевернутої трапеції; при $l_a = 20$ мм (1 м) тріщина з'являлася при навантаженні 4,55 кН, при $l_a = 30...70$ мм (1,5...3,5 м) – 3,9 кН;
- у випадку незакріпленої виробки тріщина в покрівлі не утворювалася, але при деякому значенні навантажень безпосередня покрівля обвалювалась, а основна сильно прогиналася, залишаючись незруйнованою;
- незалежно від виду кріплення характер руйнувань приконтурного масиву протікає приблизно однаково, подібно тому, як це відбувається у випадку незакріпленої виробки;
- при досягненні навантаження $P = 4,55$ кН на моделях з анкерним кріпленням (рис. 3.8, 3.9) спостерігається зниження інтенсивності росту деформацій у боках виробки.

З метою встановлення параметрів граничного стану виробок, що залежать від виду встановленого кріплення, моделі після закінчення основного етапу досліджень додатково навантажували і визначали тиск, що відповідає моменту появи вивалів з боку покрівлі та боків виробки. У результаті проведених додаткових іспитів було встановлено, що незакріплена виробка руйнується при $\gamma H / R_{сж} = 1,04$, закріплена: арковим кріпленням $\gamma H / R_{сж} = 1,33$, анкерним $N_a = 7$ шт. $l_a = 2,5$ м – $\gamma H / R_{сж} = 1,53$ та анкерним $N_a = 7$ шт. $l_a = 1$ м – $\gamma H / R_{сж} = 1,38$.

Таким чином, у результаті проведених лабораторних досліджень доведено, що можлива заміна аркового кріплення на анкерне для похилих капітальних виробок в умовах шахт ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ» при наступних параметрах анкерного кріплення: щільність встановлення 0,83...1,0 анк./м², раціональна довжина 2,2...2,5 м.

3.2. Аналітичні дослідження закономірностей деформування порідного масиву навколо виробки з анкерним кріпленням

3.2.1. Вибір способу вирішення задачі.

Вибір методу аналітичних досліджень викладений у главі 1.

Відповідно до задач, що вирішувались, методика виконання чисельного моделювання була прийнята наступна.

Математична модель, що моделює стан породи в околиці місцевих порушень суцільності, повинна відображати основні явища, що виникають внаслідок виникнення концентрації напружень і можливої супутньої зміни фізико-механічних властивостей навколишнього матеріалу. Внаслідок різкого підвищення рівня напружень навколо виробки гірська порода може досягти своєї межі міцності на стиск. При цьому відбувається розпушення матеріалів, що її складають, супроводжуване значним збільшенням об'єму. Це явище сприяє релаксації (тобто зниженню рівня) напружень навколо виробки. Таким

чином, встановлюється новий стан рівноваги, що відповідає мінімуму потенційної енергії для даної конфігурації.

Геометричні параметри цієї конфігурації не можуть бути відомі попередньо і звичайно підлягають визначенню в процесі рішення. Така проблема називається задачею з невідомою границею. Подібні задачі виникають, наприклад, у ситуації, коли граничні умови задаються в нерівностях. Для їх вирішення необхідно сформулювати деякий функціонал, що є модифікацією функціонала повної енергії деформації.

З іншого боку, при вирішенні практичних проблем дуже ефективними виявляються ітераційні процедури. Формулюються деякі вихідні умови, для яких виконується рішення задачі. Потім виконується перевірка отриманого рішення на відповідність необхідним критеріям. У нашому випадку подібним критерієм є сформульоване в напруженнях умова розпушення матеріалу. Після цього вихідні дані задачі видозмінюються, відповідно до знайденого рішення, і процедура повторюється. Процес можна вважати закінченим, коли необхідні нам геометричні характеристики області розпушення стають незмінними в процесі подальших ітерацій.

Рішення виконується для плоского деформованого стану. Нехай існує деяка порожнина Ω_0 із границею Γ_0 – виробки, оточене “нескінченим” масивом, закон деформації якого на деякій відстані від неї відповідає закону Гука. Наявність порожнини приводить до виникнення зони концентрації напружень, а також (усередині останньої) зони розпушення матеріалу Ω_z , обумовленою границею Γ_c . На цій границі має місце співвідношення $\sigma_e = R_c$. Поза цією границею механічний відгук матеріалу як і раніше задається законом Гука, а в її межах – деякими співвідношеннями, що описують властивості матеріалу на спадаючій ділянці повної діаграми деформування (рис. 3.11).

Наявність цієї ділянки, взагалі говорячи, свідчить про дисипацію енергії (завжди виявляється в процесах необоротних змін, у тому числі й руйнування). Деформація при наявності дисипації енергії є непружною. Однак у першому

наближенні можна прийняти, що гірська порода відповідає закону нелінійної пружної деформації, так що в будь-який момент часу маємо:

$$\sigma = L_e : \mathbf{e}, \quad \varepsilon_e < \varepsilon_c;$$

$$\sigma = L_s : \mathbf{e}, \quad \varepsilon_e > \varepsilon_c.$$

де σ – тензор напружень, \mathbf{e} – тензор деформацій, L_e – тензор пружних жорсткостей Гука, L_s – тензор січних жорсткостей на другій (спадаючій) ділянці діаграми, $(:)$ – операція матричного згортання за двома індексами: $L : \mathbf{e} = L_{ijkl} e_{lk}$.

Межа ε_s визначається дослідженнями на стиснення. Таким чином, у будь-який даний момент часу співвідношення σ – ε задається відповідною ділянкою діаграми «напруження-деформації», а граничне напруження R_c (верхнє значення σ_e) знаходиться за експериментальними результатами.

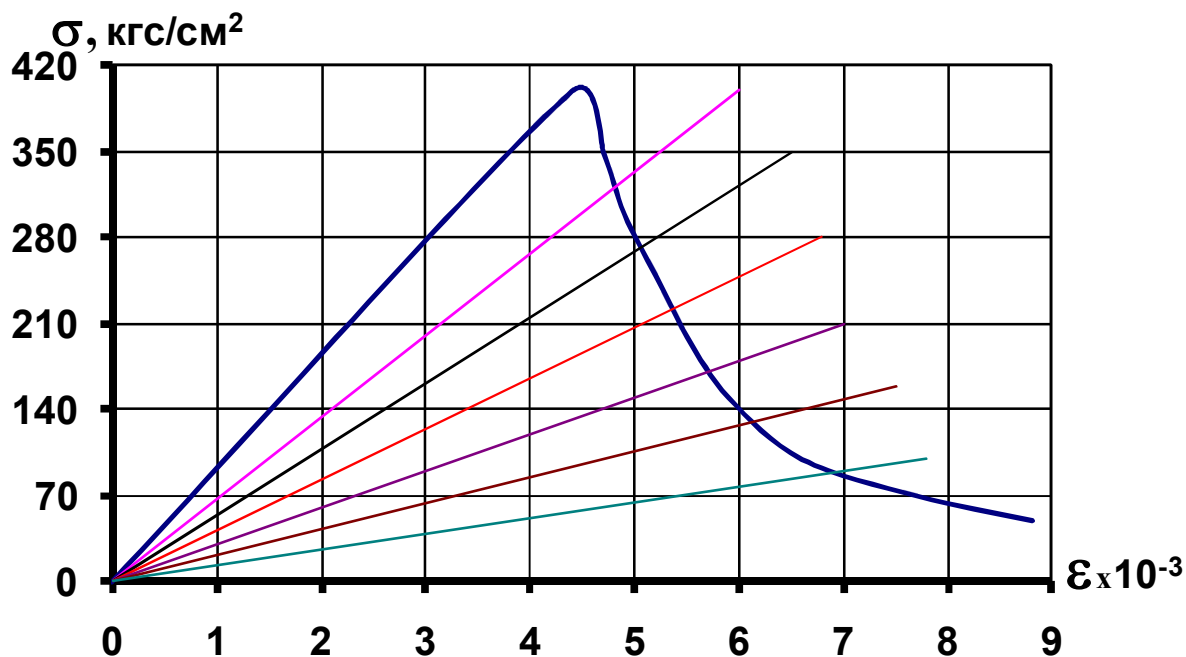


Рис. 3.11. Діаграма «напруження-деформації»

Як спосіб вирішення граничної задачі про напружено-деформований стан (НДС) масиву навколо виробки, що закріплена анкерним кріпленням, використовується метод скінченних елементів.

Процедура рішення реалізована у виді послідовності ітерацій. На першому етапі передбачається, що навколишній виробки масив є цілком пружним. Задаються його фізико-механічні параметри: модуль Юнга, коефіцієнт Пуассона, межа міцності на стиснення, межу міцності на розтяг, об'ємну вагу. Потім з використанням пакета обчислювального модуля вирішується лінійна статична задача теорії пружності і визначається НДС для даного етапу.

Визначений НДС використовується для визначення границі області розпушення на даній ітерації. При цьому необхідно мати критерій руйнування, обумовлений рівністю $\sigma_e = R_c$ (описаний в главі 1).

Після того, як перше наближення до геометричних параметрів області розпушення знайдено, необхідно змінити вихідні параметри задачі для наступного рішення на другій ітерації. З цією метою формується командний файл для обчислювального модуля. Спеціальна програма сканує базу даних обчислювального модуля і визначає зону розпушення (тобто ті елементи, для яких на даному етапі рішення отримане $\sigma_e > R_c$). Для цих елементів видозмінюються властивості матеріалу. Саме, замість закону Гука для співвідношень зв'язку “напруження-деформації” задається спадаюча ділянка діаграми рис. 3.11, на якому напруження досягають свого граничного значення.

Після цього процедура рішення повторюється. Взявши за основу отримані в першому рішенні пружної задачі деформації $\{\varepsilon\}$, за виразом $\{\sigma\} = f(\{\varepsilon\})$ визначається відповідна величина напружень нелінійного елемента. Якщо різниця напружень перевищує деяку заздалегідь задану величину, що відповідає необхідній точності рішення, відбувається другий крок ітерації. Знову вирішується лінійна пружна задача, але при складанні матриці пружних властивостей замість модуля E_0 , вводиться січний модуль E_I (рис. 3.11). При необхідності змінюється і коефіцієнт Пуассона. Подальший процес ітерації продовжується аналогічним чином до досягнення заданої точності. Лінійні задачі на кожному кроці наближення вирішуються матрицею жорсткості системи, яка складена на основі січних модулів. Січні модулі в різних

елементах змінюються по-різному, у залежності від рівня їх навантаження.

Для даної і наступної ітерацій використовується нелінійний модуль. З використанням вищезгаданого командного файлу видозмінюється база даних і виконується нове рішення задачі, у процесі якого знову визначаються елементи Ω^k , для яких виконується умова $\sigma_e > R_c$; у них задається спадаюча ділянка діаграми деформування і т.п. Коли на деякій ітерації не виникає більш новий (додатковий) набір елементів, у яких ефективні напруження перевищують межу міцності на стиснення, процес визначення зони розпушення вважається закінченим.

Напружено-деформований стан нелінійного середовища може істотно залежати від послідовності додавання заданого кінцевого навантаження. Тому гарантією одержання вірного рішення може бути введення в розрахунок відповідної послідовності навантаження.

Спочатку до області прикладається лише деяка частина (інкремент) розрахункового навантаження. Вирішується відповідна лінійна задача і визначається напружено-деформований стан. Напруження в елементах і переміщення вузлів запам'ятовуються. Потім прикладається наступний інкремент навантаження і визначається відповідний йому НДС. Напруження в елементах і вузлові переміщення додаються. Якщо приріст навантажень досить малий, то в межах кожного приросту відхилення характеристик середовища від лінійної апроксимації також малі. В даній роботі прийнято 10 кроків навантаження.

В даній главі досліджується напружено-деформований стан гірських порід навколо капітальної похилої виробки аркової форми з перерізом $S_{cb}=13,7 \text{ м}^2$, що пройдена: I задача – в однорідному порідному масиві, II задача – у неоднорідному порідному масиві.

Розрахункова схема наведена на рис. 3.12. На цій схемі наведені вихідні геометричні параметри виробки, а також вугільного пласта навколо неї. Даний рисунок фактично визначає граничну задачу, що служить для визначення зони розпушення.

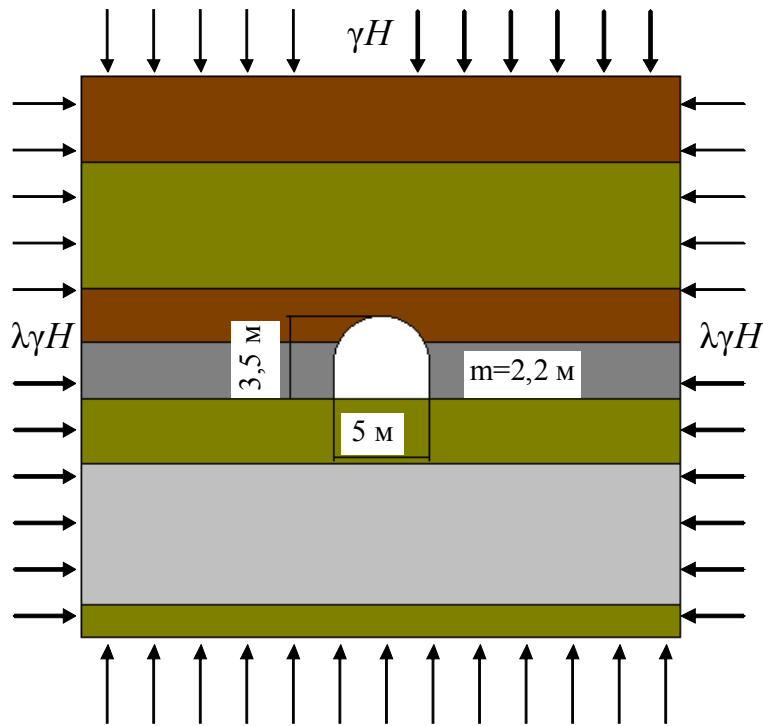


Рис. 3.12. Розрахункова схема розглянутої пружнопластичної задачі про стійкість виробки у неоднорідному порідному середовищі

3.2.2. Дослідження НДС гірських порід навколо капітальної похилої виробки аркової форми, пройденої в однорідному породному масиві і закріпленої анкерним кріпленням.

Розглянемо випадок, коли виробка існує без кріплення; при цьому знайдемо переміщення у всій області прилягаючого до неї гірського масиву, в тому числі і на контурі, зміни площі поперечного перерізу виробки, напруження і деформації.

У ході розрахунків прийнято, що виробка розташована на глибині 800 м, що відповідає гірничому тиску (прийнятому гідростатичним), приблизно, 208 кгс/см^2 . При описаних вище умовах виконується вирішення задачі в рамках лінійної пружності і визначаються ті елементи породи, у яких виконується умова $\sigma_e > R_c$. Порода в цій області піддається розпушенню (рис. 3.13).

На рис. 3.13 прилягаюча до виробки зона розпушення показана більш темним кольором. Оскільки критерій розпушення визначений для кінцевого елемента в цілому, її границі збігаються з границями відповідних елементів.

Через деяку грубість розбивки на відстані від виробки границі зони недостатньо гладкі. Проте, рис. 3.13 дає представлення про загальну форму і розміри області розпушення. Відносний радіус зони розпушення r_1/r_0 дорівнює 2,4, що збігається з аналітичними розрахунками.

На рис. 3.14 зазначена неоднорідність зон повних переміщень різного рівня навколо виробки. Ці переміщення досягають досить великої величини на верхньому склепі виробки.

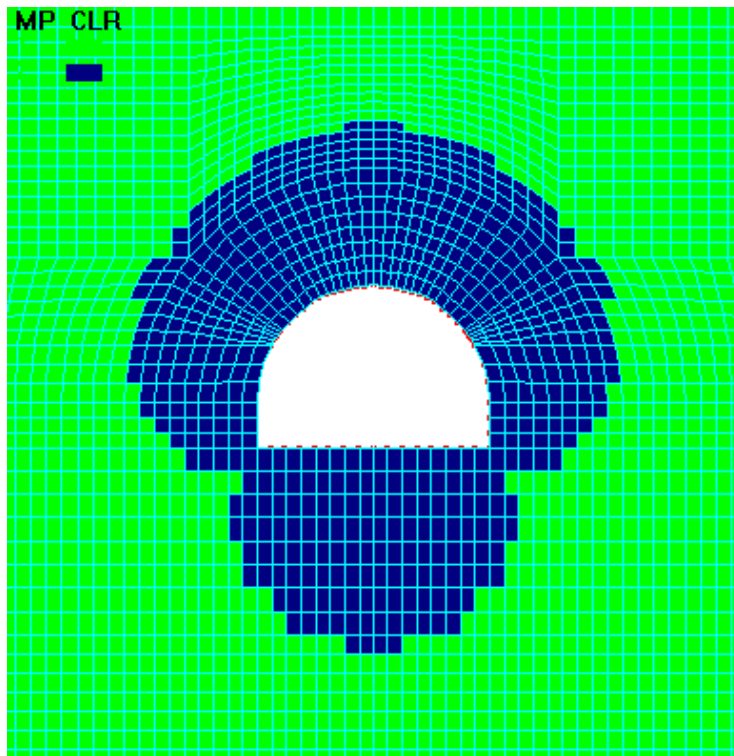


Рис. 3.13. Прилягаюча до виробки зона розпушення

Крім цього була вирішена задача про визначення НДС гірського масиву і зони розпушення навколо виробки при наявності анкерів. Дослідження проводилися в два етапи: 1 – вивчався вплив кількості анкерів ($N_a = 1 \dots 9$ шт.) і 2 – їх довжина ($l_a = 0,5 \dots 3$ м). Наявність анкера в порідному середовищі моделювалося в такий спосіб. Спочатку вирішувалась пружно-пластична задача для виробки аркової форми без кріплення. Для цього випадку встановлювалися радіальні переміщення навколо виробки. Далі радіальне переміщення на відстані, що дорівнює довжині анкера – U_a , приймалось

постійним по всій його довжині до контуру виробки, тобто до точки установки анкера.

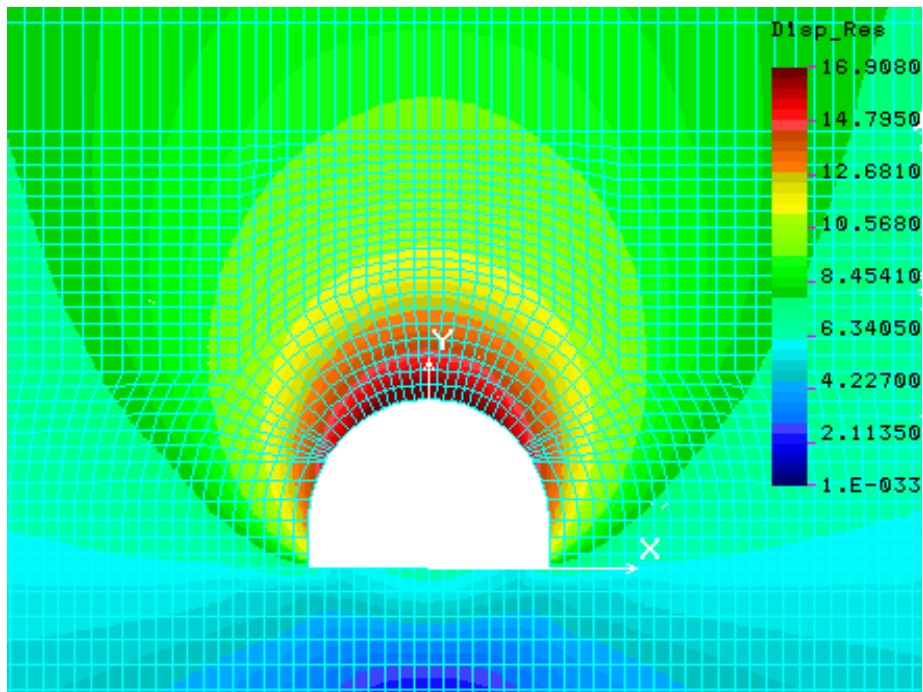


Рис. 3.14. Картина розподілу повних переміщень для задачі без підкріплюючих елементів

Тепер до вихідної групи плоских чотирикутних елементів (порода) додається друга, в яку входять підкріплювальні лінійні елементи (анкери). У процесі вирішення задачі виділяється третя група плоских чотирикутних елементів, для якої співвідношення зв'язку між напруженням і деформаціями нелінійні. Набір таких елементів, як уже сказано вище, визначає зону розпушення (рис. 3.15 та 3.16).

Відносний радіус зони розпушення r/r_0 дорівнює 2,4, що збігається з результатами отриманими аналітичним шляхом.

На рис. 3.17 наведена картина розподілу повних переміщень для задачі з 7 анкерами довжиною 2,5 м.

Для визначення площ поперечного перерізу виробки розроблена спеціальна програма, що сканує базу даних і визначає шукані величини. Результати розрахунків приведені на рис. 3.18...3.20.

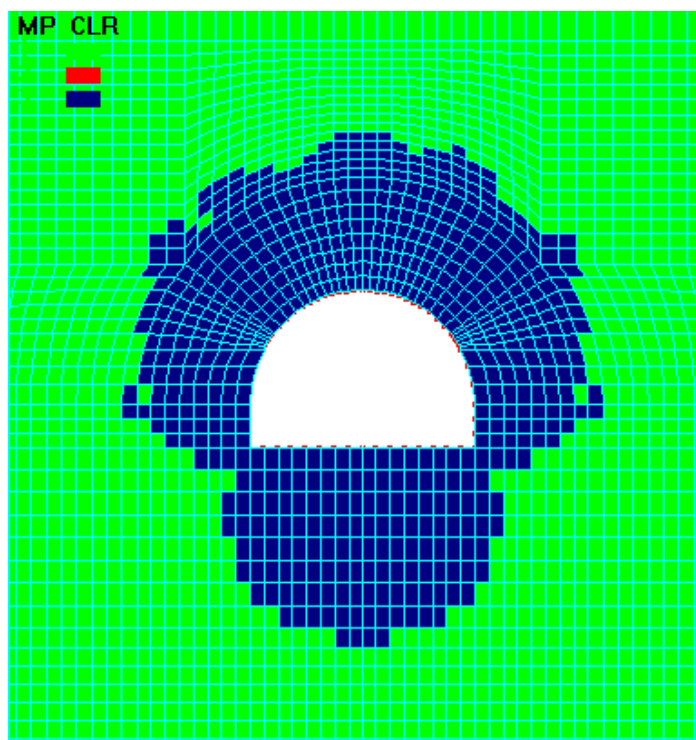


Рис. 3.15. Прилягаюча до виробки зона розпушення при 7 анкерах довжиною 2,5 м

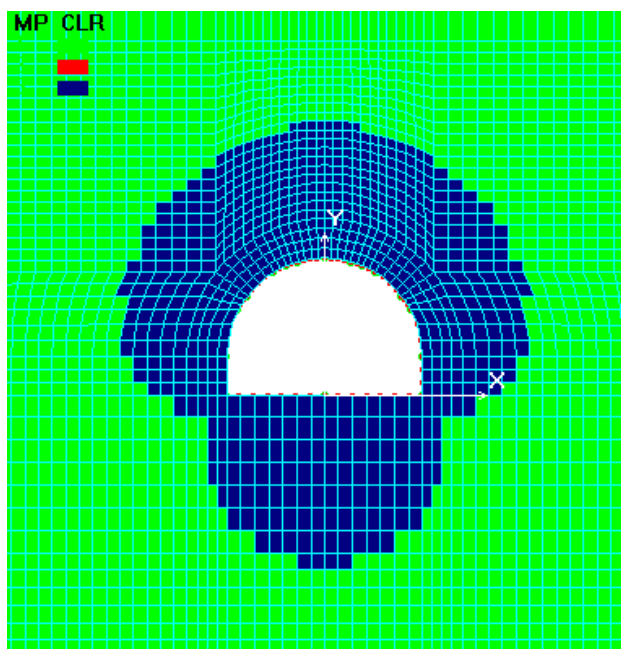


Рис. 3.16. Прилягаюча до виробки зона розпушення при 7 анкерах довжиною 1,0 м

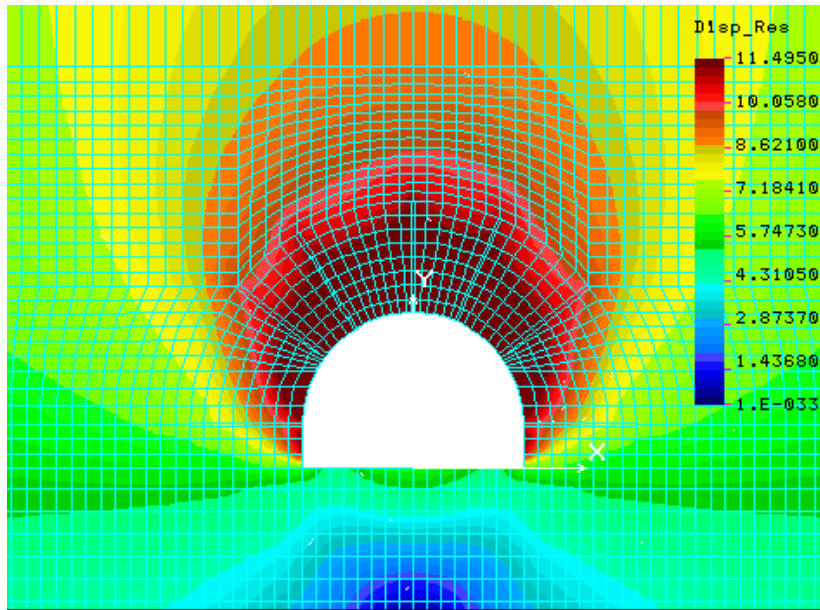


Рис. 3.17. Картина розподілу повних переміщень для задачі з 7 анкерами

Радіус зони розпушення для усіх вирішених задач практично однаковий (рис. 3.13, 3.15, 3.16) і величина відносного радіуса розпушення дорівнює $r_1/r_0 = 2,4$.

Аналіз результатів показує наступне.

Величина відношення σ_e/R_c у деякому обраному вузлі на склепі виробки, для задачі без підкріплюючих елементів складає 5,333, для задачі з анкерним кріпленням – 2,81, що в 1,9 рази менше.

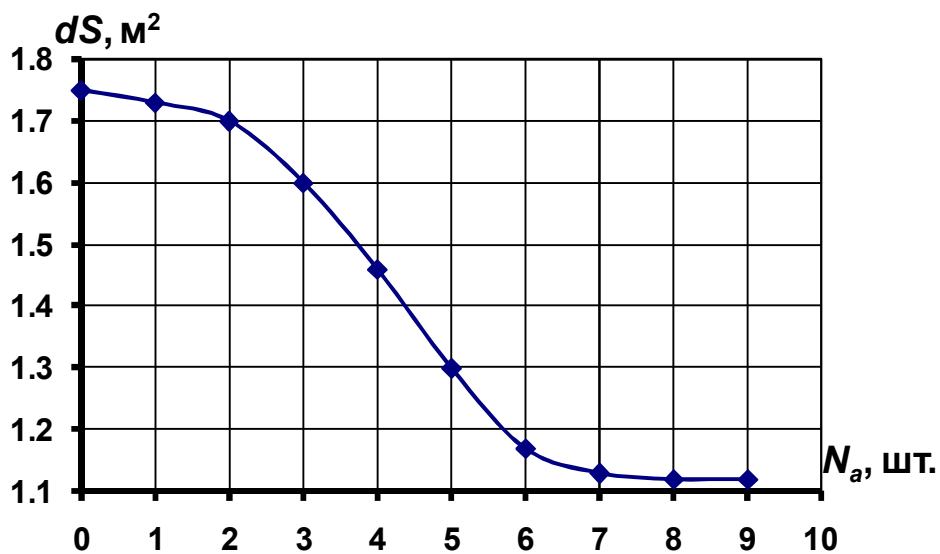


Рис. 3.18. Зміна поперечного перерізу виробки залежно від кількості анкерів

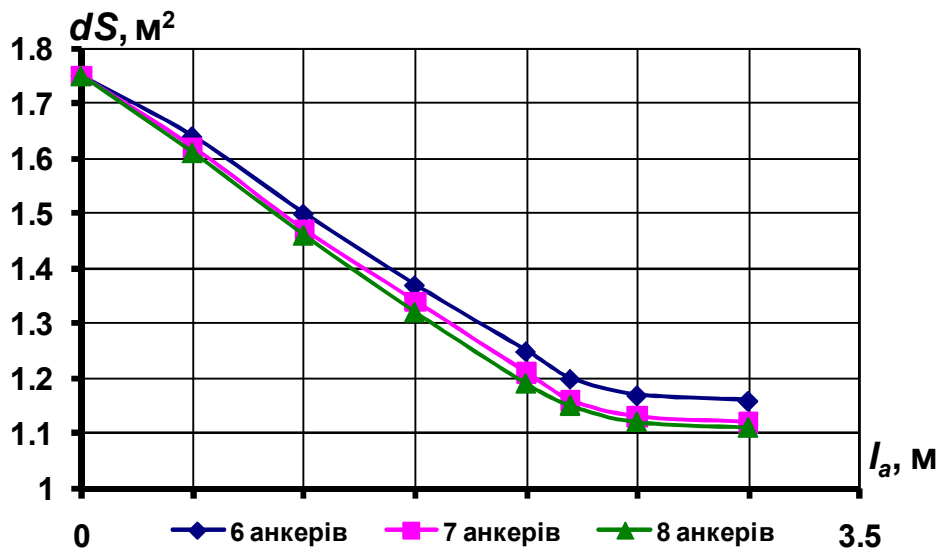


Рис. 3.19. Зміна поперечного перерізу виробки залежно від довжини анкера

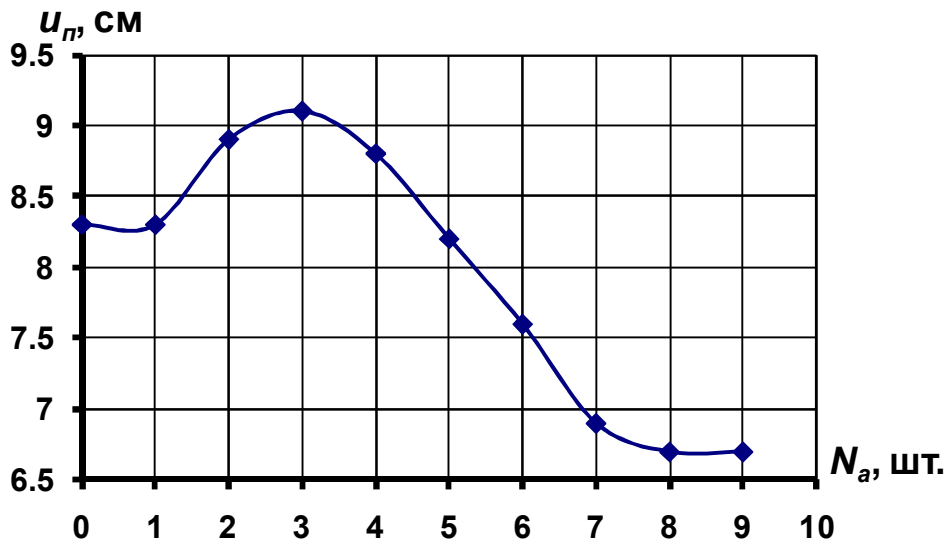


Рис. 3.20. Підняття підшови виробки в залежності від кількості анкерів

Як видно з рис. 3.17, після декількох нелінійних рішень максимальні результуючі переміщення в 1,47 рази нижче, ніж на рис. 3.14.

Вертикальні переміщення замка склепу виробки зменшуються від 16,9 см до 9,1 см при зміні кількості анкерів (0...9 анк.) і від 16,9 см до 9,2 см при зміні довжини анкера (0...3 м) (при $N_a = 7$ анк.).

Достатня щільність встановлення анкерів знаходиться в межах 0,8...1,0 анк./м² (рис. 3.18).

Раціональна довжина анкера знаходиться в межах 2,3...2,5 м (рис. 3.19).

Зміна площі поперечного перерізу виробки залежно від кількості встановлених анкерів та від довжини анкера доволі близько описуються поліноміальними залежностями:

$$dS = -0,0002 N_a^4 + 0,0064 N_a^3 - 0,0596 N_a^2 + 0,0736 N_a + 1,7381 \text{ (рис. 3.18) та}$$

$$dS = 0,0291 l_a^3 - 0,0849 l_a^2 - 0,2173 l_a + 1,7484 \text{ (рис. 3.19).}$$

При встановленні анкерів у боки виробки спостерігається незначне зменшення підняття підосви (рис. 3.20), але при зміцненні тільки покрівлі має місце збільшення здимання, що збігається з лабораторними результатами.

3.2.3. Дослідження НДС гірських порід навколо капітальної похилої виробки аркової форми, пройденої в неоднорідному порідному масиві і закріпленої анкерним кріпленням.

Як для однорідного масиву, так і для неоднорідного розрахуємо випадок, коли виробка існує без кріплення; при цьому знайдемо переміщення у всій області прилягаючого до неї гірського масиву, у тому числі й на контурі, зміни площі поперечного перерізу виробки, напруження і деформації.

Спочатку існують чотири групи елементів. У ході розрахунків прийнято гірничий тиск, що і для однорідного масиву.

Виконується вирішення задачі в рамках лінійної пружності і визначаються ті елементи породи, у яких виконується умова $\sigma_e > R_c$.

На рис. 3.21 прилягаюча до виробки зона розпушення показана більш темним кольором. Відносний радіус зони розпушення r_l/r_0 дорівнює 2,48.

На рис. 3.22 наведена неоднорідність зон повних переміщень різного рівня навколо виробки. Ці переміщення досягають досить великих значень на верхньому склепі виробки та в основі бічних стінок.

Крім того, була вирішена задача про визначення НДС гірського масиву і зони розпушення навколо виробки при наявності анкерів.

Тепер до вихідних чотирьох груп плоских чотирикутних елементів (порода, вугілля) додається п'ята, до якої входять підкріплюючі лінійні елементи (анкери). У процесі вирішення задачі виділяються нові групи (6, 7, 9) плоских чотирикутних елементів, для яких співвідношення зв'язку між напруженням і деформаціями нелінійні. Набір таких елементів визначає шукану зону розпушення (рис. 3.23, 3.24). Відносний радіус зони розпушення r_i/r_0 дорівнює 2,48.

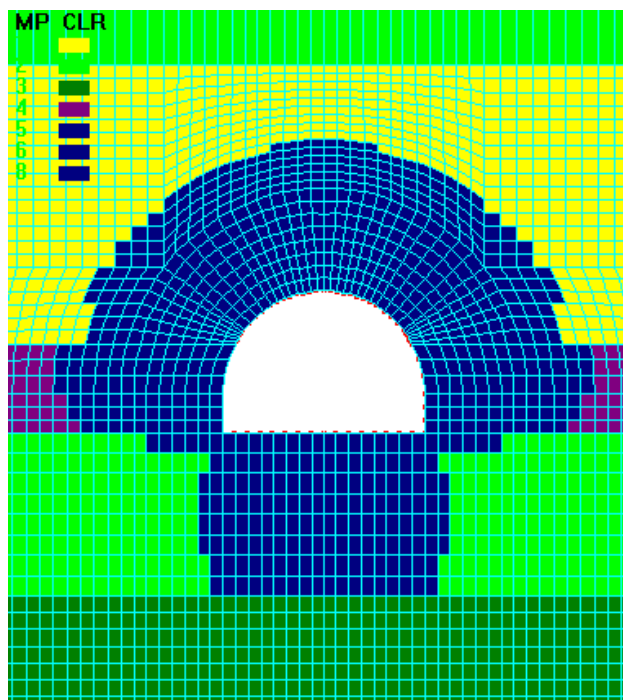


Рис. 3.21. Прилягаюча до виробки зона розпушення

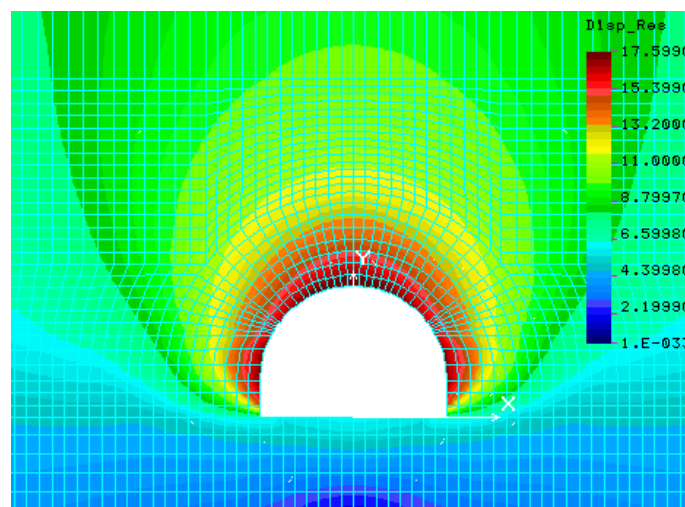


Рис. 3.22. Картина розподілу повних переміщень для задачі без підкріплюючих елементів

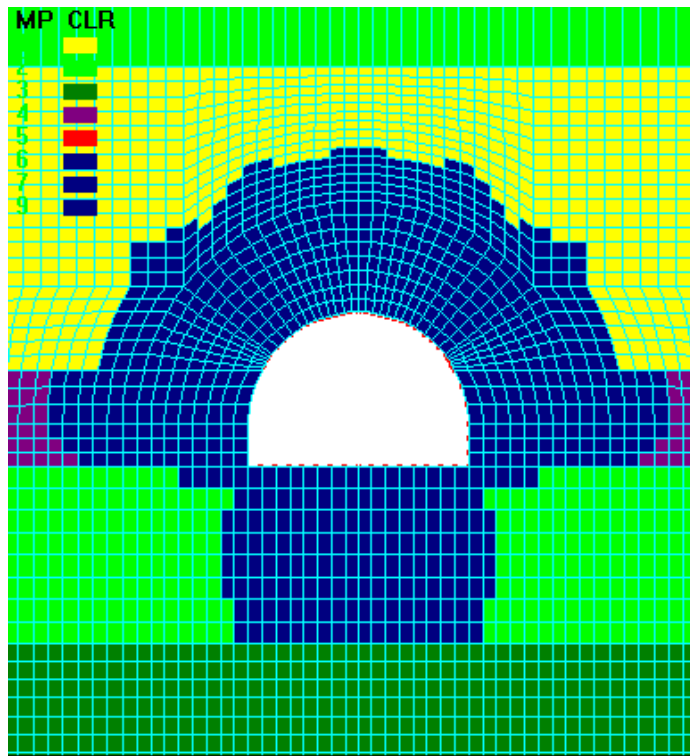


Рис. 3.23. Прилягаюча до виробки зона розпушення
при 7 анкерах довжиною 2,5 м

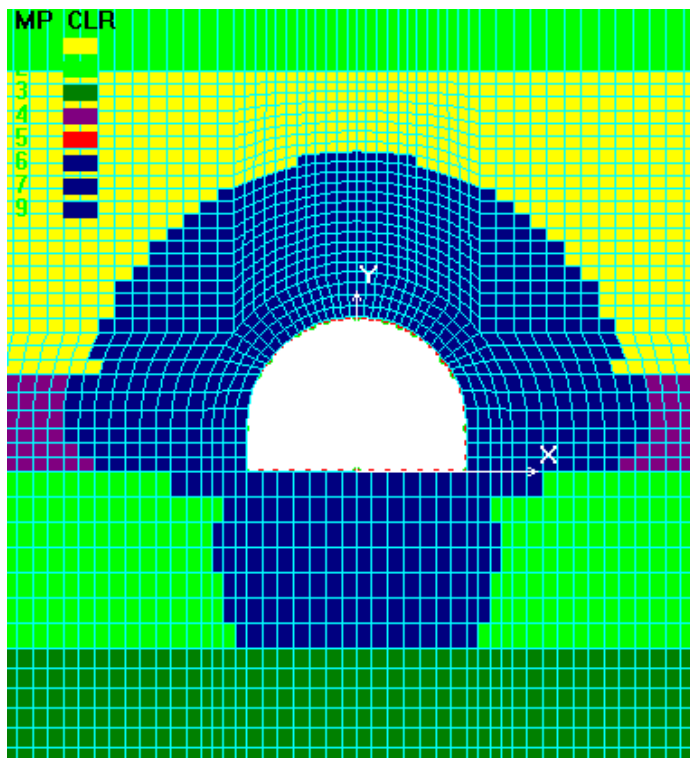


Рис. 3.24. Прилягаюча до виробки зона розпушення
при 7 анкерах довжиною 1,0 м

На рис. 3.25 дана картина розподілу повних переміщень для задачі з 7 анкерами довжиною 2,5 м.

Визначення площ поперечного перерізу виробки виконувалось, як і в задачі з однорідним середовищем, а результати наведені на рис. 3.26, 3.27.

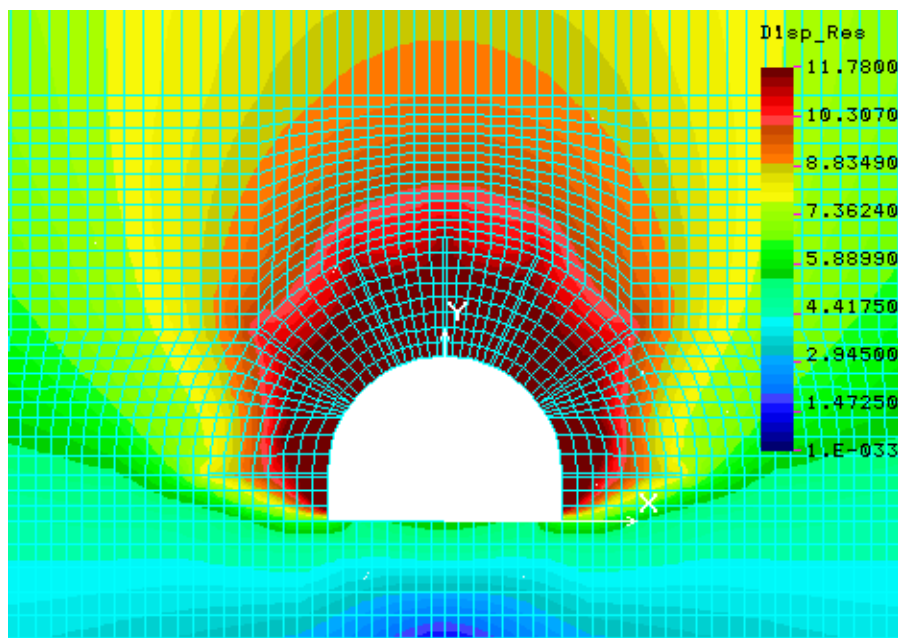


Рис. 3.25. Картина розподілу повних переміщень для задачі з 7 анкерами

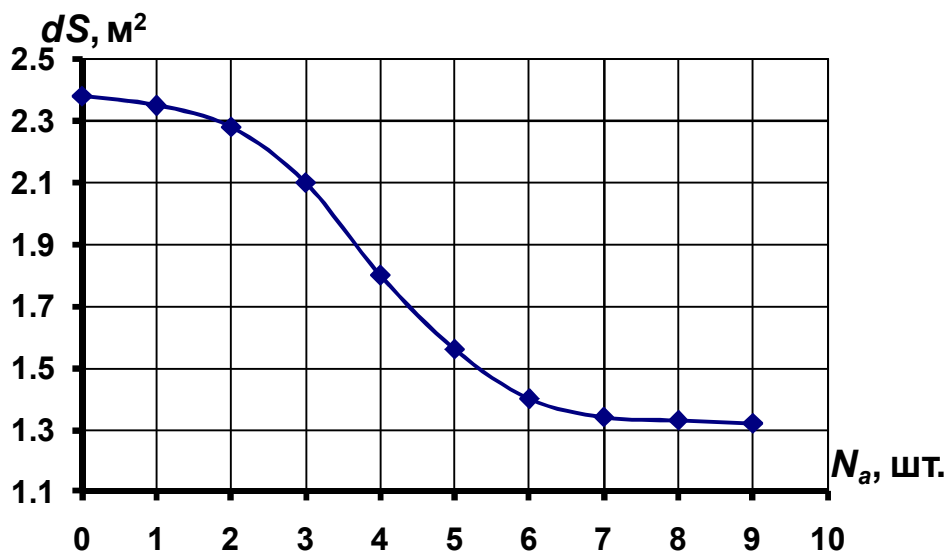


Рис. 3.26. Зміна поперечного перерізу виробки залежно від кількості анкерів

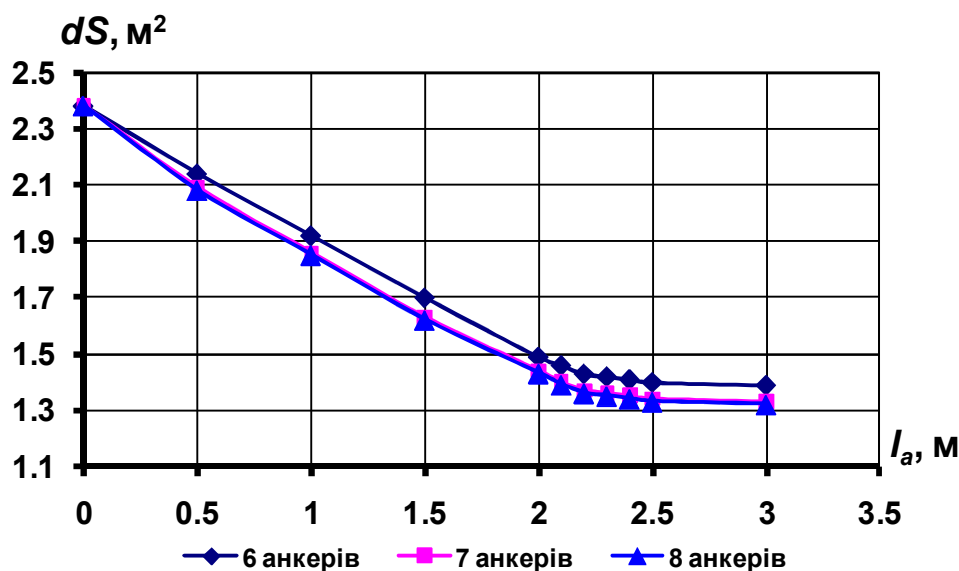


Рис. 3.27. Зміна поперечного перерізу виробки залежно від довжини анкера

Аналіз результатів показує наступне.

Зіставлення рис. 3.21, 3.23 та 3.24 показує, що області розпушення практично однакові і відносний радіус r_1/r_0 приблизно дорівнює 2,48.

Величина σ_e/R_c складає для задачі без підкріплюючих елементів 6,11, для задачі з анкерним кріпленням 3,17, що в 1,93 рази менше, ніж при відсутності анкерного кріплення.

Як видно з рис. 3.25, після декількох нелінійних рішень максимальні результуючі переміщення в 1,49 рази нижче, ніж на рис. 3.22.

Вертикальні переміщення замка склепу виробки зменшуються від 17,6 см до 9,6 см при зміні кількості анкерів (0...9 анк.) і від 17,6 см до 9,7 см при зміні довжини анкера (0...3 м) (при $N_a = 7$ анк.).

Достатня щільність встановлення анкерів знаходиться в межах 0,8...1,1 анк./м² (рис. 3.26).

Раціональна довжина анкера знаходиться в межах 2,2...2,5 м (рис. 3.27).

Зміна площі поперечного перерізу виробки залежно від кількості встановлених анкерів та від довжини анкера доволі близько описуються поліноміальними залежностями:

$$dS = -0,0007 N_a^4 + 0,0182 N_a^3 - 0,1363 N_a^2 + 0,161 N_a + 2,3595 \text{ (рис. 3.26) та}$$

$$dS = 0,012l_a^4 - 0,0409l_a^3 + 0,0977l_a^2 - 0,5959l_a + 2,3774 \text{ (рис. 3.27).}$$

Встановлення анкерного кріплення практично не впливає на процеси, що відбуваються в підшві виробки, що збігається з лабораторними дослідженнями.

Таким чином, на основі чисельного моделювання можна зробити висновок про те, що зовнішні розміри області розпушення навколо виробки практично не залежать від кількості і довжини встановлених анкерів, а внутрішній розмір області непружних деформацій (розпушення) істотно залежить від числа і довжини анкерів: максимальні результуючі переміщення зменшуються в 1,49 рази, а опускання замка склепу виробки – 44,9 % при встановленні анкерів. При проведенні виробки в однорідному і неоднорідному порідному масиві та встановленні анкерного кріплення з параметрами: щільність анкерування 0,8...1,1 анк./м², довжина анкерів 2,2...2,5 м, значно знижується величина переміщень на скелі виробки, що приводить до підвищення її стійкості.

3.3. Шахтні дослідження прояву гірського тиску у виробках, закріплених анкерним кріпленням

Для проведення шахтних досліджень була обрана експериментальна ділянка в похилій виробці (південний панельний уклон), що проводилась по пласту l_3 .

На даний час близько 70 % анкерів використовуються разом з швидкотвердіючими синтетичними заповнювачами. З них 90 % – із закріпленням по всій довжині анкера, інші 10 % – з “крапковим” закріпленням.

Явні переваги сталеполімерних анкерів перед іншими конструкціями стали причиною до того, що на експериментальній ділянці використовувалася саме вони.

Прийнята схема встановлення анкерів показана на рис. 3.28. У виробці з анкерним кріпленням необхідно робити регулярний контроль стану

приконтурної зони виробки та анкерів. Контроль здійснюється за допомогою індикаторів безпечного стану виробки, що сигналізують про розвиток деформаційних процесів і досягнення гранично припустимих станів масиву гірських порід і анкерних штанг.

Для досліджень основних гірничо-геологічних і гірничотехнічних факторів, що визначають працездатність кріплення і характер взаємодії кріплення з масивом порід, у роботі за основну була прийнята методика ВНДМІ.

Для вивчення переміщень порід і кріплення був прийнятий один з найбільш випробуваних методів – метод встановлення реперних замірних станцій.

Для проведення інструментальних спостережень були обладнані 6 реперних замірних станцій.

Оцінка працездатності гірничих виробок здійснювалася постійними маркшейдерськими спостереженнями за загальним станом кріплення та виробки в цілому, а також за деформаціями та зрушеннями приконтурного масиву порід і зміщень елементів кріплення. Спостереження проводилися як на ділянках виробки з експериментальним кріпленням, так і на контрольних ділянках з проектним кріпленням.

При інструментальних маркшейдерських дослідженнях фіксувався час початку зрушень і величина зсувів елементів кріплення і контуру виробки в часі. На підставі цих досліджень оцінювали тенденцію поведінки кріплення в часі і вплив її конструктивних елементів на працездатність виробки, а також прогнозувалася в часі періодичність і необхідність ремонтів виробки.

Паралельно з виконанням інструментальних спостережень проводили візуальне обстеження виробки та стану кріплення. Результати спостережень і вимірів заносилися в спеціальний журнал.

Оскільки методикою досліджень передбачалися тривалі інструментальні спостереження, то була прийнята наступна частота вимірів: у перші 20 діб – 1 раз на добу, у період 20 діб 2 місяці – 1 раз у 5 днів, потім – раз у 20 днів.

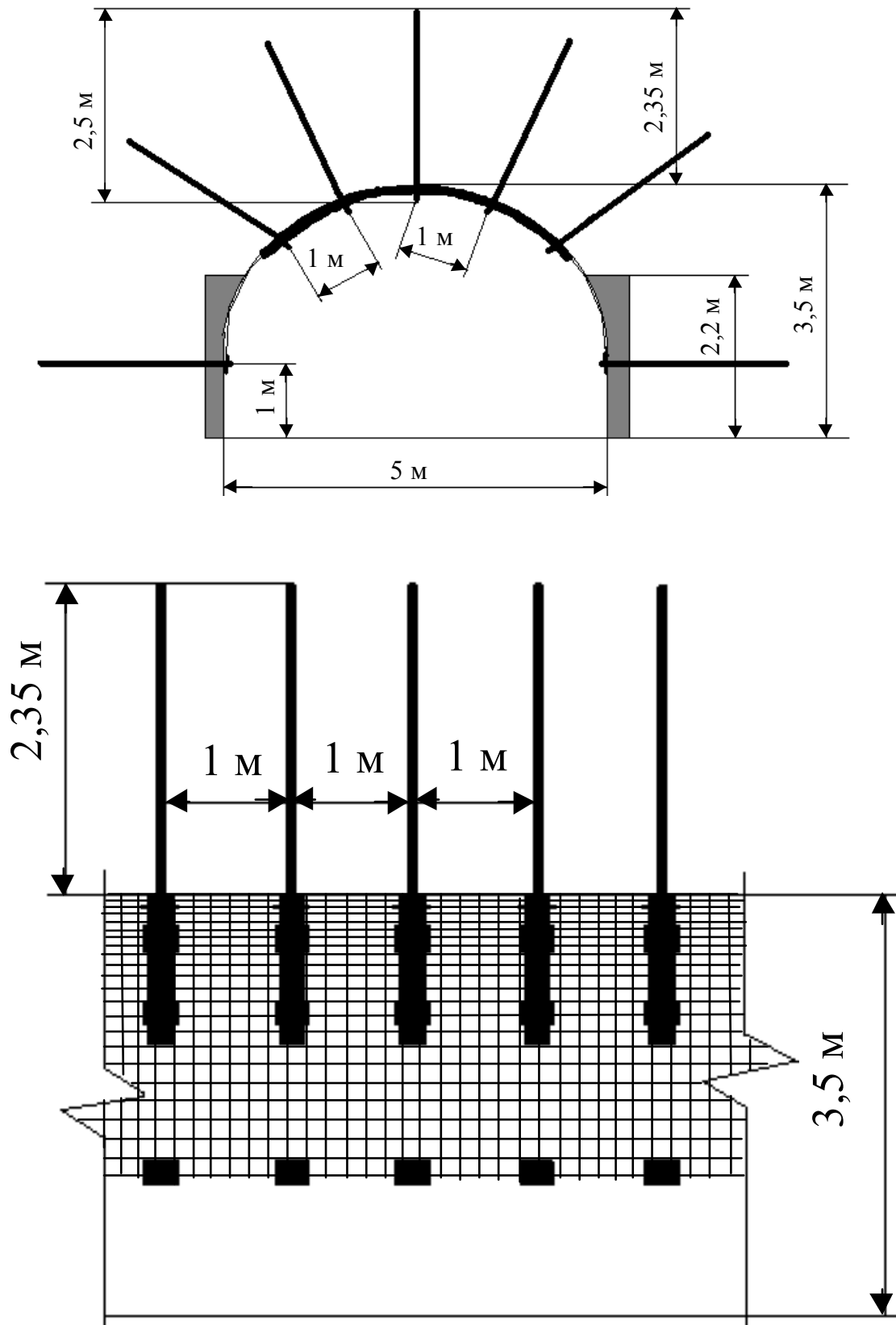


Рис. 3.28. Схема кріплення капітальної похилої виробки анкерами з металевою сіткою на експериментальній ділянці

Сукупний аналіз даних вимірів зміщень порідного масиву, що оточує виробку, дозволяють зробити наступні висновки.

Зміщення порідного контуру виявляється не відразу після встановлення постійного кріплення, а через деякий проміжок часу, що визначається, у першу чергу, стійкістю порідного масиву, що вміщує виробку, і геометричними параметрами виробки.

При проведенні та підтриманні виробки поза зоною впливу очисних робіт можна виділити два характерних періоди: період інтенсивних і період сталих зміщень контуру виробки (рис. 3.29 та 3.30). Дані вимірів показали, що тривалість інтенсивного періоду зміщень складає 20...50 діб.

Швидкість зміщень порідного контуру виробки в інтенсивному періоді формування зони розпушених порід характеризуються великими величинами.

У складних гірничо-геологічних умовах ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ» кріплення виробки анкерним кріпленням забезпечує різке уповільнення процесів зміщень порід покрівлі та значне зменшення величини зміщень як на контурі виробки, так і в глибині масиву (рис. 3.31 та 3.32). Таке уповільнення процесів зближення елементів кріплення і масиву порід спостерігається, в основному, у перші місяці після проведення робіт.

Підривання видавлених порід підосви не забезпечує стійкого стану виробки, а, навпаки, інтенсифікує процеси деформацій кріплення і масиву порід, що вміщує виробку (рис. 3.29 та 3.30). Після проведення декількох (звичайно двох-трьох) підривок видавлених порід підосви, як правило, виробка вимагає перекріплення.

На завершальному етапі формування зон деформування порід глибина поширення зруйнованих порід усередину масиву досягає наступних скінченних величин: у покрівлі – 5,5 м, у боках – 3...3,5 м і в підосві 1,5...2 м.

Таким чином, шахтні дослідження показали, що величина і швидкість зміщень порід покрівлі при анкерному кріпленні, значно менше, ніж при арковому. Параметри анкерного кріплення: щільність 0,8...1 анк./м² і довжина 2,2...2,5 м є достатніми для підтримки капітальних похилих виробок в гірничо-

геологічних умовах шахт ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ» в експлуатаційному стані.

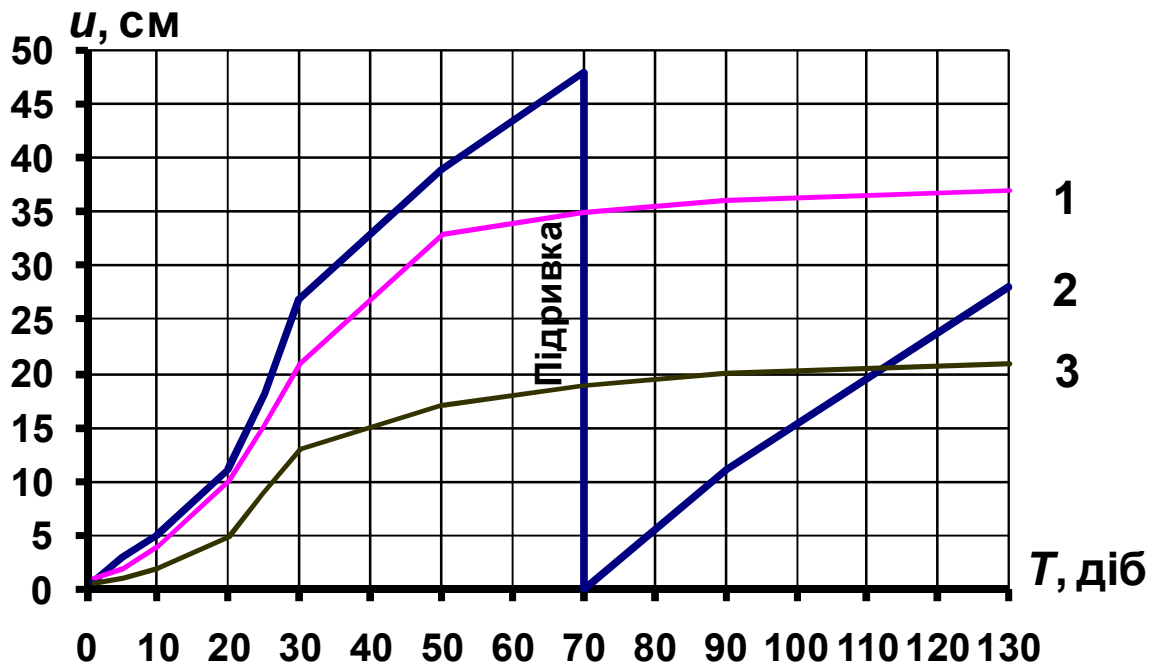


Рис. 3.29. Зміщення підшови (1), покрівлі (2) і боків (3) виробки на контрольній ділянці

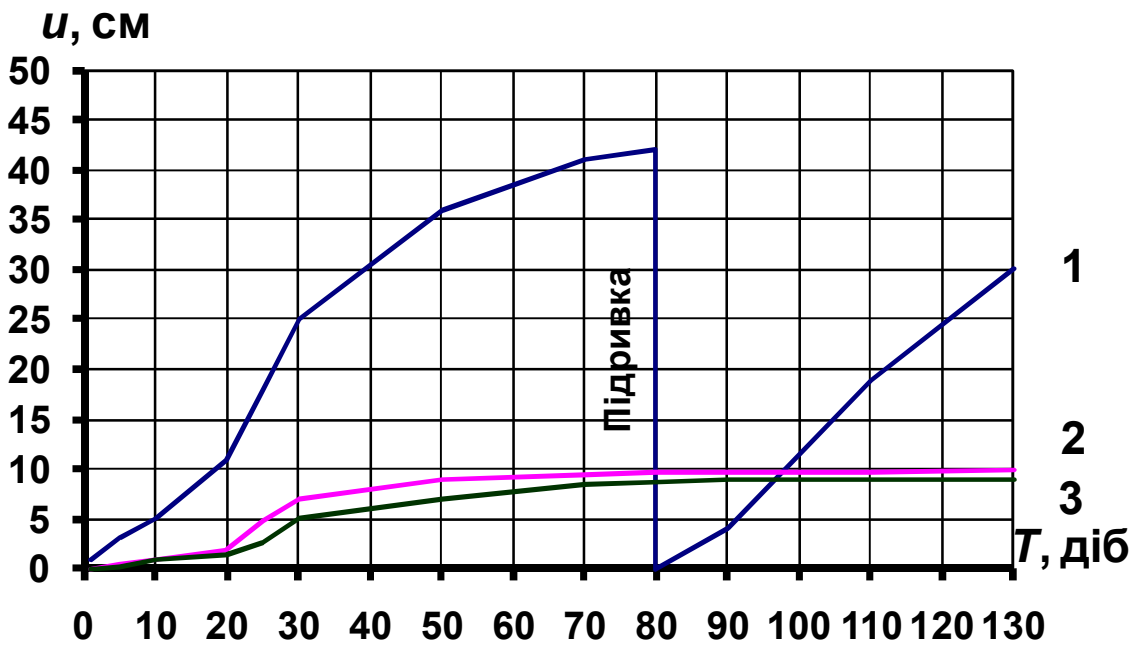


Рис. 3.30. Зміщення підшови (1), покрівлі (2) і боків (3) виробки на експериментальній ділянці

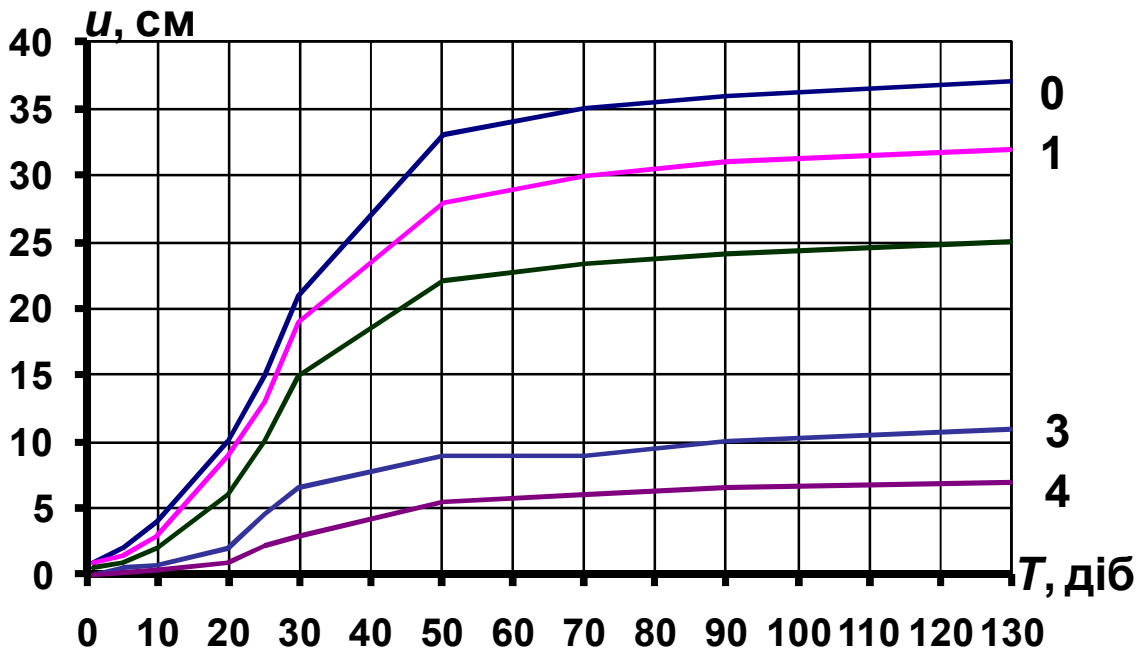


Рис. 3.31. Зміщення порід покрівлі на контрольній ділянці

0, 1, 2, 3, 4 – глибина закладення реперів, м

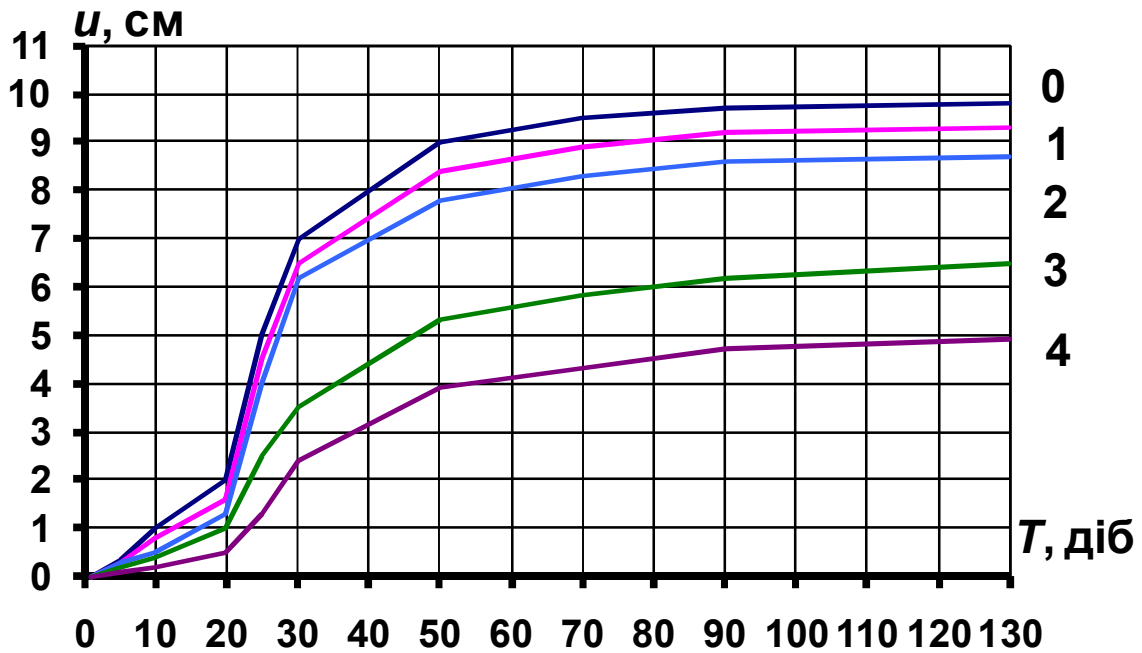


Рис. 3.32. Зміщення порід покрівлі на експериментальній ділянці

0, 1, 2, 3, 4 – глибина закладення реперів, м

ВИСНОВКИ

Основні наукові та практичні результати виконаного комплексу досліджень щодо обґрунтування параметрів анкерного кріплення капітальних виробок, що розташовані у складноструктурному породному масиві полягають в наступному:

– лабораторне моделювання на шаруватих моделях з еквівалентних матеріалів дозволило встановити, що достатня щільність встановлення анкерів знаходиться в межах $0,83...1,0$ на 1 м^2 , подальше збільшення кількості анкерів істотно не впливає на процеси, що відбуваються в масиві; раціональна довжина анкера знаходиться в межах $44...50$ мм ($2,2...2,5$ м), що підтверджується натурними експериментами; зміна площі поперечного перерізу виробки залежно від кількості встановлених анкерів та від довжини анкера доволі близько описуються поліноміальними залежностями:

$$dS = -0,03 N_a^4 + 0,6372 N_a^3 - 4,0795 N_a^2 + 4,8806 N_a + 23,724 \text{ та}$$

$$dS = -0,00002 l_a^4 + 0,0031 l_a^3 - 0,1929 l_a^2 + 4,3185 l_a - 13,093;$$

– на чисельних моделях шаруватого масиву з виробкою, закріпленою рамно-анкерним кріпленням, обчислених за методом скінчених елементів, було встановлено, що достатня щільність анкерів знаходиться в межах $0,8...1,1$ анк./ м^2 , раціональна довжина анкера знаходиться в межах $2,2...2,5$ м; зміна площі поперечного перерізу виробки залежно від кількості встановлених анкерів та від довжини анкера доволі близько описуються поліноміальними залежностями:

$$dS = -0,0007 N_a^4 + 0,0182 N_a^3 - 0,1363 N_a^2 + 0,161 N_a + 2,3595 \text{ та}$$

$$dS = 0,012 l_a^4 - 0,0409 l_a^3 + 0,0977 l_a^2 - 0,5959 l_a + 2,3774.$$

– на основі чисельного моделювання можна зробити висновок про те, що зовнішні розміри області розпушення навколо виробки практично не залежать від кількості і довжини встановлених анкерів, а внутрішній розмір області непружних деформацій (розпушення) істотно залежить від числа і довжини анкерів: максимальні результуючі переміщення зменшуються в $1,49$ рази, а

опускання замка склепу виробки – 44,9 % при встановленні анкерів. При проведенні виробки в однорідному і неоднорідному порідному масиві та встановленні анкерного кріплення з параметрами: щільність анкерування 0,8...1,1 анк./м², довжина анкерів 2,2...2,5 м, значно знижується величина переміщень на склепі виробки, що приводить до підвищення її стійкості.

– шахтні дослідження показали, що величина і швидкість зміщень порід покрівлі при анкерному кріпленні, значно менше, ніж при арковому. Параметри анкерного кріплення: щільність 0,8...1 анк./м² і довжина 2,2...2,5 м є достатніми для підтримки капітальних похилих виробок в гірничо-геологічних умовах шахт ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ» в експлуатаційному стані.

ГЛАВА 4

ПІДВИЩЕННЯ НЕСУЧОЇ ЗДАТНОСТІ МЕТАЛЕВОГО КРІПЛЕННЯ КАПІТАЛЬНИХ ГІРНИЧИХ ВИРОБОК В УМОВАХ АКТИВНОГО РОЗВИТКУ ПРОЦЕСІВ КОРОЗІЇ

4.1. Натурні дослідження корозії металевого кріплення

Значне обмеження на терміни експлуатації кріплення накладає корозія металу, особливо висока в шахтному вологонасиченому середовищі із інтенсивним обміном повітря.

Протягом тривалого терміну експлуатації в шахтних умовах металеве кріплення піддається впливу з боку навколишнього середовища: мінералізовані шахтні води, підвищена відносна вологість повітря, вміст у повітрі зважених часток і т.п. За даних умов активно протікає процес корозії металевого кріплення. Внаслідок дії нерівномірної корозії шахтне кріплення відносно швидко втрачає свої міцнісні характеристики, в результаті кожні 3-4 роки для забезпечення нормальної стійкості виробок виконуються роботи з перекріплення ушкоджених корозією ділянок гірничих виробок.

Одним з основних факторів, що знижують несучу здатність і стійкість металевого аркового кріплення в часі, варто вважати агресивну дію шахтних вод і рудничної атмосфери. Недостатня дослідженість цього фактору, а у зв'язку з цим і його недооцінка при проектуванні систем кріплення, призводять до низької експлуатаційної надійності виробок, величезним витратам праці й енергії на проведення ремонтних робіт.

Значний вплив на зниження несучої здатності металевого кріплення робить місцева (нерівномірна) корозія. Для визначення корозійного зносу металевого кріплення у шахтних умовах були виконані інструментальні виміри. Спостереження проводились на шахтах «Алмазна» (ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ»), ім. Сташкова, «Благодатна», «Ювілейна», ім. Героїв Космосу (ПАО «ДТЕК ПАВЛОГРАДВУГІЛЛЯ») у виробках з різним терміном

експлуатації. Вік обстежених виробок складав від 3 до 55 років. У шахтних умовах були зроблені виміри зміни товщини профілю металевого аркового кріплення. Виміри виконувалися на кріпленні, що піддане корозії у більшому ступені. Спочатку проводилось очищення кріплення від продуктів корозії, потім виконувалися виміри товщини профілю кріплення. На кожному комплекті досліджуваного кріплення для забезпечення високої надійності натурних вимірів проводилося по 3-5 вимірів.

На основі натурних спостережень, проведених на шахті «Благодатна», побудовані гістограми (рис. 4.1).

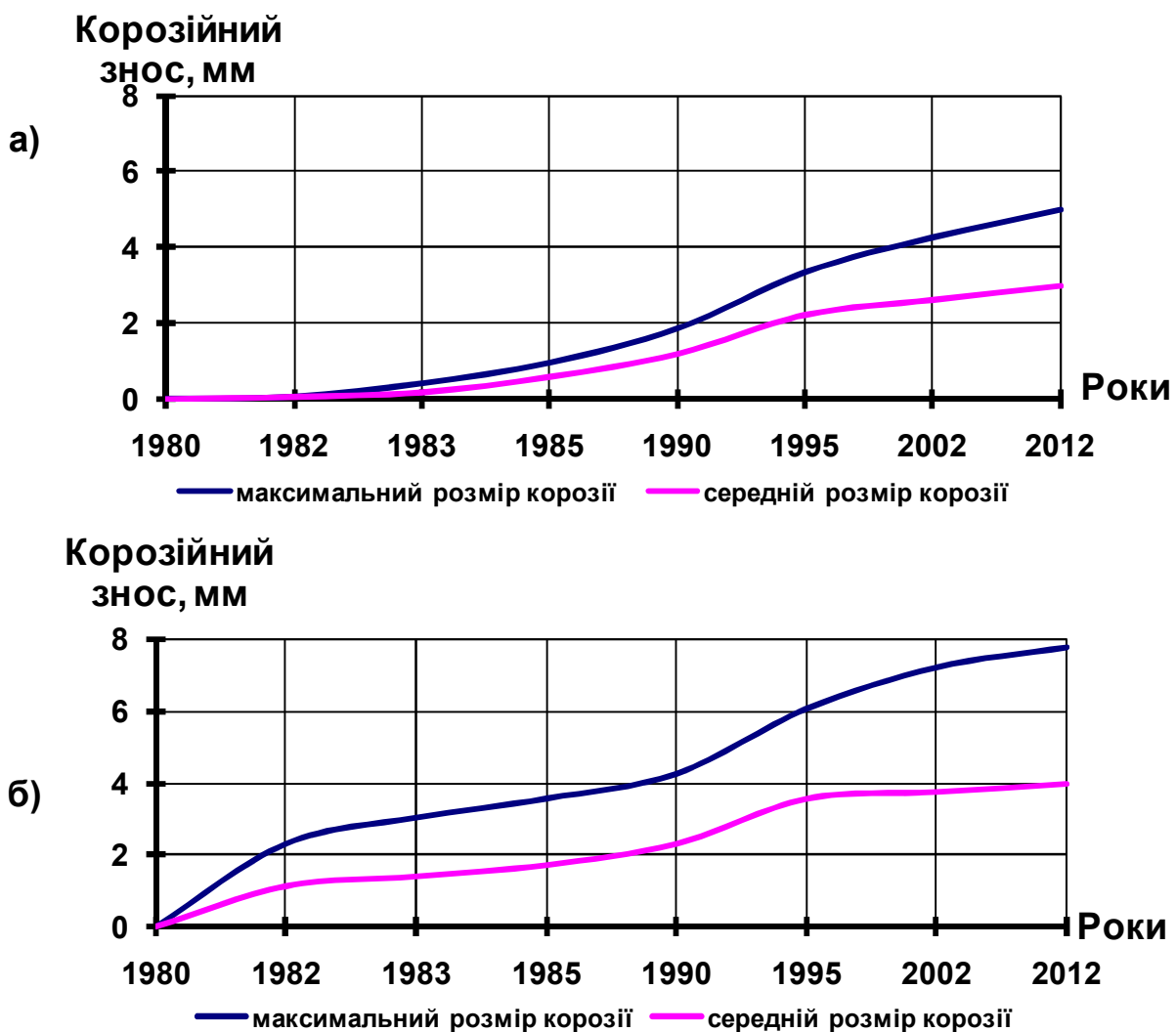


Рис. 4.1. Залежність корозійних втрат від терміну служби кріплення у виробці на свіжому (а) і на вихідному повітряному струмені (б) (шахта «Благодатна»)

Показано порівняльний аналіз динаміки зміни корозійних втрат металевого кріплення в залежності від умов експлуатації (відносної вологості повітря і швидкості руху повітряного струменя) у відкотному і вентиляційному штреках. Процес іржавіння металу в шахтних умовах може відбуватися тільки в присутності кисню. Тому в гірничих виробках на свіжому струмені кородування металу відбувається досить інтенсивно внаслідок значного доступу кисню, полегшеного високою швидкістю руху повітряного струменя. Цим пояснюються розбіжності в протіканні процесу корозії у виробках на свіжому і вихідному повітряному струмені (див. рис. 4.1).

У сухих виробках має місце рівномірна корозія, а на ділянках, де на кріплення виробки впливають мінералізовані шахтні води, корозія здобуває нерівномірний характер і спостерігається найбільший корозійний знос.

На вихідному струмені вологість повітря нижче критичної, тому динаміка корозійного процесу в початковий період відрізняється від корозії на свіжому струмені. Легкорозчинні солі (хлориди, сульфати), що знаходяться у вміщуючих породах чи ґрунтових водах, підвищують корозійну агресивність порід і полегшують розвиток корозійних процесів. Це відбувається внаслідок активування металу присутніми іонами, особливо іонами хлору, які, адсорбуючись на поверхні стали і витісняючи відти кисень, сприяють руйнуванню окисних плівок і ускладнюють пасивування цієї поверхні.

На основі спостережень, проведених на шахтах ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ» за корозійним зносом металевого кріплення у виробках з різним терміном служби, побудований графік (рис. 4.2).

Як свідчить графік, металеве кріплення піддане значній корозії в початковий період (перші 10...15 років експлуатації), надалі корозія сповільнюється, але процес не зупиняється. Корозія нелінійно змінюється протягом усього терміну експлуатації металевого кріплення, що пояснюється утворенням на поверхні металу стійких малорозчинних з'єднань окислів і гідроксидів заліза, а також зміною фізико-хімічних умов експлуатації кріплення.

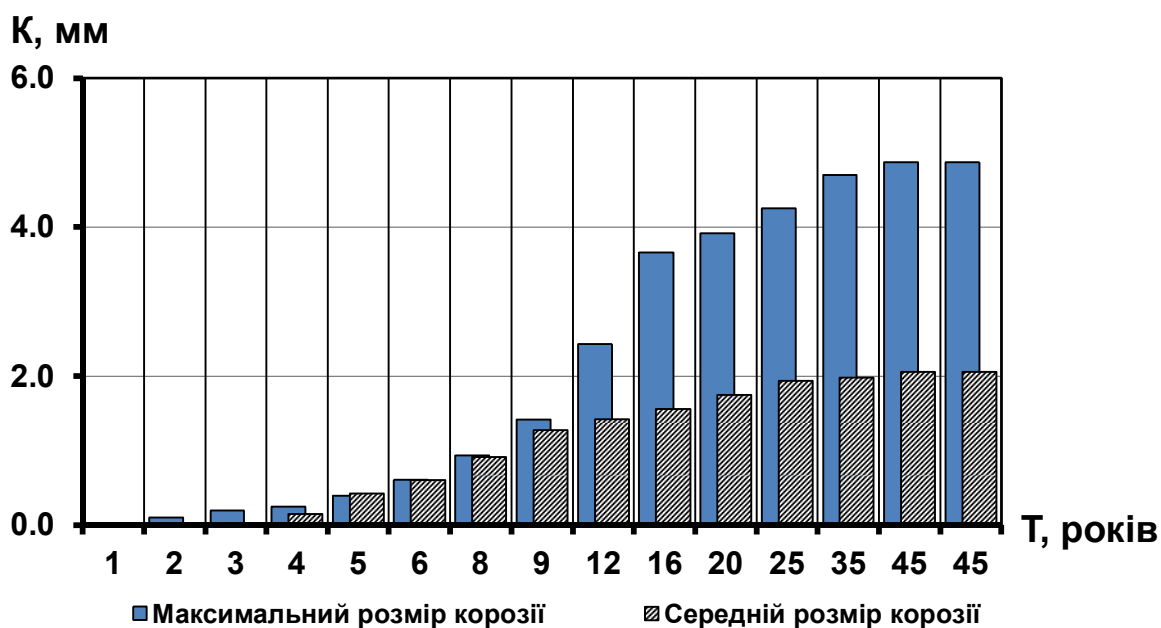


Рис. 4.2. Корозійні втрати кріплення з різним терміном експлуатації в умовах шахти «алмазна», ват «ДТЕК Добропіллявугілля»
(на початок 2012 року)

Дія шахтних вод є подвійною – з одного боку вони викликають корозію шахтного кріплення, унаслідок чого знижується несуча здатність кріплення, а з іншого боку – обводнені породи втрачають стійкість, у підсумку – збільшується навантаження на кріплення.

Основним напрямком підвищення стійкості виробок у даних умовах є забезпечення надійного захисту металевих кріплень від корозії. Метою досліджень цього напрямку є обґрунтування способу підвищення несучої здатності металевих аркової кріплення капітальних гірничих виробок в умовах активного розвитку процесів корозії.

Для підвищення несучої здатності металокріплення в умовах шахт з агресивними мінералізованими водами найбільш ефективними є недорогі захисні покриття, що знижують агресивну дію шахтних вод. Для підвищення стійкості капітальних виробок з металевим кріпленням були проведені дослідження по визначенню властивостей набризкбетону, при його використанні як захисного покриття.

4.2. Експериментальні дослідження корозії металевого кріплення. Аналіз факторів, що впливають на процес утворення корозії на металевому кріпленні

Умови експлуатації конструкцій моделювалися за рахунок використання прискорених випробувань із періодичним зануренням металу в електроліт. Даний спосіб широко використовують не тільки для вивчення корозійної стійкості металів і засобів захисту конструкцій, призначених для експлуатації у воді, але і для дослідження стану виробів, призначених для експлуатації в атмосферних умовах.

Для визначення ступеня впливу водневого показника рН на процес протікання корозії і корозійних втрат металевого кріплення протягом тривалого терміну його служби проведені лабораторні випробування. Для дослідження використовувалися металеві пластинки зі сталі марки Ст. 5, товщиною 3 мм і розмірами 100 мм×50 мм. Усі зразки підвішувалися на штанзі за допомогою хімічно стійкої нитки (ліски). Для моделювання шахтних умов експлуатації кріплення застосовані прискорені корозійні випробування з періодичним зануренням в електроліт.

4.2.1. Визначення впливу окалини на корозію сталі марки Ст. 5 в залежності від водневого показника рН водного розчину.

При проведенні корозійних випробувань неодмінною умовою завжди є видалення окалини. Однак у початковий період експлуатації металевого кріплення окалина є гарним захистом металу від корозії. Роботи з вивчення тривалості захисної дії окалини не проводилися.

Випробування проводили в 5 розчинах електролітів із рН: 3; 4,5; 6; 7,5; 9. Для досягнення найбільшої корозії використаний 3%-ний розчин NaCl.

Метою роботи було визначення ступеня залежності швидкості корозії від рН середовища і наявності окалини на металі. Для досліджень були використані зразки сталі марки Ст. 5.

На підставі отриманих даних побудований рис. 4.3 і визначені залежності корозійних втрат від рН і наявності окалини на металі (рис. 4.4). Також були досліджені продукти корозії, що утворилися на зразках у результаті випробувань. Дані зведені в табл. 4.1. Отримані результати свідчать про захисну дію окалини на метал кріплення в початковий період у шахтних водах, з різним рН. У залежності від водневого показника досліджувався ступінь захисної дії окалини.

Таблиця 4.1

Опис продуктів корозії, що утворилися на сталі

| рН | Хімічна формула | Опис |
|-----------------------|-----------------------------|---|
| 3–6 (кисла) | $Fe_2O_3 \cdot aq$ | Охряно-жовтий, не розчинний у розведеній HCl, не об'ємистий, дрібні частки |
| 6–7,5 (нейтральна) | $Fe_2O_3 \cdot aq$ | Коричнево-жовтий |
| 7,5–9 (лужна) | $Fe \cdot Fe_2O_3 \cdot aq$ | Коричнево-жовтий, червонуватий, об'ємистий, частково розчинний у розведеній кислоті |

При порівнянні показників збільшення маси зразків у залежності від водневого показника водяних середовищ, визначено, що в лужних водах збільшення маси зразків відбувається більш інтенсивно, ніж у кислотних водах. Це пояснюється меншою розчинністю продуктів корозії в лужних водах, унаслідок чого на поверхні металу утворюється значний шар іржі, під яким активізуються процеси корозії. У кислотних водах процес корозії йде на поверхні металу, з відводом продуктів корозії дренажними водами.

Швидкість корозії в кислотних водах значно вище, ніж у лужних. Окалина, володіючи захисними властивостями на початковому етапі розвитку корозії (до 6...8 місяців у шахтних умовах), виявляє найбільшу захисну дію в нейтральних і лужних водах. При цьому швидкість корозії знижується в діапазоні від 16% (при рН=3) до 20...40% (при рН=6...7,5). Зміна протікання процесів корозії в зразках з окалиною і зразках без окалини пояснюється фізико-хімічними властивостями окалини, що забезпечують значне

гальмування окисних процесів на металі за даних умов на початкових етапах розвитку корозії. При збільшенні рН до 9 загальна швидкість корозії значно знижується. Також окалина виявляє захисні властивості при рН=3...4,5. Однак тривалість захисної дії окалини в даному випадку набагато нижче, ніж у середовищі з більш лужним характером шахтних вод.

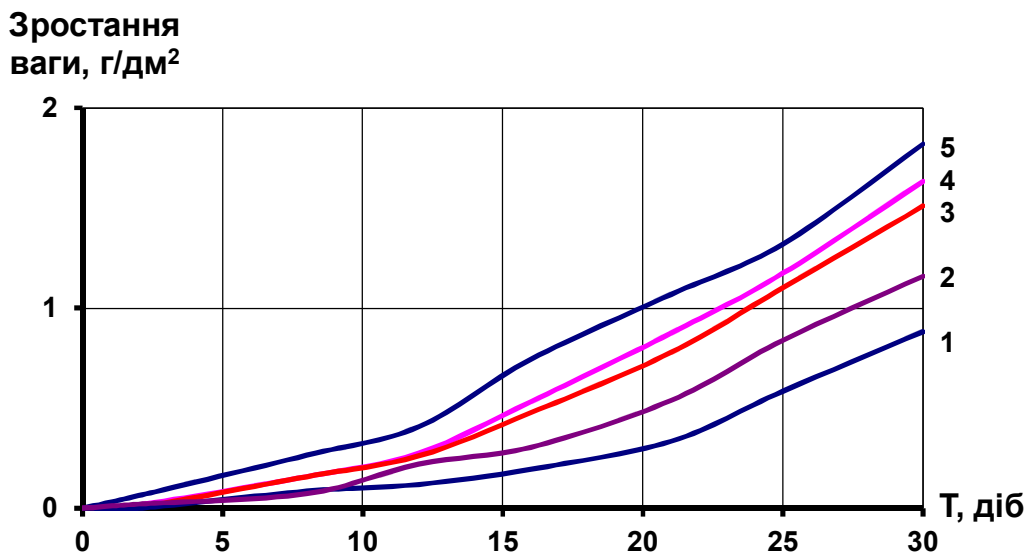


Рис. 4.3. Вплив рН середовища на корозію металу, що є захищеним окалиною:
1 – вплив (рН 3); 2 – (рН 4,5); 3 – (рН 6); 4 – (рН 7,5); 5 – (рН 9)

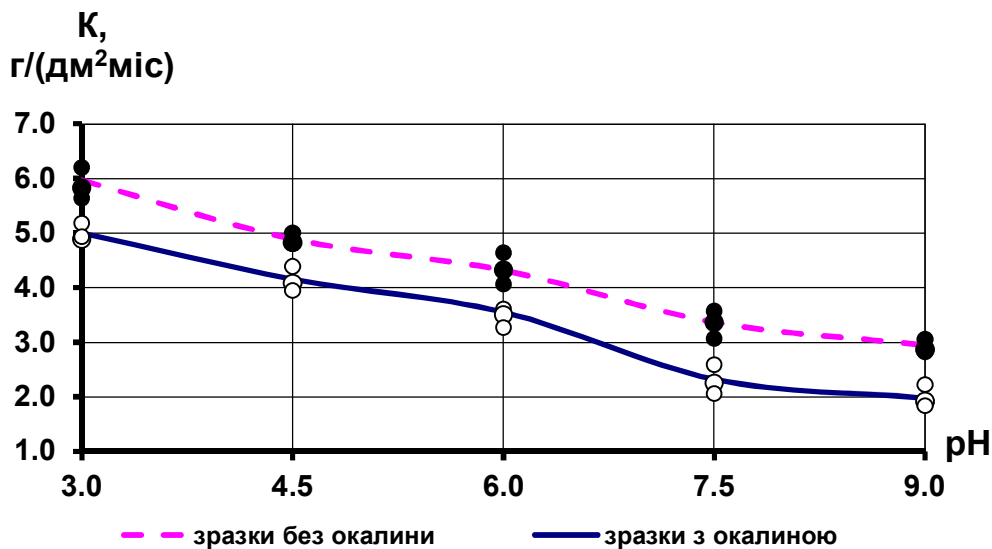


Рис. 4.4. Вплив наявності окалини на швидкість корозії металу в умовах з різним показником рН середовища

4.2.2. Визначення впливу концентрації нейтральних солей на швидкість корозії сталі Ст.5.

При вивченні результатів обстеження виробок шахт ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ», ПАТ «ДТЕК ПАВЛОГРАДВУГІЛЛЯ» була відзначена деяка закономірність зміни швидкості корозії від концентрації солей у розчині. Зі збільшенням концентрації солі в шахтній воді до визначеного значення спостерігається ріст швидкості корозії, надалі корозія знижується (рис. 4.5).

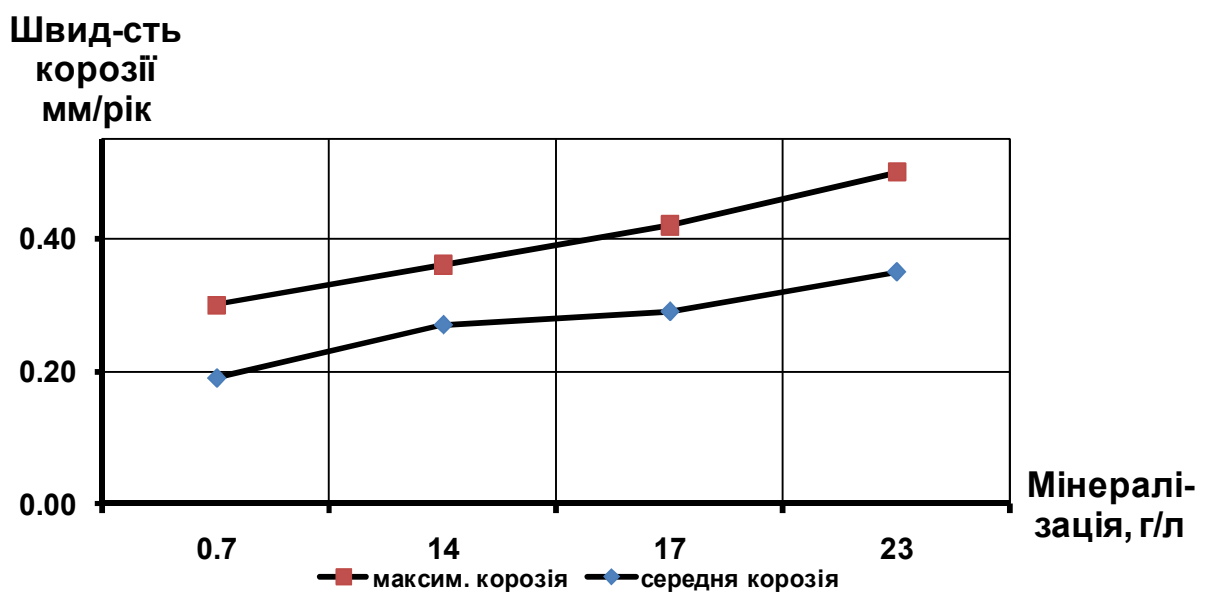


Рис. 4.5. Шахтні спостереження зміни корозії металевого аркового кріплення від мінералізації вод

На діаграмі представлені дані по шахтах «ім. Сташкова» (0,7 г/л), «Благодатна» (14 г/л), «ім. Героїв Космосу» (17 г/л), «Західно-Донбаська» (23 г/л). Шахти знаходяться в порівняно рівних умовах по хімічному складу шахтних вод. Основним фактором, що впливає на корозію в даних умовах, є мінералізація шахтних вод.

Для визначення ступеня впливу мінералізації на протікання процесу корозії проведені лабораторні випробування. У даній роботі використані розчини NaCl з концентраціями: 0,1%; 1%; 3%; 5%; 7%; 10%.

Розчини мали водневий показник $pH=7$, характерний як для умов шахти «Алмазна», так і для інших шахт ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ». Випробування проводилися при періодичному змочуванні зразків у розчині з наступним висиханням їх в атмосфері. У шахтних умовах на процес корозії впливає провітрювання гірничих виробок. Швидкість корозії підсилюється за рахунок полегшення доступу кисню до поверхні металу. Для визначення максимальної швидкості корозії при різній мінералізації вод, з урахуванням фактора провітрювання, проведені випробування з використанням аеродинамічної труби (рис. 4.6).



Рис. 4.6. Аеродинамічна труба

Прискорені корозійні випробування (ПКВ) проводилися протягом 30 днів. Зразки змочувалися 2 рази в добу і піддавалися корозійним випробуванням на аеродинамічній трубі протягом 10 годин на добу. Перед тим, як зразки підвішували на штатив аеродинамічної труби, їх спочатку занурювали в судини з розчинами на 20 хвилин, потім протягом 5 годин

проводили корозійні випробування на аеродинамічній трубі, після цього зразки знову занурювали в розчини на 20 хвилин, після чого продовжували корозійні випробування на аеродинамічній трубі. При проведенні експерименту моделювалися умови, найбільш характерні для більшості гірничих виробок вугільних шахт України. Швидкість руху повітряного струменя дорівнювала 8 м/с, відносна вологість повітря – 70%, температура повітря була на рівні 25°C. Для порівняння також були проведені корозійні випробування зі зразками без використання аеродинамічної труби при даних температурно-вологіх умовах. Методика проведення підготовчих робіт при прискорених корозійних випробуваннях аналогічна представлений раніше в п. 4.2.1. Результати проведеної роботи представлені на рис. 4.7.

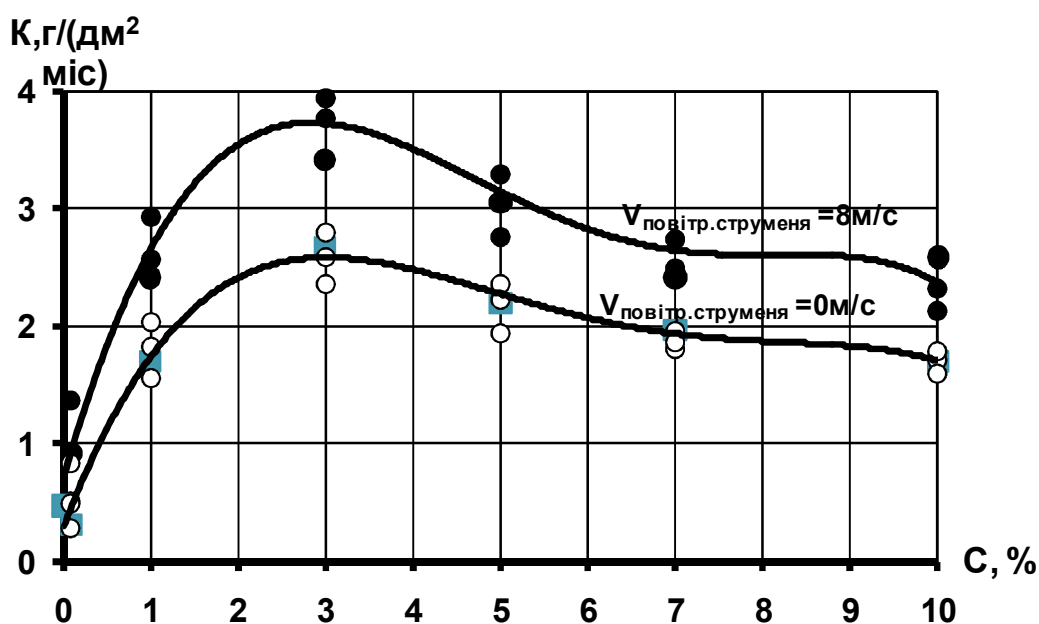


Рис. 4.7. Залежність швидкості корозії від концентрації солі у воді

На підставі проведених експериментів можна зробити висновок, що залежність швидкості корозії від концентрації NaCl має вигляд кривої з максимумом. Висхідна галузь кривої пояснюється тим, що підвищення концентрації солі збільшує електропровідність розчину; у зв'язку з цим сила корозійного струму може зростати. Крім того, збільшення концентрації таких аніонів, як Cl^- (чи SO_4^{2-}) зменшує захисні властивості плівок і, отже, також

сприяє підвищенню швидкості корозії. Однак при збільшенні концентрації солі в електроліті розчинність кисню падає, швидкість деполяризації знижується і відповідно повинна зменшуватися швидкість корозії.

Тому крива має максимум при значенні концентрації солей NaCl, рівної 3%. Спадання кривої (див. рис. 4.7) вказує на те, що при даних концентраціях розчинів вплив недолику кисню превалює над факторами підвищення електропровідності розчину і зниження захисних властивостей плівок. Це також пояснює факт, відзначений при обстеженні виробок. При однакових температурно-вологих умовах кріплення виробок, що знаходяться на свіжому струмені повітря, піддається корозії в більшому ступені, ніж кріплення виробок на вихідному струмені.

4.2.3. Визначення залежності протікання процесу корозії в металевих зразках, що піддані дії згинаючих моментів.

Для розробки цілісної методики підвищення тривалої несучої здатності металокріплення необхідне визначення закономірностей корозійного ушкодження окремих ділянок металевих конструкцій, що випробують значні напруження в результаті дії згинаючих моментів. Відомо, що загальна корозія напруженого металу може йти швидше, ніж ненапруженого. Вважається, що вплив напружень нижче границі текучості на корозію сталі незначний, тому що при цьому електрохімічний стан поверхні не змінюється. Помітний вплив напружень на рівні границі текучості і вище пов'язаний з руйнуванням природних захисних окисних плівок і істотним розблгороджуванням потенціалу поверхні сталі. Швидкість корозії помітно збільшується завдяки дії концентраторів напружень, що локалізують пластичні деформації в невеликому обсязі металу. Корозія зв'язана функціональною залежністю з величиною максимальних напружень, що діють на металеве кріплення у гірничих виробках: $K = f(\sigma)$. У процесі експлуатації металеве кріплення піддається дії різних згинаючих моментів. Протягом тривалого терміну експлуатації

поперечний переріз профілю кріплення змінюється від W_0 до W , у результаті чого змінюються напруження, що діють у перетині профілю СВП: $\frac{M}{W_x} = \sigma \leq R_T$.

В умовах агресивних шахтних вод корозія металокріплення підсилюється наявністю значних напружень з боку породного масиву. У результаті спільної дії напружень і корозії металеве кріплення набагато швидше втрачає свої проектні міцнісні характеристики й у короткий термін виходить з ладу.

Внаслідок дії корозії на металеві конструкції змінюються їхні механічні властивості. Однак цей процес носить не однобічний характер. Так, при наявності внутрішніх напружень у металевій конструкції відбувається інтенсифікація процесів корозії. При всіх рівних зовнішніх умовах елемент кріплення, що випробовує максимальні напруження буде кородувати у кілька разів швидше іншої частини конструкції. У цьому розкривається подвійний характер процесу корозії металевого кріплення, що випробує максимальні деформації. Таким чином, у шахтних умовах металеве кріплення, що знаходиться в умовах проектних навантажень кородує зі швидкістю, значення якої рівні 0,26...0,5 мм/рік. У випадку якщо кріплення випробовує значні напруження – корозія зменшує поперечний переріз несучої конструкції, як наслідок, зростають напруження усередині кріплення – корозія росте. Виходить так зване замкнуте коло. Процес протікання корозії в такому випадку полегшений наявністю значних напружень, що діють на конструкцію металевого кріплення. Швидкість корозії може досягати 0,5...1 мм/рік.

Для визначення залежності швидкості корозії від дії зовнішніх навантажень були змодельовані характерні умови: шарнірно-оперта балка, завантажена по краях постійною силою P , кг.

Метою досліджень було визначення залежності зміни швидкості корозії від діючого навантаження. В експериментальних спостереженнях були використані сталеві зразки розмірами $400 \times 10 \times 3$ мм. Відстань між опорами – 100 мм. В опорних точках зразків виникали моменти $M=150(\text{мм}) \times P$. Робоча поверхня, на якій виконувались спостереження, дорівнює 100мм. Пластинки

завантажувалися навантаженням 1, 2, 3, 4, 5 кг. У результаті зразки з розмірами 400 мм×10 мм×3 мм піддавалися корозії з різною інтенсивністю протікання процесу. На основі проведених спостережень побудований рис. 4.8. Процес протікання корозії змінюється в залежності від діючого навантаження. У процесі виконання досліджень визначено, що процес корозії носить нерівномірний характер, а швидкість корозії починає збільшуватися при досягненні визначеного рівня граничних напружень (рис. 4.9).

Процес інтенсифікується в опорних точках, т.зв. ділянках концентрації напружень, а на іншій поверхні зразка корозія здобуває більш рівномірний характер. До визначеної межі вплив напружень на корозію не позначається, значення швидкості корозії дорівнює $K_0=2,66$ г/дм²·міс (при концентрації хлоридів 3%, і T=25°C). Швидкість корозії металевого кріплення збільшується при напруженнях, починаючи зі 150 МПа, якщо $\sigma < 150$ МПа, тоді швидкість корозії $K=K_0$. При збільшенні напружень, що діють на кріплення від 150 МПа до 280 МПа, швидкість корозії збільшується на 15%. Якщо напруження перевищують 280 МПа – починають діяти пластичні деформації, а корозійні процеси описуються висхідною кривою.

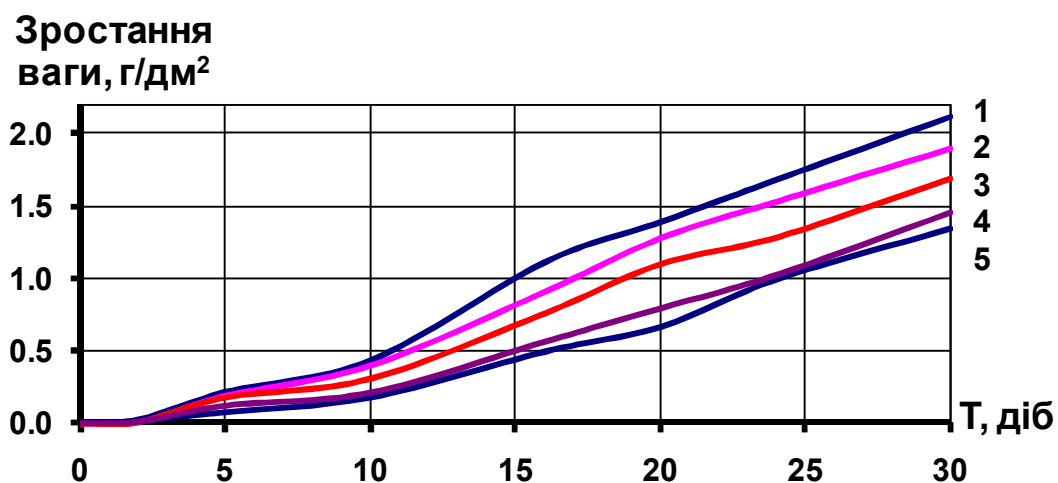


Рис. 4.8. Залежність протікання процесу корозії в часі при різних навантаженнях:

1 – 5кг (250МПа); 2 – 4кг (200МПа) ;3 – 3кг (150МПа);
4 – 2кг (100МПа); 5 – 1кг (50МПа)

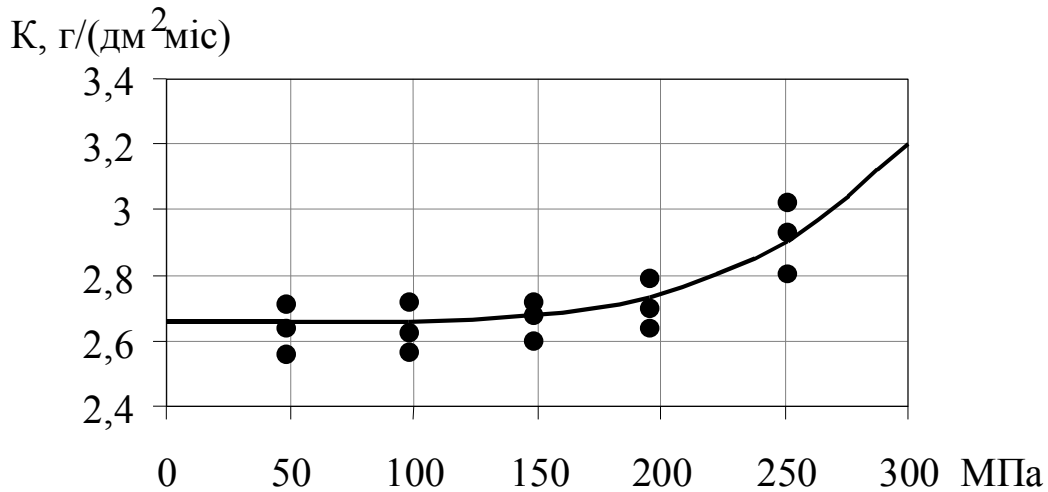


Рис. 4.9. Залежність швидкості корозії від діючого навантаження

На підставі проведених досліджень визначена характерна залежність швидкості корозії від діючих навантажень: $K = K_0 + f(\sigma)$.

Зважаючи на те, що вплив діючих навантажень на корозію металу починає виявлятися при досягненні значень максимальних напружень $\sigma=150$ МПа, залежність $K(\sigma)$ запишеться в наступному вигляді:

$$K = K_0 + (1,13 \cdot 10^{-2} \cdot \sigma^2 - 1,84 \cdot \sigma + 30) \cdot 10^{-3}, \quad (4.1)$$

де K (г/дм²·міс) – корозія кріплення від дії навантаження, K_0 (г/дм²·міс) – початкова корозія при $\sigma < 150$ МПа ($K_0=2,66$ г/дм²·міс при мінералізації вод 3% NaCl), σ (МПа) – значення діючої на кріплення навантаження.

Дана залежність дозволить визначати швидкість корозії від рівня напружень, що виникають у перетині металевого кріплення при експлуатації, і, з урахуванням цього, коректувати параметри кріплення для зниження негативного впливу максимальних напружень на швидкість корозії.

Представлені вище дослідження дозволили зробити наступне твердження: залежність швидкості корозії навантаженої металевий кріплення від рівня напружень носить нелінійний характер і має вид полінома третього ступеня, коефіцієнти якого визначаються фізико-хімічними умовами експлуатації кріплення, що дозволяє враховувати зміну швидкості корозії при різних значеннях діючих навантажень.

У результаті виконаних досліджень визначено, що найбільша зміна несучої здатності профілю СВП аркового металевого кріплення спостерігається протягом перших 10...15 років експлуатації, коли профіль кріплення втрачає 40...70% своєї несучої здатності.

Наявність окалини на поверхні металевого кріплення знижує швидкість корозії в початковий період експлуатації кріплення на 20...40%, у залежності від показника рН шахтних вод;

В умовах експлуатації, коли на кріплення діють напруження з боку породного масиву і мінералізовані шахтні води, корозія може підсилюватися тільки при напруженнях, що наближаються до граничних значень $\sigma \rightarrow R_T$. Збільшення корозії при роботі кріплення в умовах пружних деформацій відбувається тільки при значеннях σ , починаючи зі 150 МПа, при менших значеннях граничних напружень швидкість корозії не змінюється і дорівнює номінальній при даній мінералізації вод ($K=2,66$ г/дм²·міс при зміні у воді 3% NaCl). При збільшенні навантажень, що діють на кріплення від 150 МПа до 280 МПа, швидкість корозії збільшується на 15%.

4.3. Аналітичні дослідження зниження несучої здатності кріплення в умовах мінералізованих шахтних вод

Збереження початкових параметрів кріплення протягом усього терміну експлуатації дозволяє повною мірою використовувати його несучу здатність, підвищити стійкість виробки, знизити витрати на її підтримку і ремонт. Однак питання захисту металевого кріплення від корозії в умовах дії максимальних згинаючих моментів ще є недостатньо добре вивченим.

Протягом тривалого періоду експлуатації ділянки кріплення, що випробовують максимальні вигинаючі моменти, у значній мірі піддаються корозії, у результаті чого знижується несуча здатність кріплення. Визначення закономірностей формування ділянок з максимальними моментами на епюрі згинаючих моментів кріплення є необхідною умовою розробки комплексу

заходів для підвищення тривалої несучої здатності металевого кріплення в шахтних умовах. Розрахунок параметрів металевого кріплення повинен виконуватись з урахуванням його взаємодії з навколишніми породами. На результати розрахунків істотно впливає правильність вибору характеру навантаження конструкції зовнішніми силами.

4.3.1. Аналітичні дослідження роботи аркового кріплення при зосередженому несиметричному навантаженні.

У результаті проведених аналітичних досліджень характеру формування силових факторів у профілі кріплення при різному ступені несиметричного навантаження була виконана оцінка ступеня небезпеки появи високих напружень у профілі кріплення, що визначають інтенсифікацію процесів корозії.

Стійкість протяжної виробки в конкретному її поперечному перерізі визначається співвідношенням між несучою здатністю кріплення і діючим навантаженням. Величина граничного максимального навантаження, що характеризує несучу здатність кріплення, може бути встановлена по формулі:

$$P_{\text{ПР}}(q_{\text{ПР}}) = \frac{R_T W}{R_0 f(\lambda_i, k, \theta, \varphi_{\text{max}})}, \quad (4.2)$$

де R_T – границя текучості (міцності) матеріалу кріплення; W – момент опору поперечного перерізу профілю кріплення; R_0 – напівпроліт виробки; $f(\lambda_i, K, \theta, \varphi_{\text{max}})$ – безрозмірний коефіцієнт, що враховує фактори: λ_i – співвідношення бічного і вертикального навантажень; θ – кут прикладання результуючого вектора зовнішнього навантаження; k – конструктивні особливості кріплення; φ_{max} – величина кута, при якому відзначене максимальне значення моменту.

На характер напружено-деформованого стану кріплення при впливі зосередженого несиметричного навантаження впливають як його геометричні характеристики, так і кут прикладання сили. Характер зміни розміру згинаючих моментів у залежності від кута прикладання навантаження принципово не відрізняється для кріплень з різним значенням k , змінюється лише розмір згинаючих моментів і положення ділянки з екстремальним згинаючим

моментом (рис. 4.10). Найбільший позитивний згинаючий момент зафіксований для кріплень з $k=0,35; 0,5; 0,65; 0,85; 1,05$ при впливі зосередженого навантаження P під кутом θ рівним відповідно 47, 31, 26, 22 і 19° (рис. 4.11). Вплив позитивних і негативних згинаючих моментів на напружений стан кріплення визначається параметром k (рис. 4.12).

Таким чином, кут прикладання зосередженого навантаження, що призводить до найбільшої деформації типового кріплення усередину виробки, знаходиться в параболічній залежності від конструктивного параметра кріплення k .

У випадку, коли позитивні моменти мають припустимі значення визначальними є негативні вигинаючі моменти, що перевищують величину позитивних при $\theta=72^\circ$. Для кріплень з $k=0,5$ і $0,65$ кут θ дорівнює відповідно 71 і 75°. Несуча здатність п'ятизвених конструкцій визначається величиною екстремальних позитивних моментів, для $k=0,85$ і $1,05$ при θ рівному відповідно 80...82.

4.3.2. Аналітичні дослідження роботи аркового кріплення при розподіленому несиметричному навантаженні.

При розгляді різних способів навантаження металевго аркового кріплення очевидним стає висновок, що несуча здатність кріплення знаходиться в прямій залежності від способу навантаження і конструктивних параметрів самого кріплення.

У випадку симетричного навантаження, що діє на кріплення, несуча здатність конструкції кріплення буде максимальною, тому що напруження рівномірно розподіляються по перетину кріплення. Вплив несиметричних зовнішніх сил викликає виникнення зон, що випробовують підвищені напруження, це, у свою чергу, призводить до зниження міцносних характеристик конструкції кріплення. Тому дослідження зміни внутрішніх напружень у металевому кріпленні при несиметричній схемі навантаження проводимо на основі порівняльної оцінки із симетричним навантаженням кріплення.

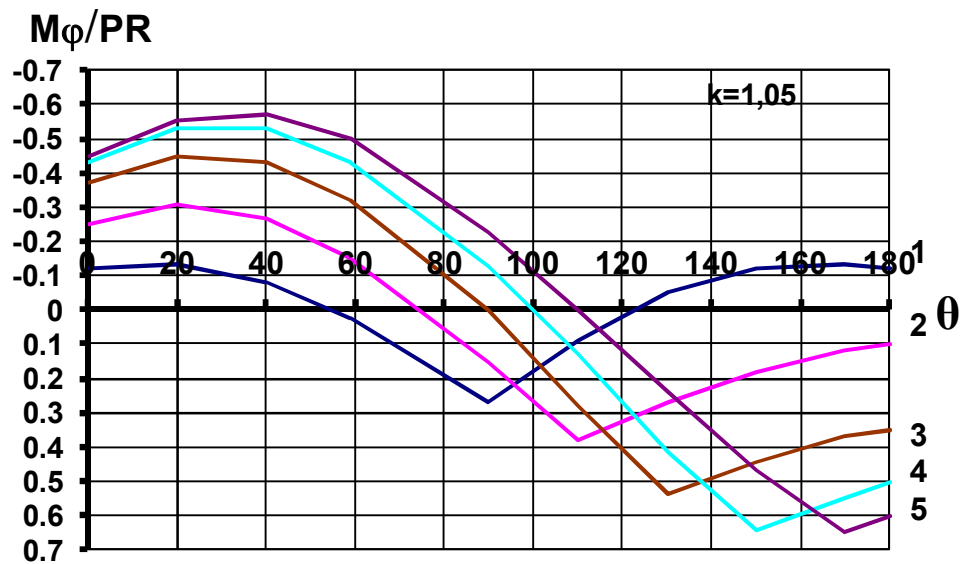
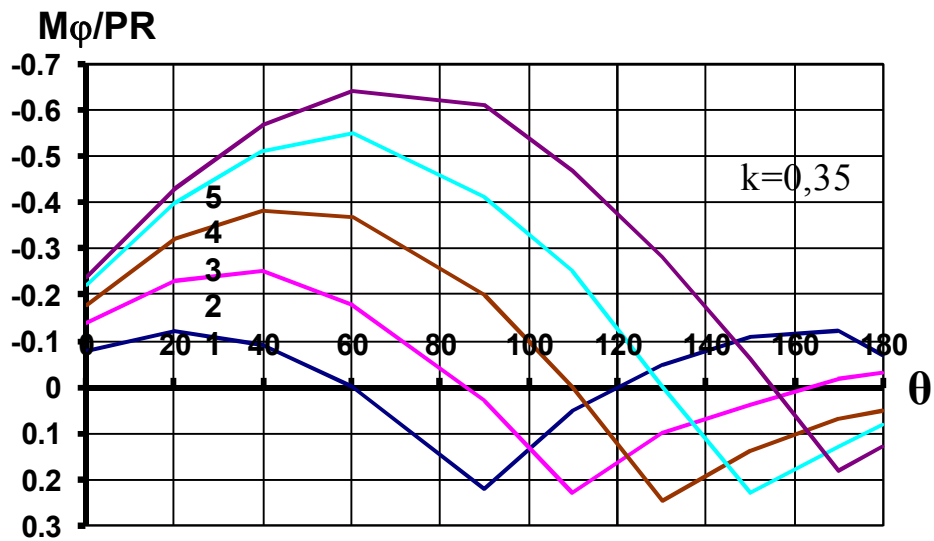


Рис. 4.10. Епюри згинаючих моментів, що діють у криволінійній частині арки в залежності від кута прикладання навантаження при значеннях конструктивного коефіцієнта $k=0,35$ і $1,05$:

1 – $\theta=90^\circ$; 2 – $\theta=70^\circ$; 3 – $\theta=50^\circ$; 4 – $\theta=30^\circ$; 5 – $\theta=10^\circ$

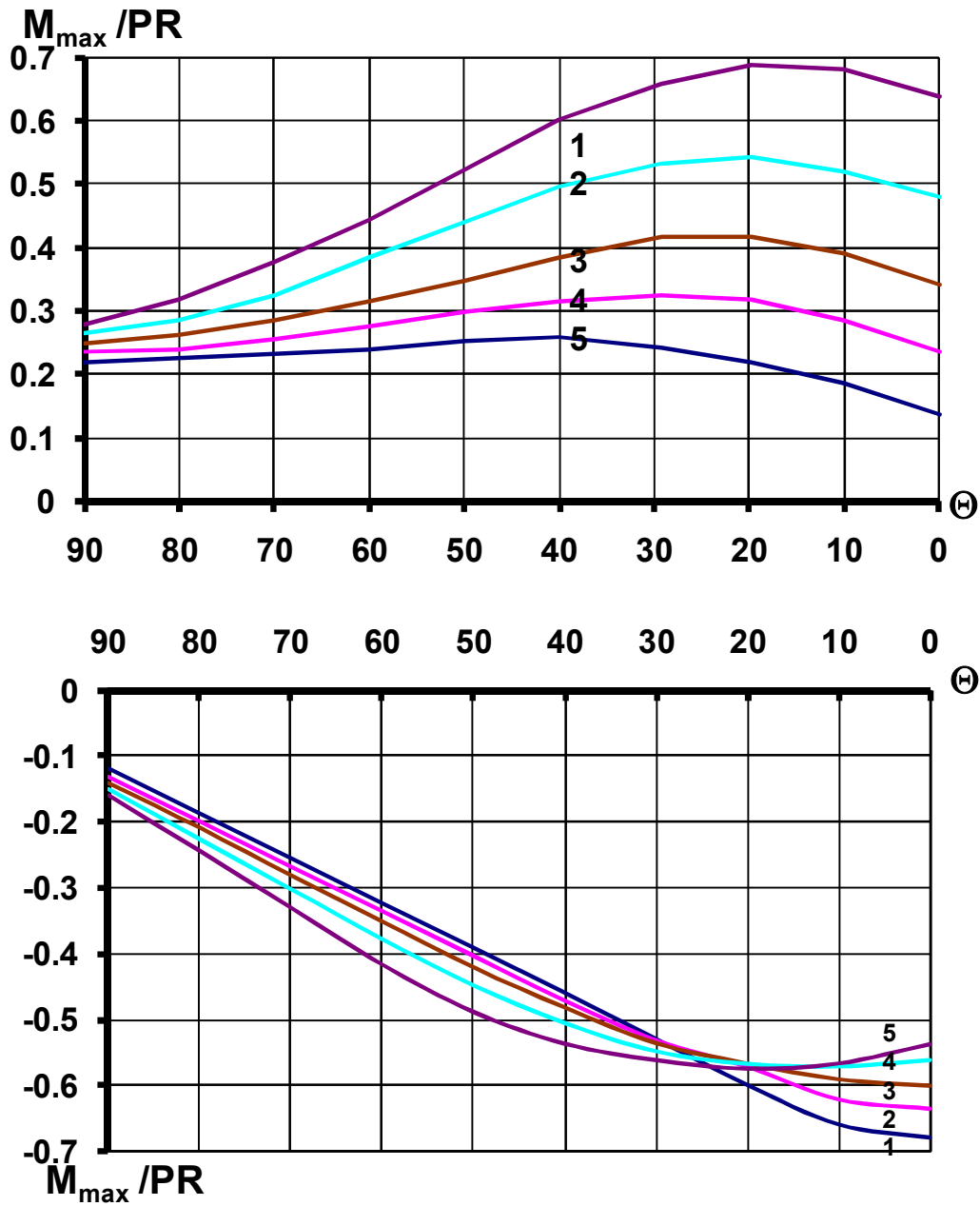


Рис. 4.11. Залежність екстремальних моментів від кута прикладання зосередженої сили P : 1 – $K=0,35$; 2 – $K=0,5$; 3 – $K=0,65$; 4 – $K=0,85$; 5 – $K=1,05$

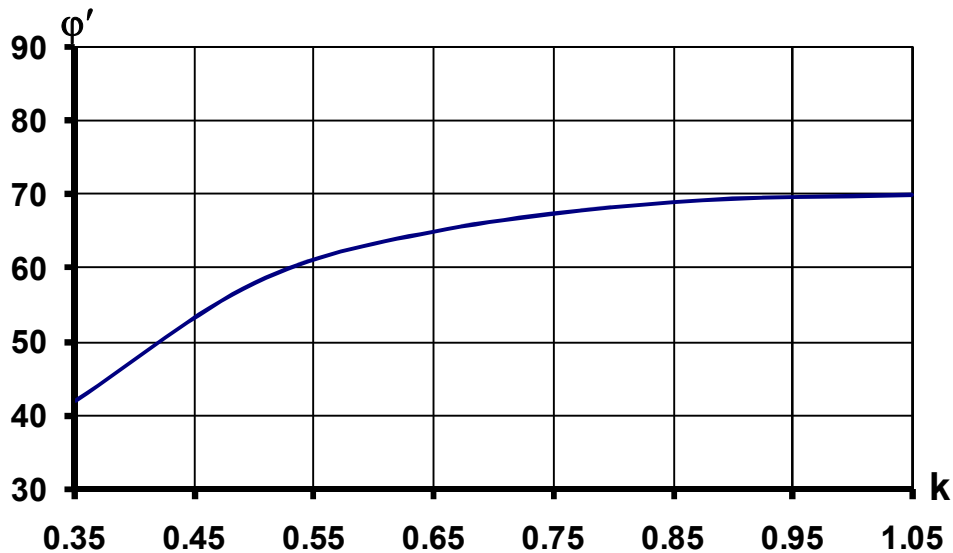


Рис. 4.12. Залежність кута прикладання зовнішнього зосередженого навантаження, що викликає найбільші згинальні моменти від конструктивного коефіцієнта k ($\varphi'=90^\circ - \theta$)

Основним внутрішнім силовим фактором, що визначає несучу здатність закріпленої рами, є, як було встановлено, екстремальна величина згинаючих моментів. З огляду на те, що розроблювальний спосіб захисту кріплення набризок бетоном покликаний знизити корозію і деформації профілю усередину виробки, викликані позитивними екстремальними моментами, аналіз НДС кріплення проведено з позицій ефективності зниження саме цих деформацій.

У випадку симетричної схеми навантаження ($\lambda_2=1$), у залежності від співвідношення вертикальних і бічних навантажень можливі різні конфігурації епюри згинаючих моментів з декількома екстремальними значеннями, один (чи два) з яких є максимальним.

Напружено-деформований стан масиву гірських порід протягом усього терміну експлуатації виробок змінюється. У результаті змінюється схема навантаження кріплення (величина напружень, співвідношення вертикального і бічного навантажень), і як наслідок змінюється епюра максимальних моментів. Розглянемо найбільш розповсюджені варіанти навантаження кріплення в залежності від співвідношення λ і конструктивного параметра k .

Схема 1 – переважає вертикальне навантаження ($\lambda_1 = 0,1$). У даному випадку епюра згинаючих моментів характеризується трьома максимальними значеннями: M_1 , M_2 і M_3 , що розташовуються відповідно $\varphi_1^I = 10 \dots 20^\circ$; $\varphi_2^I = 90^\circ$ і $\varphi_3^I = 160 \dots 170$ (рис. 4.13,а). Моменти M_1 і M_3 – негативні, рівні між собою і розташовуються симетрично на криволінійній частині арки. Для конструкцій кріплення з $k=0,35$ і $0,5$: $|M_2| \leq |M_{1,3}|$

Для конструкцій кріплення з $k=0,65 \dots 1,05$ (кріплення зі збільшеною довжиною стійок (п'ятиланкові кріплення)) величина моменту $M_2 > M_1$ і M_3 (див. рис. 4.13).

У випадку зміни коефіцієнта несиметрії λ_2 від 1 до 0,25 величина M_1 збільшується при порівнянні із симетричним навантаженням конструкції кріплення в 1,8...2 разу – для триланкових конструкцій кріплення, і в 2,7...3 разу – для п'ятиланкових. Зі збільшенням несиметрії відбувається перерозподіл внутрішніх напружень – момент M_1 здобуває значення, що впливає, на несучу здатність кріплення, а момент M_3 , у свою чергу значно знижується. При $\lambda_2=0,25$ положення M_1 характеризується кутом $\varphi_1^I = 18 \dots 25^\circ$. Зі зміною λ_2 від 1 до 0,25 величина екстремального значення моменту M_2 знижується. Положення максимального значення моменту M_2 на епюрі визначається кутом $\varphi_2^I = 90 \dots 100$ – для триланкових конструкцій кріплення, і $\varphi_2^I = 120 \dots 130$ – для п'ятиланкових.

Схема 2 – вертикальне навантаження переважає, однак порівнянне з бічним. При даній схемі на стійці кріплення з'являються додаткові екстремальні вигинаючі моменти. Зі збільшенням несиметрії і ростом бічних навантажень епюра моментів здобуває п'ять значень екстремальних згинаючих моментів - M_1 , M_2 , M_3 , M_4 , M_5 (рис. 4.14,а). Впливаючими в цьому разі є негативні моменти M_2 і M_4 . На епюрі для п'ятиланкових конструкцій кріплення через збільшення довжини стійок збільшуються позитивні моменти M_1 і M_5 , і приймають максимальні значення. Вплив позитивного моменту M_3 на зміну напруженого стану конструкції кріплення незначний.

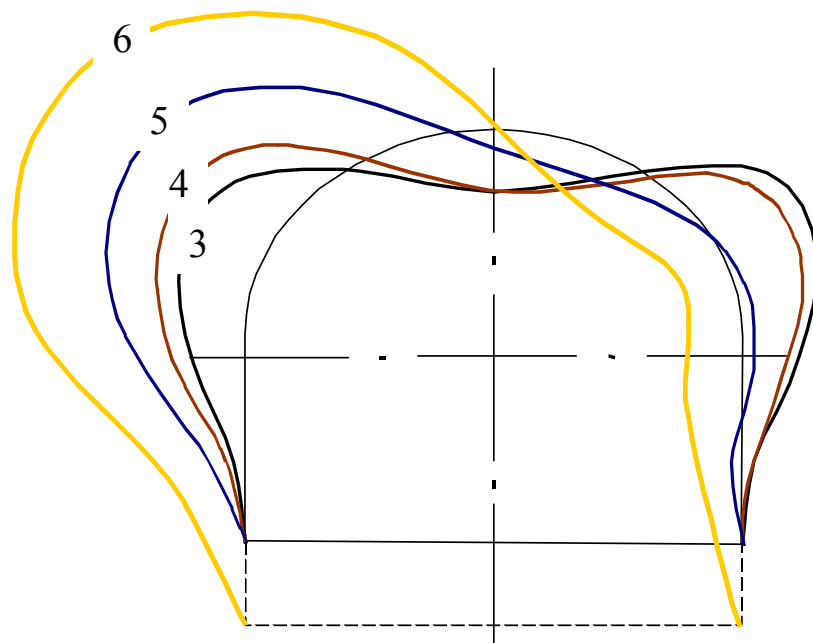
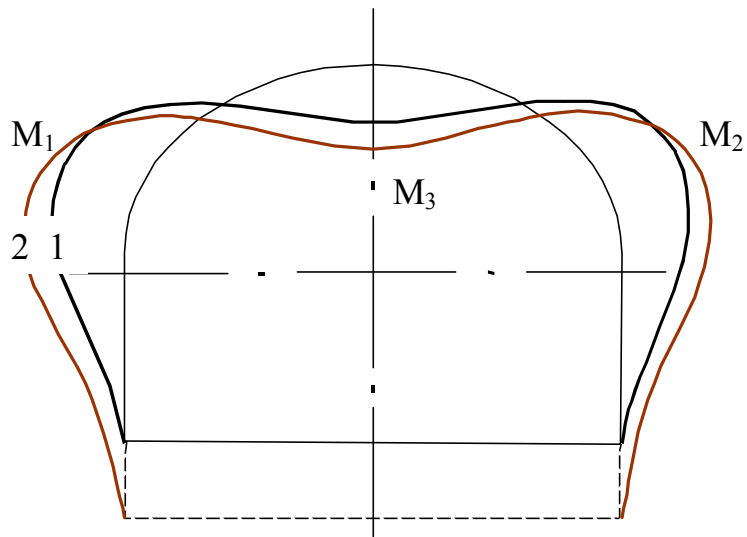


Рис. 4.13. Епюра згинаючих моментів аркового кріплення при $\lambda_1=0,1$ і

значеннях k і λ_2 відповідно:

1 – $k=0,65$ і $\lambda_2=1,0$;

2 – $k=1,05$ і $\lambda_2=1,0$;

3 – $k=0,65$ і $\lambda_2=0,75$;

4 – $k=0,65$ і $\lambda_2=0,5$;

5 – $k=0,65$ і $\lambda_2=0,25$;

6 – $k=1,05$ і $\lambda_2=0,25$

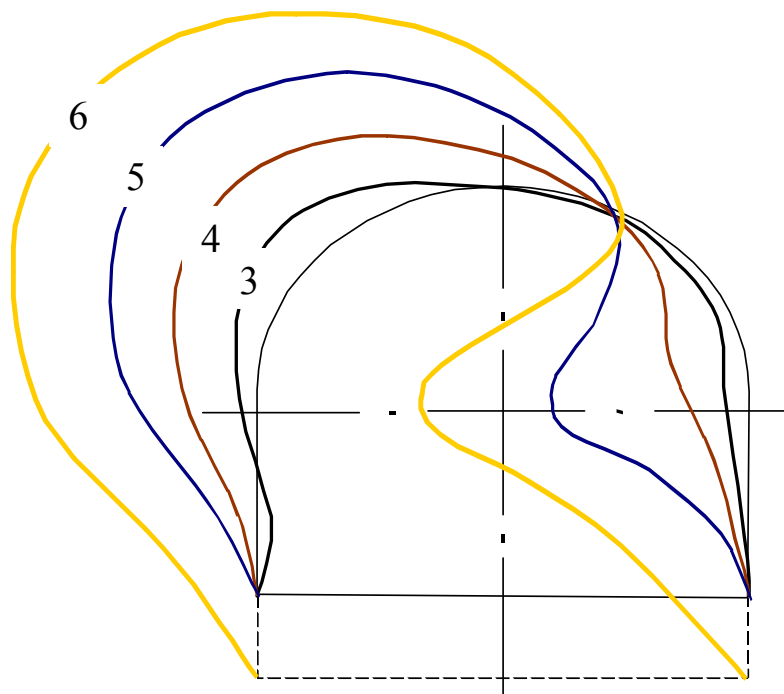
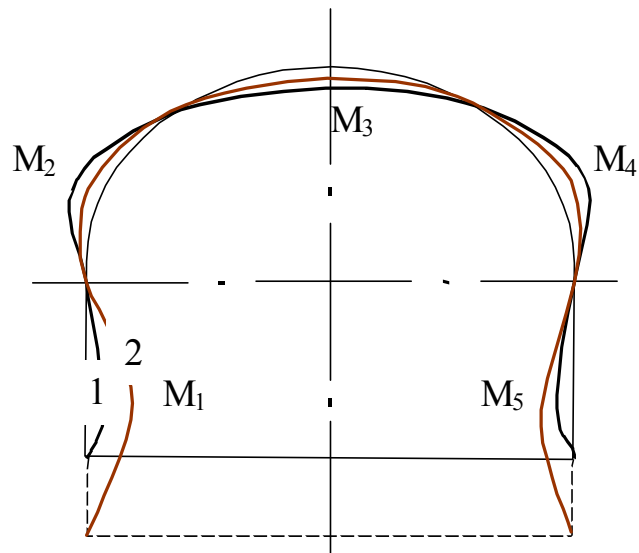


Рис. 4.14. Епюра згинаючих моментів аркового кріплення при $\lambda_1=0,5$ і

значеннях k і λ_2 відповідно:

1 – $k=0,65$ і $\lambda_2=1,0$;

2 – $k=1,05$ і $\lambda_2=1,0$;

3 – $k=0,65$ і $\lambda_2=0,75$;

4 – $k=0,65$ і $\lambda_2=0,5$;

5 – $k=0,65$ і $\lambda_2=0,25$;

6 – $k=1,05$ і $\lambda_2=0,25$

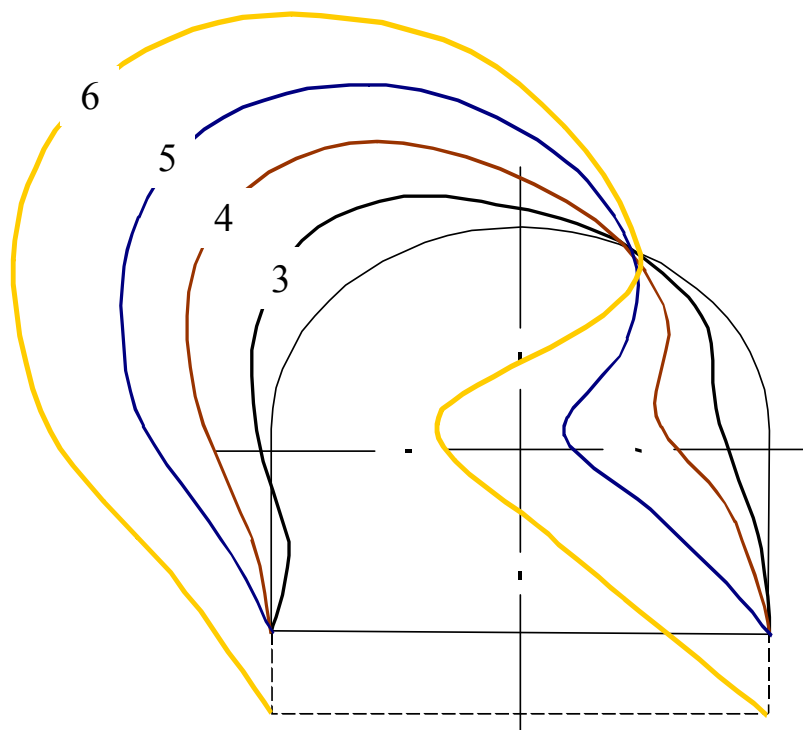
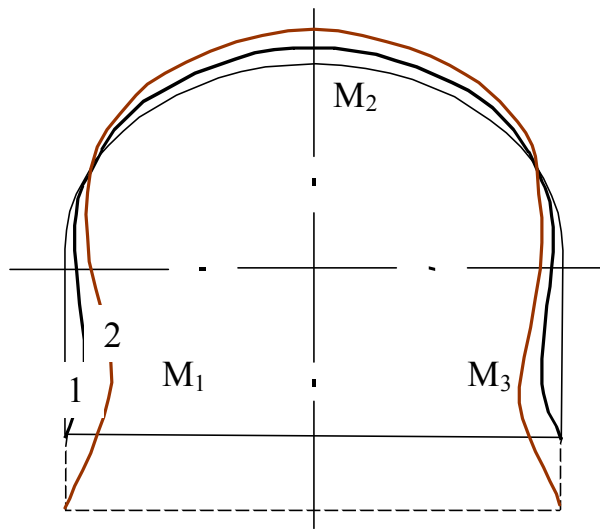


Рис. 4.15. Епюра згинаючих моментів аркового кріплення при $\lambda_1=1,0$ і

значеннях k і λ_2 відповідно:

1 – $k=0,65$ і $\lambda_2=1,0$;

2 – $k=1,05$ і $\lambda_2=1,0$;

3 – $k=0,65$ і $\lambda_2=0,75$;

4 – $k=0,65$ і $\lambda_2=0,5$;

5 – $k=0,65$ і $\lambda_2=0,25$;

6 – $k=1,05$ і $\lambda_2=0,25$

В результаті дії на металеве аркове кріплення несиметричного навантаження відбувається збільшення негативного моменту M_2 і позитивного M_5 , а також значне зниження моментів M_1, M_3, M_4 (рис. 4.14,б). Вплив моментів M_2 і M_5 ($M_2 \gg M_5$) на несучу здатність кріплення є найбільшим. При усезростаючому впливі бічних навантажень і збільшенні несиметрії зовнішнього навантаження (зміні коефіцієнта несиметрії λ_2 від 0,75 до 0,25), моменти M_2 і M_5 ростуть за абсолютним значенням.

Максимальне значення моменту M_2 спостерігається при $\varphi_2^{II}=20...40^\circ$ (при $\lambda_2=0,25$ $\varphi_2^{II}=30...40^\circ$), а моменту M_5 – на ділянці переходу прямолінійної частини стійки в криволінійну: $\varphi_5^{II}=160...170^\circ$ – для триланкових конструкцій кріплення ($k=0,35...0,65$); $\varphi_5^{II}=170...180^\circ$ – для п'ятиланкових ($k=0,85...1,05$)

Ріст позитивного моменту M_5 у 2...5 раз (для триланкових конструкцій кріплень), і в 12...18 раз (для п'ятиланкових) спостерігається при зміні коефіцієнта несиметрії λ від 1 до 0,5. Величина моменту M_2 відповідно збільшується в 4...7 раз і 10...14 раз. При подальшому збільшенні ступеня несиметрії значення згинаючих моментів відповідно зростають.

Схема 3 – бічне навантаження дорівнює вертикальному, або переважає ($\lambda_2=1; 2$). Як і в схемі 1 еюра має три максимальних значення моментів: M_1, M_2 і M_3 . Моменти M_1 і M_3 – позитивні, а M_2 – негативний. У результаті дії несиметричного навантаження ростуть моменти M_3 і M_2 , і зменшується момент M_1 . Визначальними моментами є M_3 і M_2 . Момент M_2 розташовується на круговій частині арки при $\lambda_2=0,75...0,25$ і $\varphi_2^{III}=40...75$. У залежності від k момент M_3 має координату $\varphi_3^{III}=160...175$ при $k=0,35...0,65$ (триланкові конструкції кріплення), і $\varphi_3^{III}=170...179$ при $k=0,85...1,05$ (п'ятиланкові).

Для аналізу впливу характеру навантаження (розподілене, зосереджене навантаження) відзначимо найбільш несприятливі сполучення показників діючих навантажень:

– дія сили P під кутом до горизонталі, рівним $47; 31; 26; 22$ і 19° при схемі навантаження зосередженим навантаженням;

– у випадку навантаження розподіленим несиметричним навантаженням

– при коефіцієнті несиметричності горизонтальних навантажень $\lambda_2=0,25$.

З огляду на специфіку розрахунків, результати досліджень, проведених для випадку навантаження арки розподіленим навантаженням $\left(\frac{M_\varphi}{qR^2}\right)$, а також

зосередженою силою $\left(\frac{M_\varphi}{PR}\right)$, після перетворення зводимо в єдиний графік для порівняння.

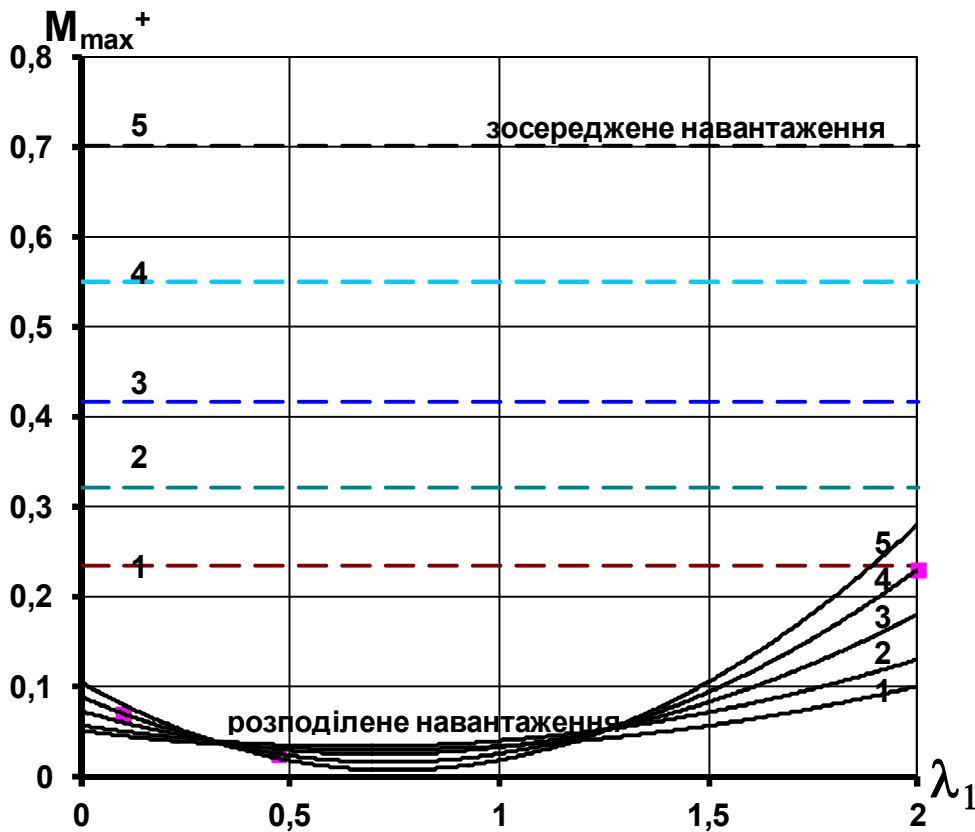


Рис. 4.16. Порівняльна епюра згинаючих моментів, що виникають в арковому кріпленні при дії зосередженого і розподіленого навантажень

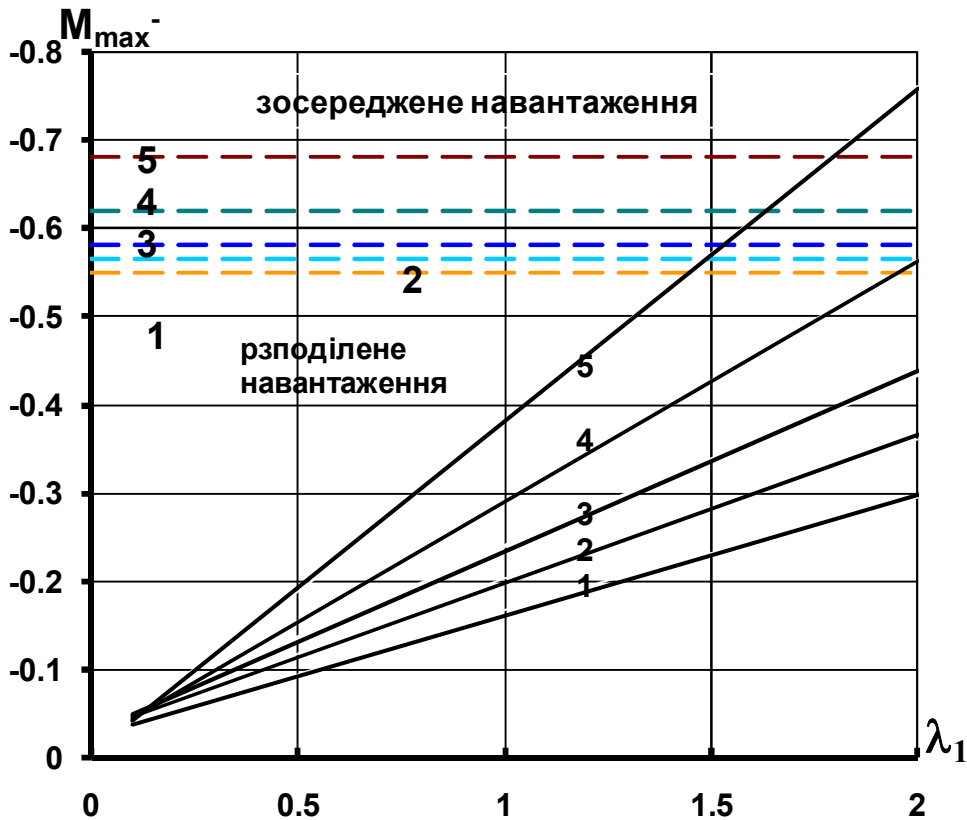


Рис. 4.17. Порівняльна еюра негативних згинаючих моментів, що виникають в арковому кріпленні при дії зосередженого і розподіленого навантажень

При цьому приймаємо $q=P=1$, $R=2\text{м}$ (середнє значення радіуса криволінійної частини арки). У підсумку одержуємо епюру з максимальними значеннями діючих моментів у залежності від характеру навантаження (рис. 4.15).

Результати проведених аналітичних досліджень дозволяють зробити наступні висновки:

Найбільшу несучу здатність металеве аркове кріплення має при дії рівномірно-розподілених сил, з переважним вертикальним навантаженням. Зі збільшенням ступеня несиметрії прикладених сил у випадку з перевагою бокових навантажень (з однієї зі сторін) спостерігається значне зниження несучої здатності кріплення, що характеризується асиметрією епюри максимальних моментів. На ділянках з найбільшим значенням максимальних

моментів процеси корозії протікають значно швидше, таким чином, прискорюючи зниження несучої здатності металевого кріплення.

4.3.3. Підвищення стійкості аркового кріплення при зосередженому і розподіленому навантаженні. Застосування способу підвищення стійкості кріплення СВП на основі використання набризкбетону.

На основі проведених аналітичних досліджень, а також використовуючи багаторічний досвід кріплення виробок можна зробити наступні висновки: максимальні моменти, що виникають у профілі і викликають значні деформації кріплення при експлуатації в шахтних умовах є результатом взаємодії системи «кріплення-масив» з переважним значенням діючих навантажень з боку масиву гірських порід. Виникаючі навантаження є результатом розшарування приконтурного масиву гірських порід і в умовах значної фільтрації шахтних вод, з набряканням порід це положення ускладнюється.

Граничні значення моментів, що виникають у профілі кріплення, носять локальний характер, викликаючи деформацію окремих ділянок кріплення. На невеликих ділянках кріплення розвиваються значні за розміром напруження, у той час, як інша частина конструкції, випробовуючи менші напруження, залишається «недовантаженою». У той же час дренуюча з масиву вода інтенсифікує процеси корозії особливо на ділянках металевого кріплення, що випробують максимальні вигинаючі моменти. Для забезпечення включення в роботу всієї конструкції кріплення й обмеженню доступу у виробку зовнішніх водопритоків доцільно до робіт із захисту металевого кріплення від корозії включити тампонажні роботи. У результаті виконання робіт з тампонажу закріпного простору епюра максимальних моментів буде вирівнюватися. Відбувається перерозподіл напружень у перетині кріплення, за рахунок включення в роботу породонесучої оболонки. Таким чином, розроблювальні способи підвищення стійкості кріплення шляхом захисту її від корозії повинні також забезпечити зниження максимальних згинаючих моментів за рахунок використання конструкційних властивостей набризкбетону. Ефективність

способу посилення кріплення і витрати на нього повинні відповідати ступеню капітальності виробки.

Заходи, спрямовані на підвищення тривалої несучої здатності кріплення включають: забезпечення надійного контакту на границі «кріплення-масив», що викликає зниження екстремальних значень моментів, що діють на кріплення. У випадку досягнення більш щільного контакту кріплення з породами, за умови якісної забутовки, навантаження, що передається на кріплення, носить більш рівномірний характер, а епюра моментів має менші значення екстремумів. Зважаючи на те, що при водонасиченні всі основні вуглевмісні породи в 1,5...3 рази знижують свої міцносні властивості, застосування заходів, спрямованих на зниження водопритоку у виробку істотно вплине на стійкість гірничих виробок. За рахунок чого знизиться водонасиченість гірських порід у приконтурній частині виробки, і, як наслідок, знизиться навантаження з боку тріщинуватих порід.

У залежності від характеру навантаження рекомендується варіювати товщину набризкбетонного покриття (1...5 см), у залежності від величини моментів, що діють на кожній ділянці кріплення, зі збільшенням товщини покриття на ділянках найбільших деформацій кріплення.

4.3.4. Аналітичні дослідження зміни несучої здатності профілів СВП в залежності від корозійного зносу.

Протягом терміну експлуатації металеве кріплення піддається впливу агресивних шахтних вод і, як результат, змінюється несуча здатність кріплення, що характеризується моментом опору W_x (рис. 4.18). Таким чином, момент опору W є функцією від корозії K : $W=f(K)$.

У різних гірничо-геологічних умовах металеве кріплення кородує з різною швидкістю, а значить і несуча здатність кріплення знаходиться в залежності від швидкості корозії. Для визначення залежностей зміни несучої здатності кріплення при різній швидкості корозії протягом терміну експлуатації

кріплення створена математична модель. Загальний вид серійно використовуваного профілю кріплення представлений на рис. 4.18.

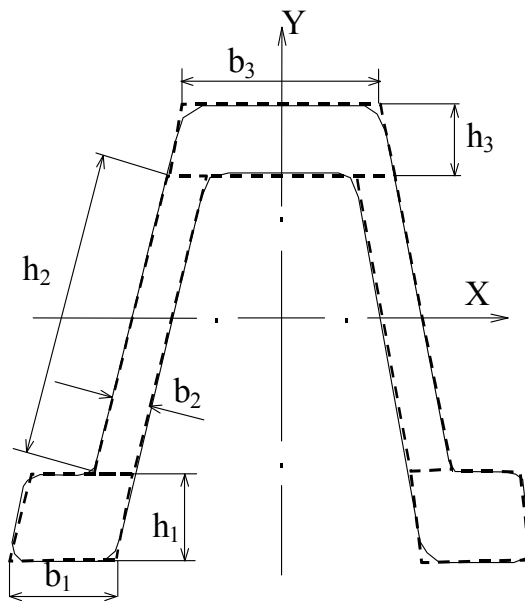


Рис. 4.18. Розрахункова схема поперечного перерізу профілю СВП

Для розрахунку загального моменту опору W поперечний переріз профілю СВП було розділено на прості фігури і визначався момент інерції J кожної фігури.

З огляду на, що в процесі експлуатації, у результаті дії корозії на металеве кріплення, змінюються геометричні характеристики поперечного перерізу профілю СВП підсумкова формула прийняла вигляд:

$$J = \frac{(b - \kappa)(h - \kappa)^3}{12},$$

де J – осьовий момент інерції при розрахунку фланців і основи, κ – корозійний знос.

$$J = \frac{(b - \kappa)h^3}{12},$$

де J – осьовий момент інерції при розрахунку бічних похилих стійок.

У підсумку визначення моменту опору W профілю СВП при корозійному зносі κ виконувалось по формулі: $W = J_{ЗАГ} / (y_{\max} - \kappa)$.

Розрахунок проводився для випадку дії рівномірної корозії по всій поверхні перетину профілю СВП, за рахунок чого досягається універсальність

при визначенні втрати несучої здатності. Розрахунок виконаний для СВП профілів, що одержали найбільше поширення при кріпленні гірничих виробок. На підставі отриманих результатів побудовані рис. 4.19, 4.20.

З представлених графіків отримані залежності зміни несучої здатності профілів СВП від корозійного зносу.

$$\text{Для профілю СВП 22: } W = W_0(0,357\kappa^2 - 1,15\kappa + 1)$$

$$\text{Для профілю СВП 27: } W = W_0(0,42\kappa^2 - 1,29\kappa + 1)$$

$$\text{Для профілю СВП 33: } W = W_0(0,5\kappa^2 - 1,44\kappa + 1), \quad (4.3)$$

де W_0 – первісна несуча здатність профілю СВП ($W_0=99 \text{ см}^3$ (СВП 22); $W_0=137 \text{ см}^3$ (СВП 27); $W_0=190 \text{ см}^3$ (СВП 33)), κ – корозійний знос, см.

Корозія шахтної кріплення, як правило, носить нерівномірний характер і змінюється в залежності від умов експлуатації. Таким чином, несуча здатність профілю кріплення змінюється в залежності від характерної для даних умов швидкості корозії. Для розрахунків приймаємо швидкість корозії постійною протягом усього терміну служби кріплення. На рис. 4.21 представлені залежності зміни несучої здатності профілю СВП від швидкості корозії протягом терміну експлуатації кріплення, отримані на основі обчислень.

Численні спостереження, проведені на шахтах ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ», а також ПАТ «ДТЕК ПАВЛОГРАДВУГІЛЛЯ» показали, що швидкість корозії металевого кріплення протягом терміну її експлуатації постійно змінюється, що пояснюється зміною зовнішніх умов експлуатації самого кріплення. Зважаючи на те, що корозія K є функцією від часу T , можна визначити залежність $W(T)$. Для умов шахт ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ», ПАТ «ДТЕК ПАВЛОГРАДВУГІЛЛЯ» (рис. 4.22, 4.23) визначені залежності $W=f(T)$ (табл. 4.2). На основі рис. 4.22 і 4.23 побудований рис. 4.24.

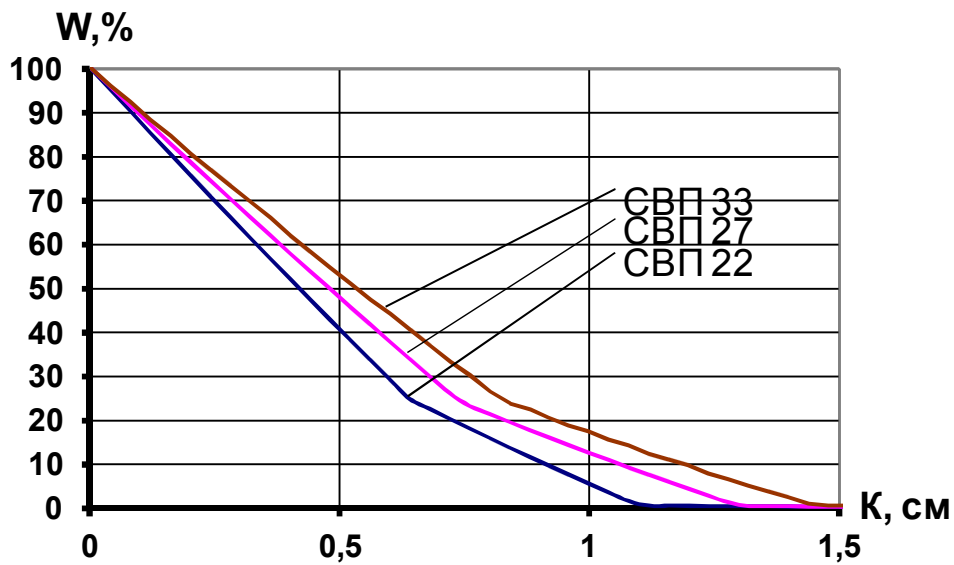


Рис. 4.19. Зміна несучої здатності СВП профілів металевого аркового кріплення в залежності від корозійного зносу

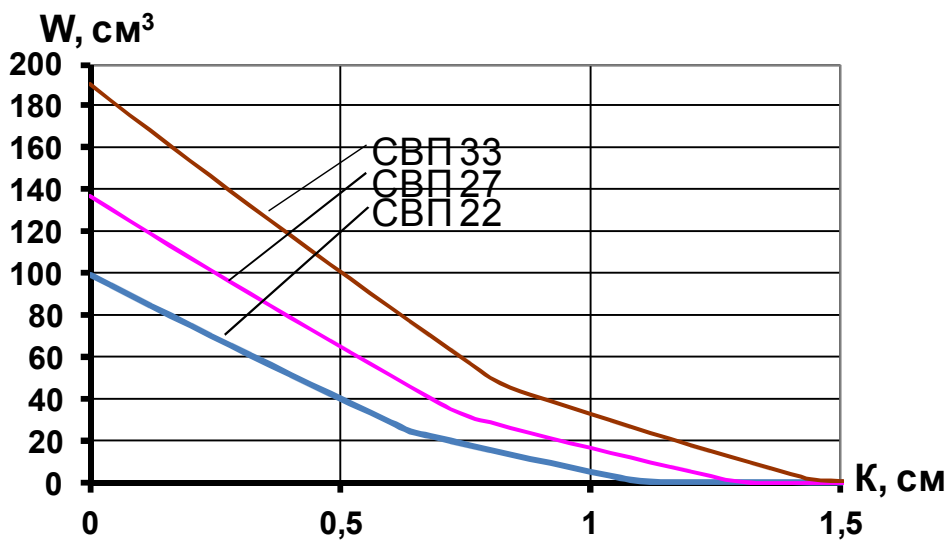


Рис. 4.20. Порівняльний аналіз зміни несучої здатності СВП профілів в залежності від корозії

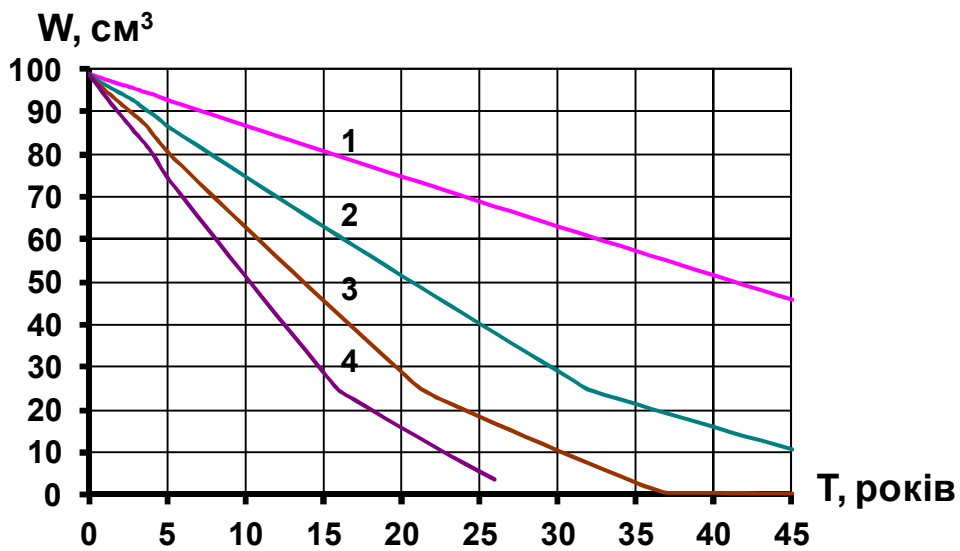


Рис. 4.21. Залежність зміни несучої здатності СВП профілю від швидкості корозії протягом терміну експлуатації кріплення:

- 1 – $K=0,1$ мм/рік,
- 2 – $K=0,2$ мм/рік,
- 3 – $K=0,3$ мм/рік,
- 4 – $K=0,4$ мм/рік

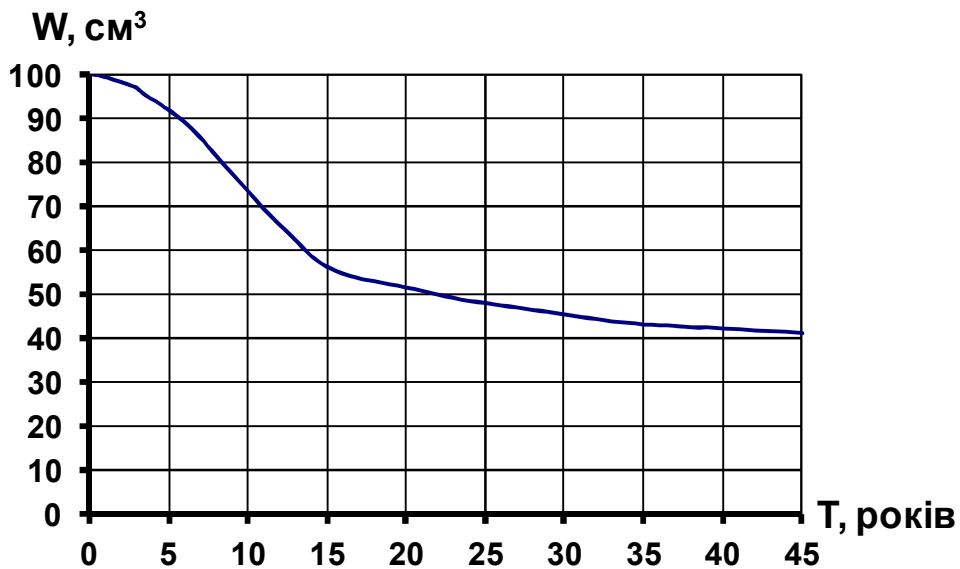


Рис. 4.22. Залежність зміни несучої здатності СВП профілю від часу експлуатації кріплення в умовах шахти «Алмазна» ВАТ «ДТЕК Добропіллявугілля».

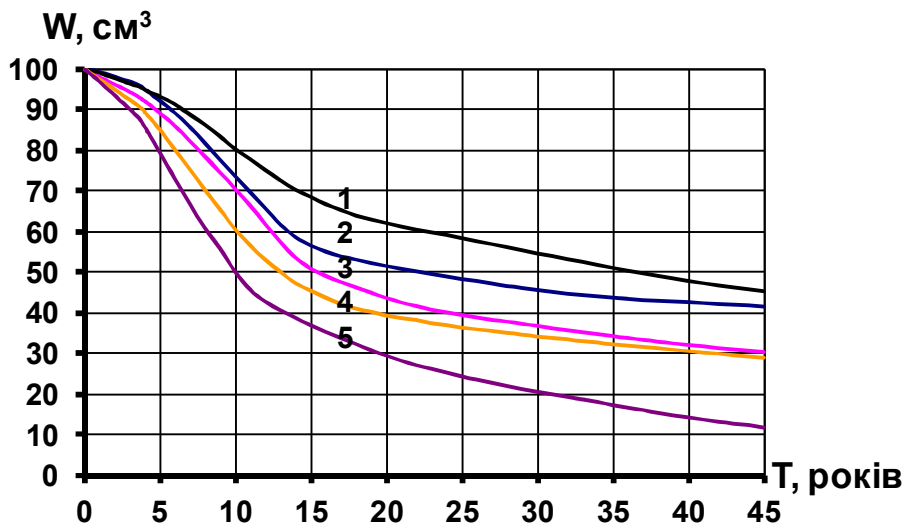


Рис. 4.23. Зміна несучої здатності профілю СВП для умов шахт:

- 1 – ім. Сташкова,
- 2 – «Алмазна»,
- 3 – ім. Героїв Космосу,
- 4 – «Благодатна»,
- 5 – «Західно-Донбаська»

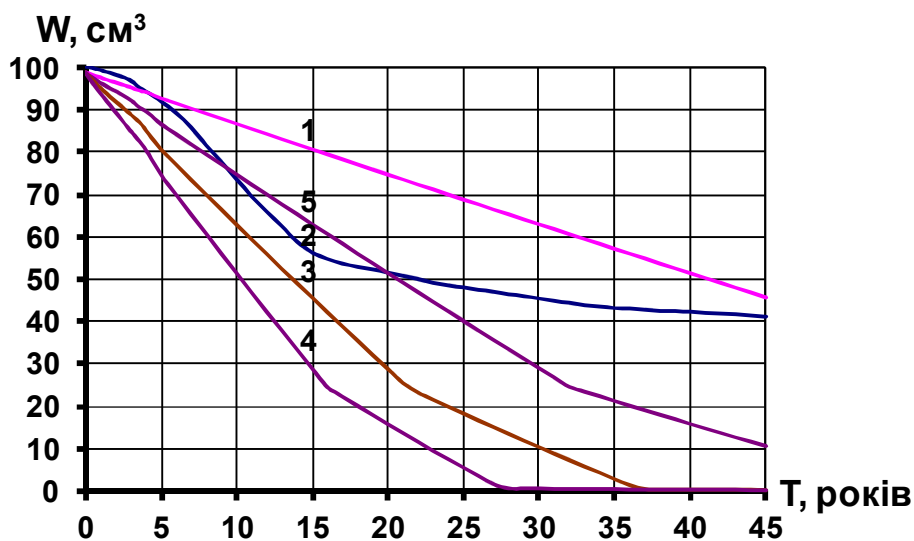


Рис. 4.24. Порівняльний аналіз зміни несучої здатності СВП профілю від терміну експлуатації в умовах різної швидкості корозії

- 1 – $\kappa=0,1$ мм/рік,
- 2 – $\kappa=0,2$ мм/рік,
- 3 – $\kappa=0,3$ мм/рік,
- 4 – $\kappa=0,4$ мм/рік,
- 5 – Корозія металу в шахтних умовах

Залежності зміни несучої здатності від терміну експлуатації

| | |
|---------------------------|--|
| Шахта ім. Сташкова | $W(T) = -0,0004 \cdot \tau^3 + 0,057 \cdot \tau^2 - 3,01 \cdot \tau + W_0$ |
| Шахта «Алмазна» | $W(T) = -0,0008 \cdot \tau^3 + 0,103 \cdot \tau^2 - 4,5 \cdot \tau + W_0$ |
| Шахта ім. Героїв Космосу | $W(T) = -0,0008 \cdot \tau^3 + 0,108 \cdot \tau^2 - 4,89 \cdot \tau + W_0$ |
| Шахта «Благодатна» | $W(T) = -0,001 \cdot \tau^3 + 0,167 \cdot \tau^2 - 5,99 \cdot \tau + W_0$ |
| Шахта «Західно-Донбаська» | $W(T) = -0,002 \cdot \tau^3 + 0,199 \cdot \tau^2 - 6,96 \cdot \tau + W_0$ |

На підставі отриманих результатів можна зробити висновок, що умови експлуатації в початковий період впливають на процес корозії, чим мінералізація вод, знижуючи потім ступінь свого впливу (рис. 4.23).

При накладенні двох графіків (рис. 4.22 і рис. 4.23) поряд зі зміною W_x профілю СВП протягом терміну експлуатації кріплення можна спостерігати динаміку зміни швидкості корозії самого кріплення (рис. 4.24). Представлено графічну залежність $W=f(T, K)$. Таким чином отримані наступні результати:

Несуча здатність профілю СВП знаходиться у функціональній залежності від корозійного зносу. Швидкість корозії визначається умовами експлуатації і змінюється в часі. Ці результати дозволили зробити твердження: несуча здатність профілю СВП протягом терміну експлуатації знаходиться в нелінійній залежності від корозійного зносу і часу експлуатації кріплення, і визначається поліномом третього ступеня, що дозволяє визначати несучу здатність профілю в залежності від терміну експлуатації чи корозійного зносу.

При швидкості корозії 0,1 мм/рік зміна моменту опору W у залежності від фактору часу носить лінійну залежність. Зі збільшенням швидкості корозії від 0,1 до 0,2 мм/рік несуча здатність СВП профілю знижується більш ніж у 2 рази протягом терміну його служби.

На основі рисунку 4.24 впливає, що при експлуатації металевго кріплення протягом 20...25 років у залежності від умов експлуатації (при постійній швидкості корозії протягом усього терміну) металеве кріплення втрачає несучу здатність відповідно: 25...30% при $K=0,1$ мм/рік; 48...60% при

$K=0,2$ мм/рік; 70...82% при $K=0,3$ мм/рік і до 85...95% при $K=0,4$ мм/рік. У реальних умовах експлуатації кріплення (для шахт ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ») зі швидкістю корозії, що змінюється протягом усього терміну служби кріплення, несуча здатність профілю СВП при роботі кріплення протягом 20...25 років знизиться на 47...53%.

Швидкість корозії в умовах шахт ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ» змінюється від 0,05...0,065 мм/рік протягом перших 3-х років до 0,25 мм/рік до 15 років експлуатації кріплення і потім протягом наступних 30 років знижується до значення $K=0,12$ мм/рік. Збільшення швидкості корозії протягом перших 10...15 років викликає різке зниження несучої здатності профілю кріплення. Це продиктовано змінами, що протікають в умовах експлуатації (умови аерації, водоприток, зміст солей у шахтних водах). Таким чином, забезпечення надійного захисту металевого кріплення буде запобігати різкому падінню несучої здатності СВП кріплення.

У результаті проведених досліджень визначені кутові координати максимальних моментів, що впливають на несучу здатність кріплення, на підставі чого запропонований диференційований підхід у використанні набризкбетону як захисту металевого кріплення від корозії з урахуванням дії максимальних згинаючих моментів.

Отримано аналітичну залежність зміни несучої здатності СВП профілів від корозійного зносу, а також від терміну експлуатації кріплення (при постійній швидкості корозії), що дозволить визначати несучу здатність профілю кріплення, по будь-якому з відомих факторів (тривалість експлуатації кріплення, корозійний знос).

Отримана математична модель зміни несучої здатності кріплення протягом терміну експлуатації для умов шахт ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ», ПАТ «ДТЕК ПАВЛОГРАДВУГІЛЛЯ». Отримані графіки призначені для визначення фактичної несучої здатності кріплення, що експлуатується а також виконання прогнозу терміну служби кріплення в залежності від тривалості експлуатації.

4.4. Розробка ефективних складів і технології нанесення набризкбетонів на основі місцевих матеріалів для захисту кріплення від корозії

У попередньому підрозділі розглянуті розрахунки напружено-деформованого стану металевого аркового кріплення в залежності від характеру діючого навантаження, а також розрахунки зміни несучої здатності СВП профілю металевого кріплення, що працює в умовах мінералізованих шахтних вод, що визначають інтенсифікацію процесів корозії. При розробці способу необхідною умовою було визначення раціональних параметрів експериментальних сумішей на основі набризкбетону з використанням золи виносу як заміну частини цементу для підвищення тривалої несучої здатності металевого кріплення капітальних виробок, що споруджуються в умовах з агресивними шахтними водами.

Зола виносу в основному складається з вільних і зв'язаних у хімічні сполучення оксидів кремнію й алюмінію і представляє кремнеземно-глиноземистий продукт із підвищеним змістом склоподібної фази і малою кількістю кристалічних елементів.

Використання цього дешевого місцевого матеріалу в будівництві підприємств у вугільній промисловості значно відстає від використання в інших галузях, хоча специфічні умови одержання змішаного в'язучого дозволяють замінити значну частину цементу.

Задача даної роботи зводилася до того, щоб для захисту металокріплення від корозії розробити ефективні розчини на основі місцевих матеріалів. Необхідність виконання цих досліджень продиктована не тільки дефіцитністю і дорожнечою основних будівельних матеріалів, що використані при готуванні розчинів, але і гарними антикорозійними властивостями матеріалів, що представляють собою відходи коксохімічних виробництв, ТЕС. Однією з основних вимог, пропонованих для полегшених, шахтних конструкцій, є одержання необхідних проектних міцностей. Фізико-механічні властивості відходів теплоелектростанцій, що представляють собою золи виносу,

дозволяють одержати для шахтних умов бетони досить високої міцності поряд зі значною корозійною стійкістю. У зв'язку з цим, для одержання ефективних складів бетонних сумішей були проведені робота з підбору складів бетонних сумішей на зольних заповнювачах.

Велике значення в дослідженні ефективних складів набризкбетонних сумішей має застосування відходів енергетичної промисловості, а саме, використання зол і шлаків теплових електростанцій.

В'яжуче – сульфатостійкий цемент марки 400. Як мінеральну добавку використана зола виносу з розміром зерен до 1,25 мм, заповнювач – кварцовий пісок середньої крупності.

Підбор складів здійснювався в наступній послідовності:

- призначалася витрата в'яжучого для спробних замісів;
- визначалося співвідношення для заповнювачів;
- вибирався оптимальний водозміст (В/Ц).

По кожному дослідженому складу виконувалось визначення корозійної стійкості покриття, наростання міцності на стиск, об'ємної ваги замішеної суміші, величини пластичності, коефіцієнта виходу бетону.

Основним критерієм підбору раціональних складів на зольних заповнювачах було одержання необхідних захисних корозійних властивостей зі збереженням проектних марочних міцностей у межах 10...15 МПа в лабораторних умовах (табл. 4.3, рис. 4.25), приймаючи до уваги можливе збільшення міцності за рахунок дії «ефекту ущільнення» при нанесенні суміші методом «набризку».

У лабораторних дослідженнях з підбору складів суміші для набризкбетонних покриттів застосовувалися наступні матеріали: сульфатостійкий цемент М 400, зола виносу Кураховської ТЕС, пісок Краснолиманського кар'єру. Під час досліджень було випробувано 5 складів сумішей. По кожному складу випробувано 24 зразка, усього випробувано 120 зразків. Середнє значення міцності визначалося зі значень 3 зразків.

Дані досліджень цементно-піщаних розчинів з додаванням золи виносу

| Склад за вагою (цемент + зола виносу): пісок | Вік, діб | Середнє значення міцності на стиск, МПа |
|---|-------------|--|
| (0,9+0,1):3 | 3 | 6,0 |
| | 7 | 7,0 |
| | 14 | 11,0 |
| | 28 | 13,0 |
| (0,8+0,2):3 | 3 | 3,6 |
| | 7 | 5,5 |
| | 14 | 9,0 |
| | 28 | 10,0 |
| (0,7+0,3):3 | 3 | 2,6 |
| | 7 | 4,0 |
| | 14 | 7,2 |
| | 28 | 11,5 |
| (0,6+0,4):3 | 3 | 2,4 |
| | 7 | 3,6 |
| | 14 | 5,3 |
| | 28 | 6,2 |
| (0,5+0,5):3 | 3 | 1,3 |
| | 7 | 2,6 |
| | 14 | 4,7 |
| | 28 | 5,6 |

У результаті проведених лабораторних досліджень визначені 3 склади (із заміною 10, 30 і 50% цементу золою виносу), що за своїми фізико-механічними параметрами взяті за основу при проведенні досліджень по визначенню антикорозійних властивостей складів (див. табл. 4.3, рис. 4.25).

Оптимальна величина водоцементного відношення для набризкбетонних сумішей на зольних заповнювачах знаходиться в межах В/Ц=0,55...0,7, при витраті в'язучого на 1 м³ набризкбетонної суміші 300...350кг.

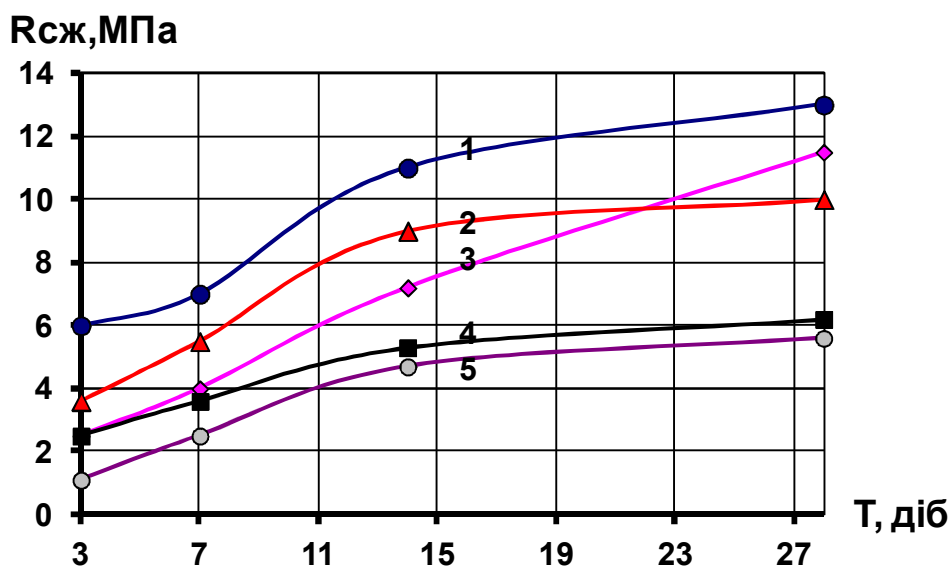


Рис. 4.25. Наростання міцності набризкбетонних сумішей з різним вмістом вихідних компонентів (цементу і золи виносу): 1 – (0,9+0,1); 2 – (0,8+0,2); 3 – (0,7+0,3); 4 – (0,6+0,4); 5 – (0,5+0,5)

Корозійна стійкість покриття визначалася в результаті прискорених корозійних досліджень по визначенню зміни маси металевих зразків із різними захисними покриттями до і після досліджень, шляхом вимірювання ваги зразків після видалення захисного покриття.

Для того, щоб визначити захисні властивості різних складів і на основі проведеного аналізу рекомендувати найбільш придатний склад, були проведені порівняльні прискорені корозійні дослідження (ПКД) досліджуваних набризкбетонних сумішей. Для одержання надійних даних про процеси, що відбуваються в металі на границі «метал-бетон» протягом усього періоду проведення експерименту був використаний потенціостатичний спосіб.

4.4.1. Дослідження експериментальних покриттів на основі потенціостатичного методу.

Для досліджень використовувалися зразки із сталі марки Ст.5 товщиною 3 мм і розмірами 100×50мм. Зразки клали у форми, у які потім вводили досліджувані суміші. Протягом 3-х днів зразки зберігалися у формах, в умовах природної вологості при температурі $T=20^{\circ}\text{C}$. Бічні грані зразків, армованих

посередині металевими пластинами, ізолюються бітумом. Робочі поверхні не ізолювали і вони дорівнювали довжині металевих пластин. Один кут на кожному зразку зачищався до металевої поверхні для проведення вимірів. Готові зразки були занурені в скляні ємкості з 5% розчином Na_2SO_4 .

За зміною величини потенціалу покриття визначали на водонепроникність, тобто наскільки швидко вода проникає через бетонне тіло до поверхні металу, а також здатність самого покриття пасивувати металеву поверхню на початковому етапі розвитку процесів корозії.

Виміри вироблялися за допомогою потенціостата ПІ-50-1 з високоомним вольтметром. Спочатку визначали різницю потенціалів (т.зв. ЕДС): $E = \varphi_K - \varphi_A$, при відомому значенні $\varphi_{ХС} = +0,2\text{В}$, у результаті перетворення, одержуємо шукане значення потенціалу кожного зі зразків.

У процесі експерименту на корозійну стійкість досліджені захисні покриття товщиною 10 і 25 мм (рис. 4.26). На підставі даних, отриманих у результаті проведення вимірів з використанням потенціостата, побудовані залежності зміни потенціалів набризкбетонних покриттів з різним змістом вихідних компонентів (цементу і золи виносу) протягом періоду проведення прискорених корозійних досліджень (рис. 4.27, 4.28).

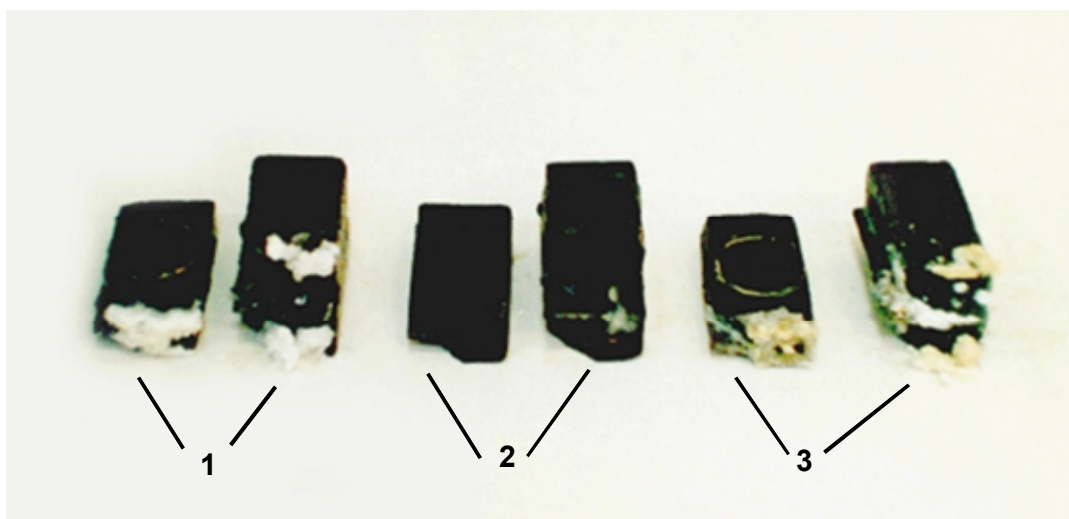


Рис. 4.26. Зразки з досліджуваними складами сумішей після проведених досліджень (ліворуч на право): 1 – склад (Цемент: Зола виносу: Пісок) = 0,9:0,1:3; 2 – склад 0,7:0,3:3; 3 – склад 0,5:0,5:3

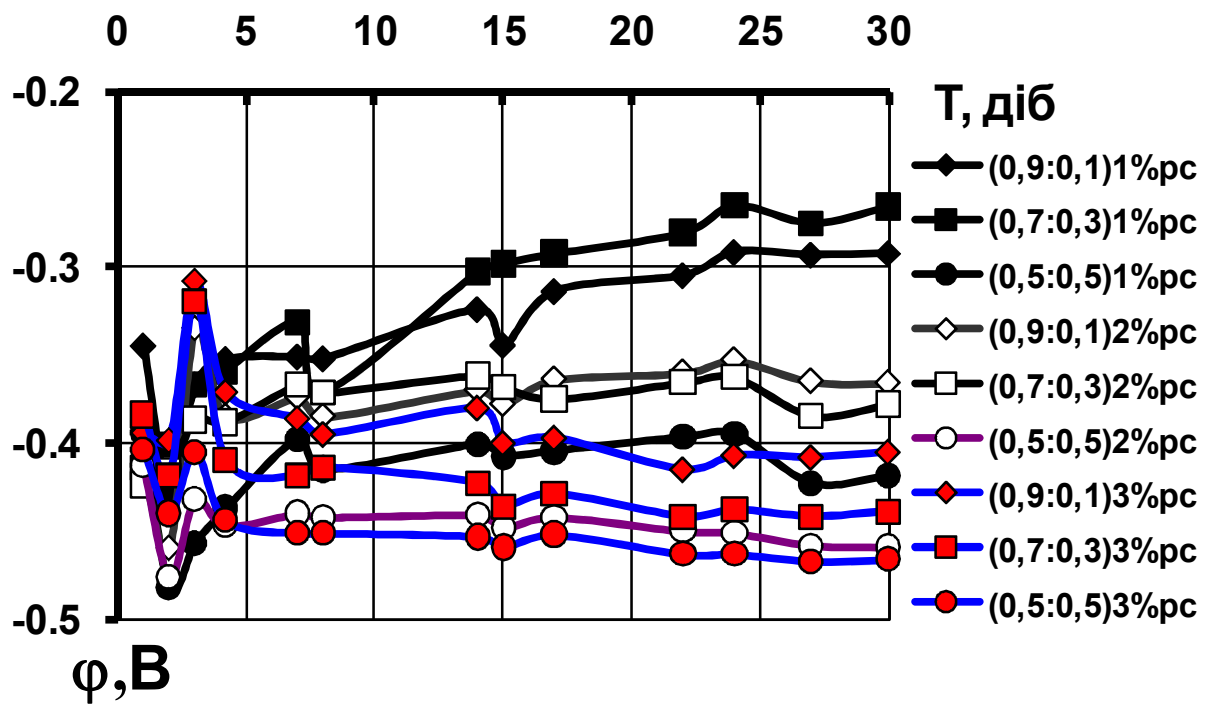


Рис. 4.27. Зміна потенціалу експериментальних покриттів ((цемент:зола виносу) % рідкого скла), товщиною 10мм

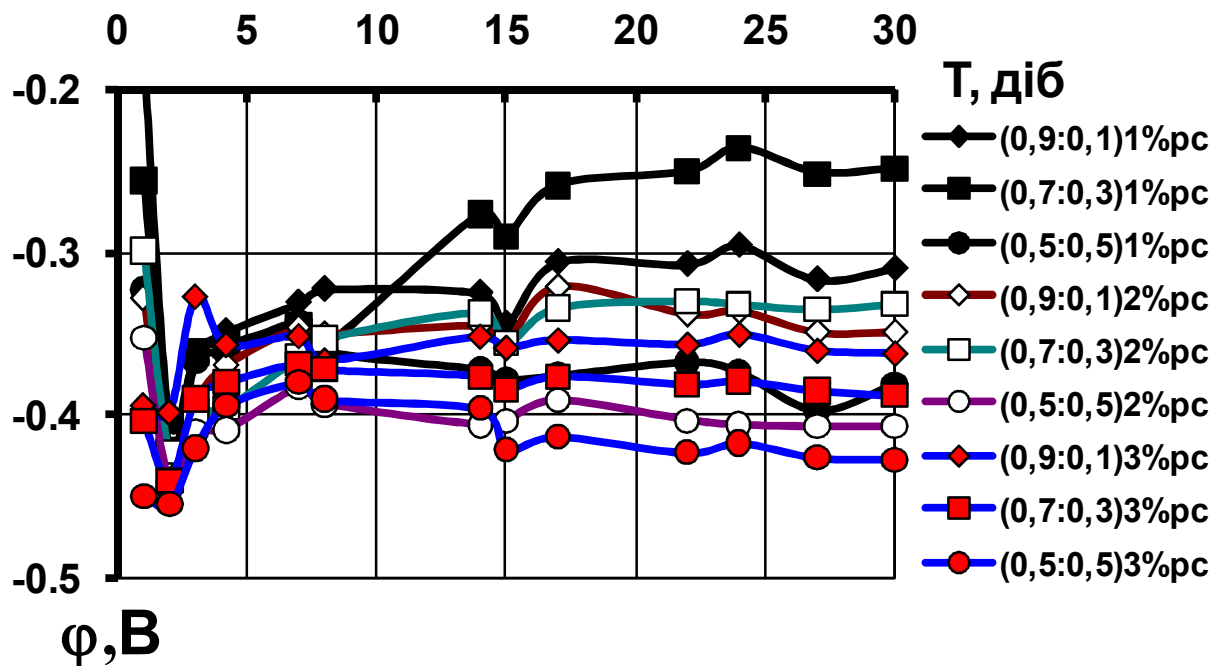


Рис. 4.28. Зміна потенціалу експериментальних покриттів, товщиною 25мм

На основі результатів досліджень покриттів в агресивних середовищах (див. рис. 4.26) встановлена зміна потенціалів у всіх зразків. Протягом першої доби на всіх графіках спостерігається різкий стрибок по потенціометру (див. рис. 4.27, 4.28). Це пояснюється пористою структурою бетонного тіла, внаслідок чого вода відносно швидко досягає поверхні металу і знижує потенціал. Утворення плівки, що пасивує, на поверхні металу викликає підвищення потенціалу до визначеного значення в залежності від складу вихідних компонентів (цемент: зола: пісок) і відповідно корозійній активності набризкбетонного покриття. При товщині покриття 25 мм у початковий період процеси, що відбуваються в зразках з різним співвідношенням золи і цементу подібні за своєю природою (див. рис. 4.28). Потенціал у цей момент дорівнює $\varphi = -0,35\text{В}$. Однак у зразків з покриттям, що має у своєму складі співвідношення 0,5:0,5:3, значення потенціалу $\varphi = -0,35\text{В}$ (7-а доба) незначно знижується протягом місяця (до 7% при товщині покриття $\varphi = 25\text{мм}$ і до 5% при $\varphi = 10\text{мм}$). Більшість зразків, покритих набризкбетонною сумішшю із вмістом 3% рідкого скла внаслідок значної активності рідкого скла, незважаючи на те, що мають досить гарні показники зміни потенціалів, піддані корозії бетону III виду (сульфатна корозія). Зразки зі змістом у складі 1% рідкого скла мали найбільші показники потенціалів, їхні діаграми представлені на рис. 4.29 - 4.31).

Найкращі результати досягнуті при заміні 30% цементу золою. Збільшення потенціалу (від $\varphi = -0,35\text{В}$) досягає 30% при $\varphi = 25\text{мм}$ і 23% при $\varphi = 10\text{мм}$ (рис. 4.30). Гарні результати були отримані при використанні золи виносу замість 10% цементу. Збільшення потенціалу складало незалежно від товщини 14...15% (див. рис. 4.29). При порівнянні діаграм зміни потенціалів зразків з різною товщиною бетонного покриття є очевидним, що захисна дія набризкбетонної суміші при заміні 10% цементу виявляється в однаковій мірі при $\delta = 10\text{мм}$ і $\delta = 25\text{мм}$. У випадку використання складу суміші з 10% золи варто застосовувати покриття з $\delta = 10\text{мм}$ на ділянках кріплення з проектними навантаженнями, а області, що випробують підвищені напруження захищати покриттями з $\varphi = 25\text{мм}$.

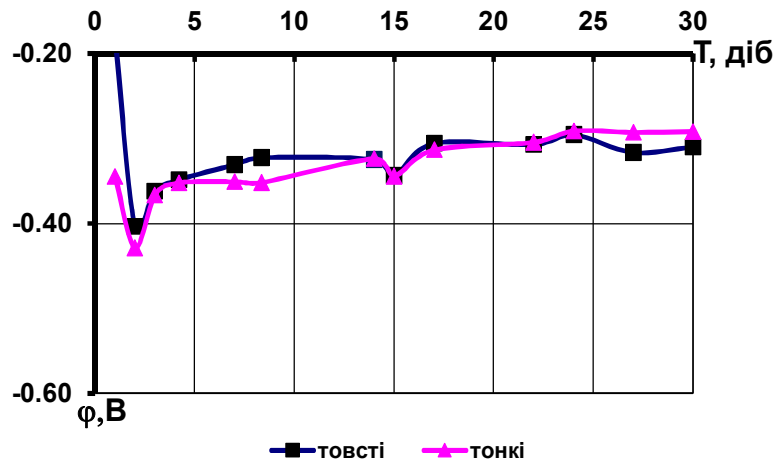


Рис. 4.29. Зміна потенціалу зразків (склад 0,9:0,1:3)
при товщині покриття 25 і 10 мм

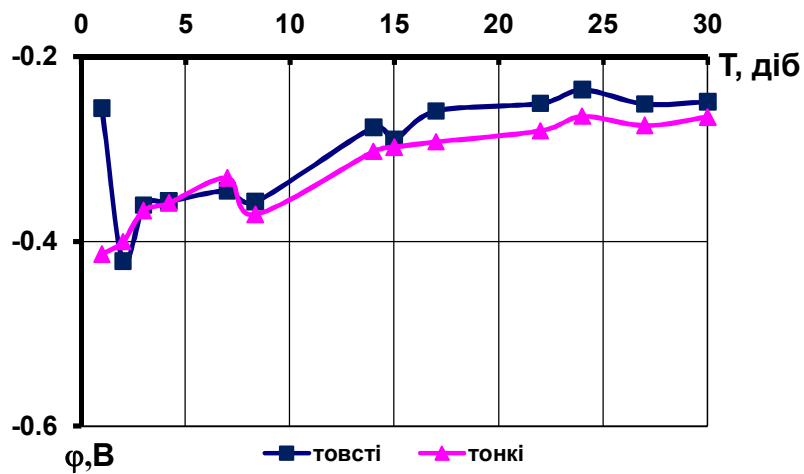


Рис. 4.30. Зміна потенціалу зразків (склад 0,7:0,3:3)
при товщині покриття 25 і 10 мм

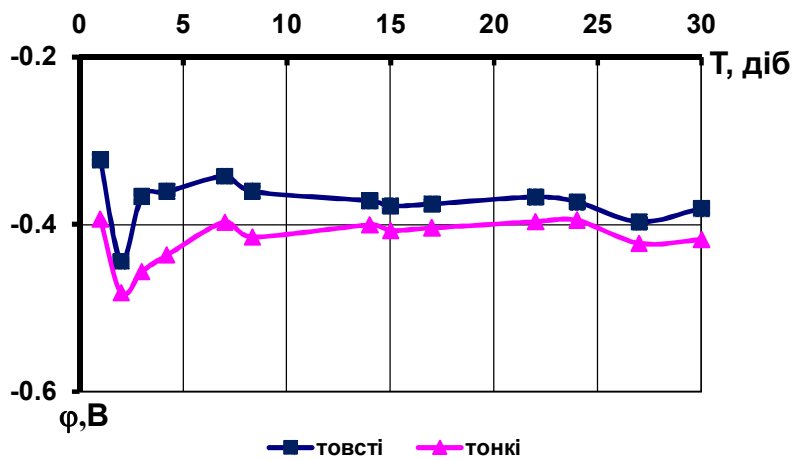


Рис. 4.31. Зміна потенціалу зразків (склад 0,5:0,5:3)
при товщині покриття 25 і 10 мм

На 15-й добі в зразків зі змістом золи 30 і 10% спостерігається стрибок на графіку потенціалів (див. рис. 4.28). Очевидно, це відбувається внаслідок утворення на поверхні металу малорозчинних сполучень, унаслідок чого дифузія кисню обмежена, та як слідство, загальмовуються процеси окислювання і підвищується потенціал.

4.4.2. Дослідження зразків на основі омичного методу.

Для одержання всебічних даних про захисну дію антикорозійних покриттів з різним вмістом вихідних компонентів необхідна інформація про кількісні зміни (корозійні втрати), що відбуваються в металевих зразках.

Корозійні процеси, що призводять звичайно до зміни перетину зразків, а іноді і до більш глибоких змін у самому матеріалі (міжкристалітна корозія, утворення тріщин, розшарування і т.п.), природно, повинні привести і до зміни омичного опору. Тому методом виміру омичного опору зразків до корозії і після її можна одержати цінні дані, що будуть характеризувати захисні властивості досліджуваних покриттів стосовно металу кріплення в даних умовах. Особливо сильна зміна опору спостерігається з появою міжкристалітної корозії.

В якості зразків були використані відрізки дроту (сталь Ст.5), довжиною 1 м, згорнуті в спіраль. До кожного кінця досліджуваного зразка для забезпечення надійного контакту були припаяні по два мідних провідника. Таким чином, опір кожного зразка вимірювали за допомогою 4-х провідників, завдяки чому при виконанні лабораторних вимірів був досягнутий високий ступінь точності (10^{-3} Ом). Зразки поміщалися в металеві форми – кубики 50×50 мм, що заповнювалися експериментальними розчинами – сумішами з різним змістом вихідних компонентів (цементу і золи). Готові кубики з досліджуваними складами випробувалися на захисні властивості стосовно матеріалу кріплення.

У ході досліджень визначався корозійний знос металевих зразків за зміною омичного опору.

Для дослідження ступеня корозійної стійкості експериментальних покриттів зразки занурювалися в 0,5н.(3%) розчин NaCl, із рН=7.

У ході експерименту реєструвався опір металевих зразків $R = f(T)$, з наступним перерахуванням їх на величину корозійних втрат K за формулою:

$$K = D_0 \frac{(R_1 - R_0)}{2R_1} \quad (4.4),$$

де D_0 – початковий діаметр зразків ($D_0=1$ мм), K – корозійні втрати (мм).

На підставі отриманих закономірностей $K = f(D, R)$ визначались захисні властивості досліджуваних складів. Дані дослідження дозволяють одержати кількісну характеристику захисної дії досліджуваних покриттів. За результатами виміру опорів зразків (рис. 4.32) удалося одержати цінні дані про корозійний знос металевих зразків, покритих набризкбетонними сумішами з різним змістом вихідних компонентів (рис. 4.33, рис. 4.34).

Визначення захисних властивостей покриттів за зміною опору дозволяє характеризувати захисну дію експериментальних сумішей на метал. Використання золи виносу як мінеральну добавку з заміною до 30% забезпечує найбільш приємні корозійні характеристики для захисного покриття. Корозія металу, захищеного набризкбетонним покриттям на основі складу Цемент:Зола=0,7:0,3 з вмістом 1% рідкого скла, була найменшою і склала 0,018мм (див. рис. 4.34) в умовах ПКД (прискорених корозійних досліджень).

ПКД моделюють поведження захисних покриттів протягом тривалого періоду експлуатації конструкції. За весь період дослідження мінімальна зміна маси зразків (набрякання до 10%) спостерігалось також у покриттів на основі складу Цемент:Зола:Рідке скло=0,7:0,3:1% (див. рис. 4.35). Гарні антикорозійні характеристики покриття, а також хімічна стійкість складу з заміною 30% цементу золою виносу пояснюються найбільш збалансованим співвідношенням компонентів цементу і золи (0,7:0,3) при фіксованій кількості піску, у результаті чого утворюються нерозчинні сполучення і бетонне тіло здобуває досить високу водонепроникність.

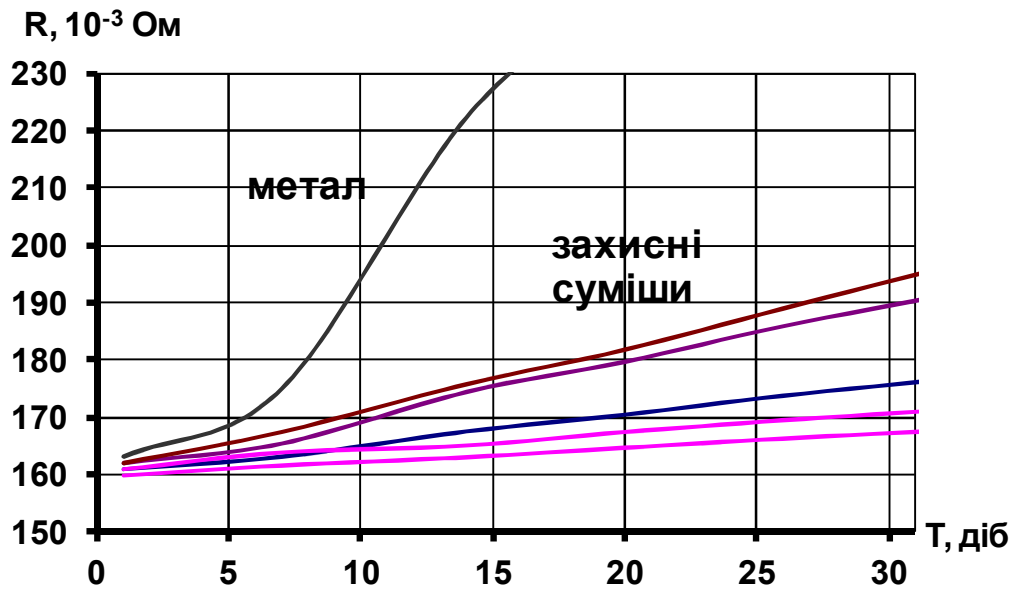


Рис. 4.32. Зміна опору металевих зразків (дроту), захищених експериментальними сумішами

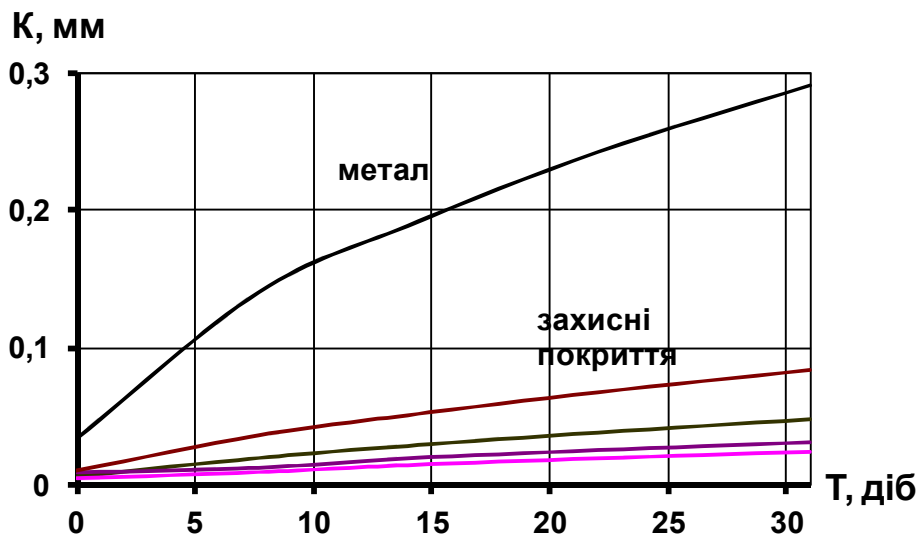


Рис. 4.33. Порівняльна діаграма залежності швидкості корозії металу від наявності захисних покриттів

Захисні покриття, що мають у складі золю замість 10% цементу, також показали гарні результати, корозія металу дорівнює 0,022 мм. Збільшення маси зразків досягає 14%. Зола виносу є активною мінеральною добавкою, тому при меншому вмісті золи в складі набризкбетону спостерігається зниження активності самого покриття. Однак серед зразків, у яких золою було замінено

50% цементу, відзначалося зниження водонепроникності, а також корозійної стійкості стосовно агресивних сульфатних вод (див. рис. 4.34, 4.35). Корозія металу у зразків, що мають у своєму складі (0,5:0,5):1% р.с. зростає в порівнянні зі зразками, покритими складами з заміною 10 і 30% цементу, майже в 2 рази.

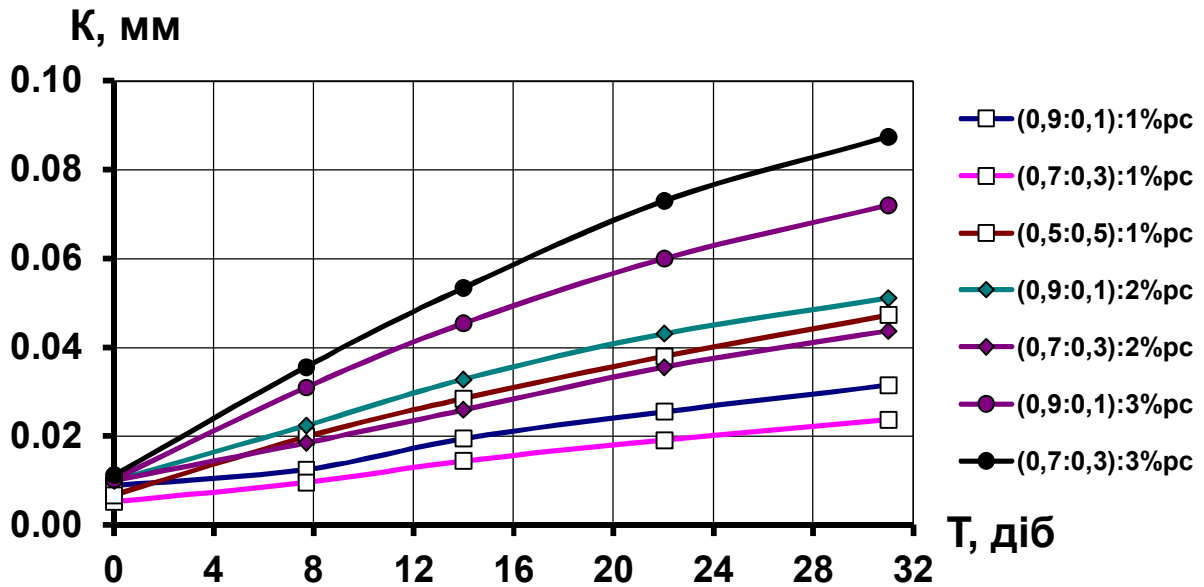


Рис. 4.34. Динаміка корозійних процесів у металевих зразках, покритих різними складами з набризкбетону (Цемент:Зола виносу):Рідке скло

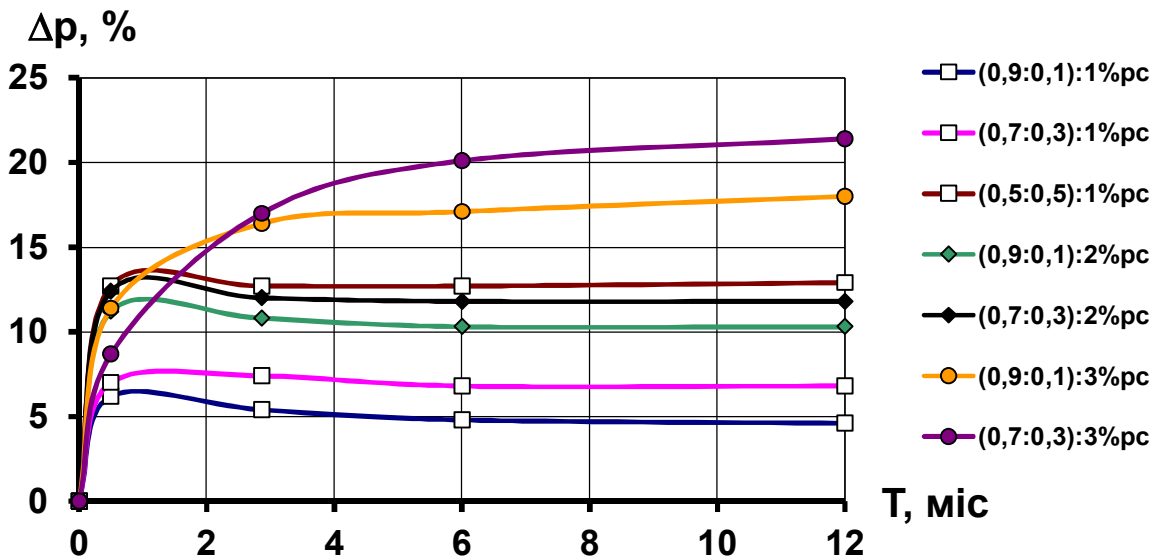


Рис. 4.35. Динаміка набрякання зразків покриттів у шахтній воді, в залежності від складу (Цемент: Зола виносу): Рідке скло

Зразки, що мають у своєму складі 2 і 3% рідкого скла характеризуються меншою корозійною стійкістю бетону, меншими антикорозійними властивостями стосовно металу, що захищається, у порівнянні з іншими покриттями (див. рис. 4.33), а також низькою водонепроникністю (див. рис. 4.35). На підставі проведеного аналізу для умов шахт ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ» із сульфатною агресією шахтних вод і рН=6,5...7 для захисту металевих кріплень від корозії можна рекомендувати набризкбетонні покриття з використанням золи виносу Кураховської ГРЕС наступних складів: Цемент:Зола:Пісок=0,7:0,3:3 та 0,9:0,1:3 з добавкою 1% рідкого скла.

4.4.3. Визначення корозії металу під захисним покриттям набризкбетону різної товщини в умовах мінералізованих вод.

Металеві зразки (Ст.5) розміром 50×100×3 мм із покриттями з набризкбетону (Цемент: Зола виносу = 0,7:0,3), товщиною 10, 25 і 50 мм протягом 1 місяця піддавалися дії мінералізованих вод (0,1; 1; 3% NaCl), із проведенням прискорених корозійних досліджень на аеродинамічній трубці. Швидкість руху повітряного струменя 8 м/с, відносна вологість 70%, температура повітря 25°C. Основну частину часу зразки з покриттями знаходилися в судинах з розчинами. Зразки підвішували на штатив аеродинамічної труби і протягом 5 годин вони знаходилися в зоні впливу повітряного потоку, потім зразки занурювали на 20 хвилин у судини з розчинами, після чого продовжували дослідження на аеродинамічній трубці протягом наступних 5 годин. Наприкінці кожного дня, по закінченні ПКД на аеродинамічній трубці, зразки занурювалися в судини з розчинами. Методика підготовчих робіт характерна раніш приведений у п. 4.4.1. ПКД проводилися протягом 30 діб. По закінченню даного терміну з металевих зразків були вилучені захисні покриття і виконані виміри корозійного зносу металу. На підставі результатів проведеного дослідження побудовані залежності корозії металевих зразків від товщини захисних покриттів при різній мінералізації вод (рис. 4.36).

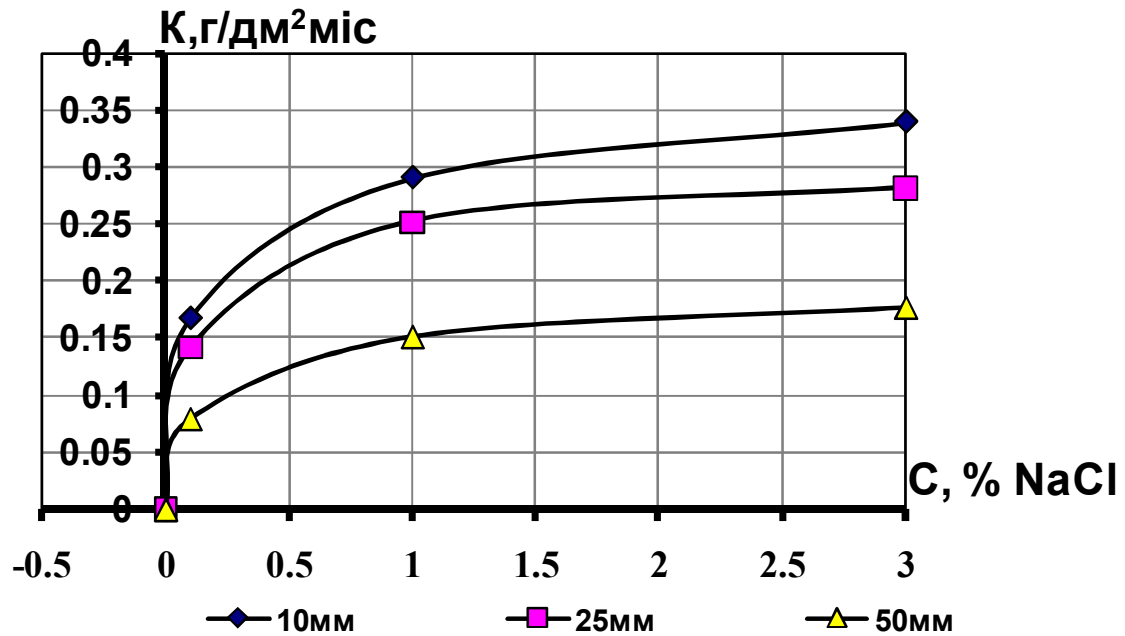


Рис. 4.36. Залежність корозії металу під захисним покриттям з набризкбетону від мінералізації вод

Виконані в п. 4.2.2 дослідження з визначення впливу концентрації нейтральних солей на швидкість корозії сталі марки Ст.5 дозволяють знайти залежність корозії металу під захисним покриттям від корозії металу без захисного покриття при даній мінералізації. Після обробки отриманих даних побудований графік для визначення товщини набризкбетонного покриття в залежності від умов експлуатації (рис. 4.37). З рис. 4.37 випливає, що при збільшенні товщини захисного покриття з 10 до 25 мм швидкість корозії знижується на 15%, при товщині набризкбетону 50 мм зниження швидкості корозії досягає 50% для умов експлуатації, при яких швидкість корозії незахищеного металу досягає значення $1 \text{ г/дм}^2 \cdot \text{міс}$. В особливо агресивних умовах експлуатації металокріплення, при збільшенні товщини покриття від 10 до 25 мм, K знижується на 12%; при товщині покриття 50 мм швидкість корозійних процесів знижується на 44%.

Таким чином, можна зробити висновок, що захисна дія набризкбетону стосовно металу характеризується нелінійною залежністю. При збільшенні товщини покриття від 25 до 50 мм антикорозійна дія покриття на метал

підсилюється, що можна пояснити зниженням ступеню проникності набризкбетону для корозійних агентів (вода, кисень) зі збільшенням товщини покриття. На основі графічної залежності, що на рис. 4.37, визначається корозія захищеного металу при різній товщині покриття і різному ступені агресивності умов експлуатації.

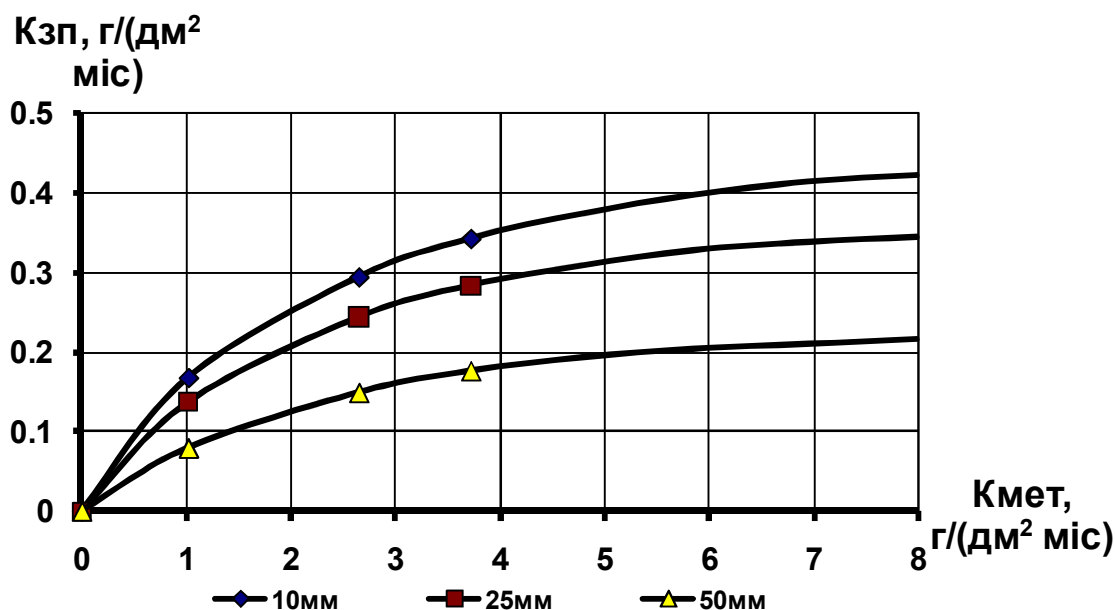


Рис. 4.37. Схема відповідності швидкості корозії металу під захисним покриттям швидкості корозії незахищеного металу за даних умов експлуатації

На основі проведених досліджень для захисту металевого кріплення від корозії розроблені склади сумішей набризкбетону з використанням золи виносу як заміну частини цементу.

Проведено аналіз захисної дії даних покриттів стосовно металу кріплення. Використовуючи потенціостатичний метод, розглянуте поведіння металу, покритого різними складами набризкбетону. На основі омичного методу отримані кількісні характеристики захисної дії різних складів. У результаті порівняльного аналізу рекомендований склад набризкбетонної суміші з заміною 30% цементу золою виносу, що у порівнянні з іншими складами набризкбетонних сумішей дозволяє досягти значного зниження швидкості корозії металу, що захищається.

4.5. Шахтні дослідження способу захисту аркового металевого кріплення набризкбетоном

4.5.1. Урахування особливостей деформування вміщуючих порід при використанні способу.

Розробка параметрів і технології зведення набризкбетонного покриття повинна виконуватися з урахуванням кінетики геомеханічних процесів, що протікають у породному масиві в результаті проведення виробки. Основну частину інформації про те, яким образом відбувається процес деформування гірських порід навколо виробки, можна одержати, ґрунтуючись на аналізі натурних вимірів величини зсувів її контуру, кінетики їхнього розвитку в часі.

У зв'язку з цим роботи, спрямовані на підвищення довговічності гірничих виробок, повинні проводитися по двох напрямках: а) стосовно до виробок, пройдених у «звичайних» породах; і б) стосовно до виробок, пройдених у породах, що обдимають.

Натурні спостереження показують, що процес активного деформування приконтурної зони, коли реалізується до 80% зсувів, триває в різних гірничо-геологічних умовах від 1,5 до 3 місяців.

Після установки підпірного кріплення зі спецпрофілю, у масиві порід відбувається перерозподіл напружень, викликаний утворенням породного оголення після проведення виробки. Гірська порода зміщується до центра виробки, у результаті чого відбувається розтріскування породи, збільшення її в обсязі і ріст тиску на кріплення.

Арка зі спецпрофілю, володіючи піддатливістю, «йде» від сил тиску порід, що зміщуються, даючи можливість вільно проходити процесу тріщиноутворення і розвитку навколо виробки зони непружних деформацій. Через 20...30 днів після проведення виробки, коли реалізується приблизно 50...60% зсувів порід, на поверхню кріплення наноситься набризкбетонне покриття. До цього моменту підпірне кріплення практично реалізувало свою піддатливість, величина відпору її навколишнім породам зросла, що дозволяє зберегти від руйнування

набризкбетонне покриття. З відставанням 3...5 днів після набризкбетонування здійснюється тампонаж закріпного простору, що забезпечує довговічність захисного покриття протягом тривалого терміну експлуатації виробки.

Особливості конструкції і технології зведення зазначеного кріплення дозволяють враховувати кінетику геомеханічних процесів, що відбуваються в масиві, за рахунок чого значно знижується величина тиску, сприймана нею, що дозволяє забезпечити надійну роботу захисного набризкбетонного покриття стосовно металевому аркового кріплення протягом тривалого терміну експлуатації виробки.

4.5.2. Розробка методики для визначення товщини набризкбетонного покриття на металевому кріпленні в залежності від умов експлуатації.

У результаті проведеної роботи визначене раціональне співвідношення вихідних компонентів набризкбетонної суміші. Для використання рекомендований склад 0,7:0,3:3 (цемент: зола виносу: пісок). Водоцементне відношення В/Ц=0,5...0,4. Як прискорювач схоплювання використовується рідке скло в кількості 1% від ваги зола-цементної суміші. Покриття наноситься заходками по 10...20 мм.

Зважаючи на те, що на процес корозії впливає кут нахилу елемента металевому кріплення і відповідно швидкість корозії буде нерівномірною, товщина захисного шару набризкбетону також повинна змінюватися в залежності від ймовірності виникнення корозії. У нормативних документах міститься методика визначення зміни швидкості корозії щодо початкового значення від умов експлуатації на основі коефіцієнтів впливу умов експлуатації, що використовується при виборі товщини профілю кріплення. На відміну від існуючої методики, формула (4.1) використовується для визначення товщини захисного покриття і є складовою частиною більш складного вираження, що дозволяє визначати зміну швидкості корозії від впливу гірничотехнічних факторів (кут нахилу елемента кріплення, наявність замкових з'єднань, мінералізація вод, дія максимальних згинаючих моментів).

Умови експлуатації окремих елементів конструкції характеризуються вираженням з регламентуючого документа (ДСТУ П–28–73):

$$K_{ум} = K_1 \cdot K_2, \quad (4.5)$$

де $K_{ум}$ – коефіцієнт впливу умов експлуатації на швидкість корозії; K_1 – коефіцієнт впливу типу перерізу елементів на швидкість корозії сталевих конструкцій (табл. 4.4); K_2 – коефіцієнт впливу кута нахилу до горизонталі на швидкість корозії кріплення.

Таблиця 4.4

Таблиця для визначення коефіцієнта впливу типу перерізу елемента на швидкість корозії сталевих конструкцій

| Вуглеродиста сталь і сталь марок 10ХСНД, 15ХСНД | Одиночний прокатний чи гнутий профіль | Складений профіль |
|---|---------------------------------------|-------------------|
| K_1 | 1,4 | 2 |

Коефіцієнт впливу кута нахилу K_2 на швидкість корозії кріплення визначаємо по таблиці 4.5. Відсутні в таблиці коефіцієнти визначаються по вихідним даним таблиці 4.5 методом інтерполяції.

Таблиця 4.5

Таблиця для визначення коефіцієнта впливу кута нахилу K_2 на швидкість корозії кріплення

| Кут нахилу, град | Одиночний прокатний чи гнутий профіль | Складений профіль |
|------------------|---------------------------------------|-------------------|
| 0 | 1 | 1 |
| 15 | 0,9 | 0,934 |
| 30 | 0,8 | 0,867 |
| 45 | 0,7 | 0,8 |
| 60 | 0,634 | 0,734 |
| 75 | 0,567 | 0,667 |
| 90 | 0,5 | 0,6 |

Зведена таблиця для визначення коефіцієнтів K_1 і K_2

| Кутова координата, град | Підсумкове значення K_2 | Підсумкове значення K_1 | $K_{ум} = K_1 \cdot K_2$ |
|----------------------------|------------------------------|------------------------------|--------------------------|
| 90 | 1 | 1,4 | 1,4 |
| 75 | 0,9 | 1,4 | 1,26 |
| 60 | 0,8 | 1,4 | 1,12 |
| 45 | 0,8 | 2 | 1,6 |
| 30 | 0,634 | 1,4 | 0,89 |
| 15 | 0,567 | 1,4 | 0,8 |

На основі табл. 4.4 і табл. 4.5 побудована табл. 4.6, значення якої використовуються для виконання подальших розрахунків по визначенню коефіцієнта впливу умов експлуатації на швидкість корозії.

На підставі даних табл. 4.6 побудована залежність коефіцієнта впливу умов експлуатації від кутової координати θ (рис. 4.38).

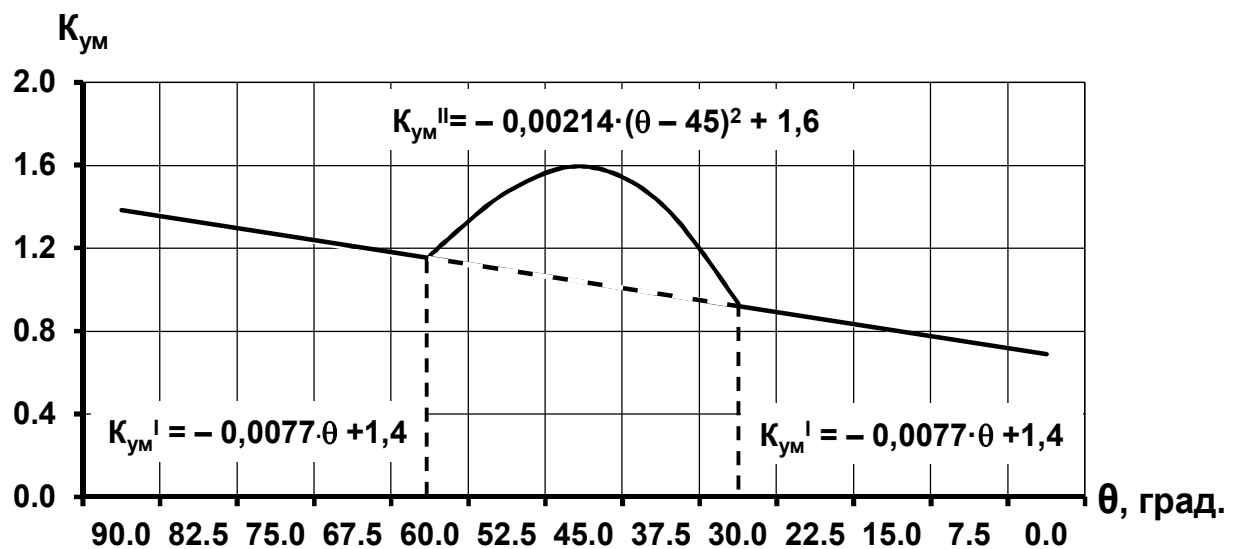


Рис. 4.38. Графік для визначення коефіцієнта впливу умов експлуатації $K_{ум}$ на швидкість корозії за кутовою координатою

I – Звід аркового кріплення;

II – ділянка кріплення в районі замкових з'єднань і складового профілю;

III – стійки металевих кріплення

Для ділянок кріплення в зонах I й III коефіцієнт впливу умов визначається по формулі:

$$K_{ум}^I = -0,0077 \cdot \theta + 1,4 \quad (4.6)$$

Для ділянок кріплення в зоні II коефіцієнт впливу умов:

$$K_{ум}^{II} = -0,00214 \cdot (\theta - 45)^2 + 1,6 \quad (4.7)$$

Також при проектуванні параметрів набризкбетонного покриття товщину покриття визначаємо за максимальними згинаючими моментами, що виникають в кріпленні. На підставі проведених досліджень (п. 4.2.3) при визначенні товщини покриття виділяємо ділянки з максимальними згинаючими моментами, на яких діють напруження $\sigma > 150$ МПа (1500 кг/см^2) (рис. 4.39).

За відомим значенням згинаючих моментів, а також їхніх кутових координат робимо розрахунок величини швидкості корозії на даній ділянці. Визначальним фактором при даному розрахунку є величина максимальних згинаючих моментів, що відповідають умові:

$$M_{max} > \sigma \cdot W_x = 1500 \cdot W_x, \text{ (кг}\cdot\text{см)}$$

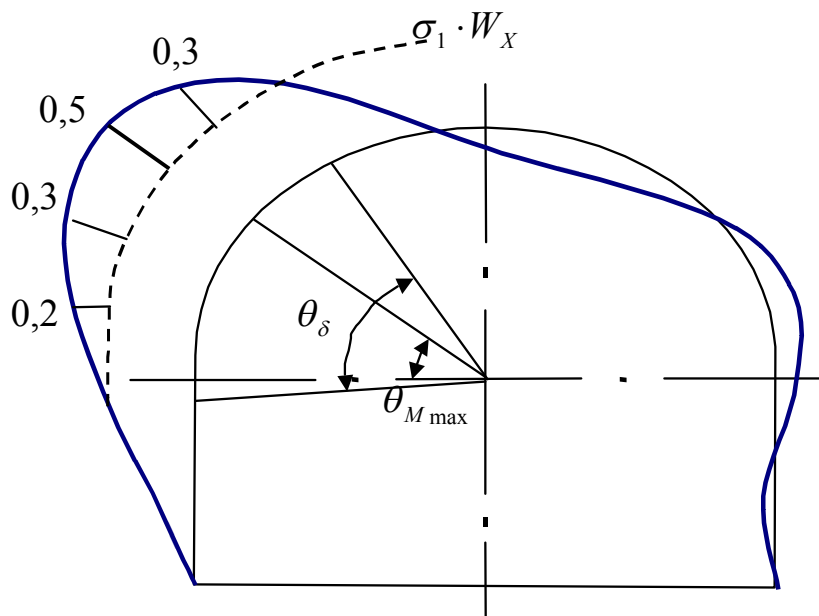


Рис. 4.39. Епюра для визначення ділянок кріплення з максимальними згинаючими моментами при $\sigma > 150$ МПа

Зміна швидкості корозії в точці з максимальним значенням вигинаючого моменту, на ділянці з напруженнями понад 150 МПа, визначаємо на підставі коефіцієнта впливу навантаження на корозію кріплення (див. п.4.2.3). Використовуючи формулу (4.5), рівняння по визначенню коефіцієнта впливу максимальних згинаючих моментів на швидкість корозії буде виглядати:

$$K_M = (1,13 \cdot 10^{-2} \cdot \sigma^2 - 1,84 \cdot \sigma + 30) \cdot 10^{-3}, \quad (4.8)$$

З формули випливає, що K_M змінюється від 0 у точці зі згинальним моментом $\sigma \cdot W_X \leq 1500 \cdot W_X$ (тобто вплив навантаження на корозію відсутній чи незначний) до 0,52...0,54 на ділянках кріплення, де $\sigma \cong 280$ МПа. Після підстановки $\sigma = \frac{M}{W_X}$ в рівняння (4.8), одержуємо рівняння для визначення коефіцієнта впливу згинаючих моментів на швидкість корозії за відомим значенням $M(\theta)$:

$$K_M = (1,13 \cdot 10^{-2} \cdot \left(\frac{M(\theta)}{W_X} \right)^2 - 1,84 \cdot \frac{M(\theta)}{W_X} + 30) \cdot 10^{-3}$$

Формула для визначення коефіцієнта зміни швидкості корозії від впливу гірничотехнічних факторів у підсумку приймає вигляд:

$$K_{ГТФ} = K_{УМ} + K_M ,$$

де $K_{ГТФ}$ – коефіцієнт впливу гірничотехнічних факторів на зміну швидкості корозії; $K_{УМ}$ – коефіцієнт впливу умов експлуатації на швидкість корозії; K_M – коефіцієнт впливу максимальних згинаючих моментів, реалізованих в елементах кріплення на швидкість корозії.

У п. 4.2.2 представлені результати досліджень по визначенню впливу концентрації нейтральних солей на швидкість корозії стали Ст.5. Дана залежність носить нелінійний характер. Збільшення швидкості корозії в залежності від мінералізації вод також буде характеризуватися нелінійною залежністю. З використанням даних, приведених на рис. 4.36 (п. 4.4.3), побудована залежність зміни швидкості корозії від мінералізації з урахуванням впливу гірничотехнічних факторів (рис. 4.40).

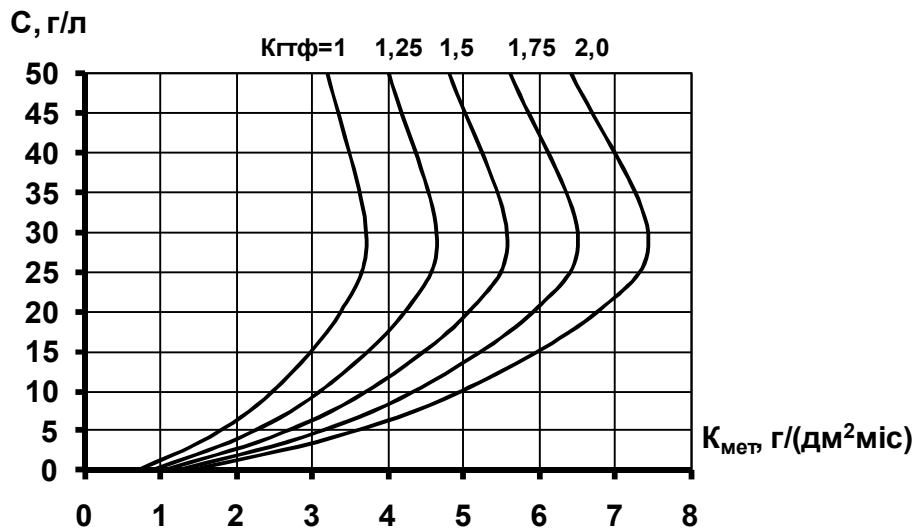


Рис. 4.40. Графік зміни швидкості корозії від мінералізації вод у залежності від впливу гірничотехнічних факторів

Нормативними документами регламентується мінімальна товщина бетонного покриття: 25 мм – при слабкоагресивному середовищі; 30 мм – при середній агресивності; і 35 мм – при сильноагресивному середовищі.

Однак, з огляду на той факт, що набризкбетон по своїх властивостях (щільність, водонепроникність, антикорозійні властивості) значно перевершує звичайний бетон, для визначення товщини набризкбетонного покриття керуємося результатами проведених досліджень у п. 4.4.5.

На підставі рис. 4.40 і рис. 4.37 побудована номограма для визначення товщини набризкбетонного покриття (рис. 4.41).

Для визначення товщини захисного покриття для металевого кріплення заданої гірничої виробки за мінералізацією вод на першому етапі визначають значення початкової швидкості корозії, після чого встановлюється мінімальна товщина набризкбетонного покриття. За графіком фіксується значення корозії металу під захисним покриттям ($K_{зп}$), і проводиться горизонтальна лінія для визначення середнього і максимального значення товщини покриття при фіксованому значенні корозії під шаром захисного покриття. За відомим значенням коефіцієнта впливу гірничотехнічних факторів визначається швидкість корозії металу за даних умов і проводиться вертикальна лінія. Точка перетину двох прямих являє собою шукану величину товщини захисного

покриття для даних умов. Схема зміни товщини захисного покриття з набризкбетону на металевому кріпленні представлена на рис. 4.41.

Товщина покриття на металевому кріпленні буде змінюватися від мінімального значення, рівного δ (рис. 4.42), на стійках, до δ_1 в районі замків і δ_2 в районі зводу.

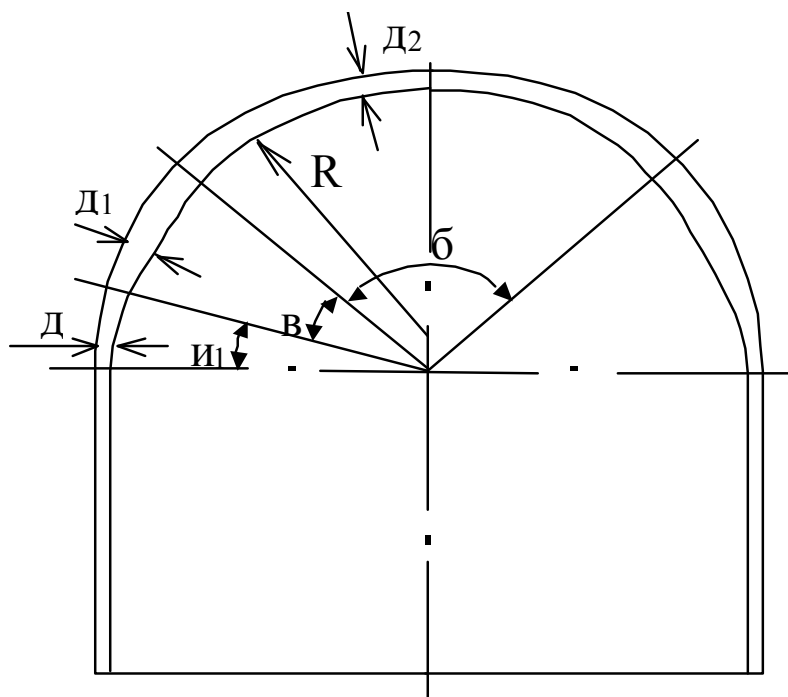


Рис. 4.42. Схема товщини захисного покриття в залежності від умов експлуатації

Таким чином, товщина покриття змінюється від мінімального значення на стійках, до середнього значення в області зводу і максимального значення на ділянках дії максимальних згинаючих моментів (див. рис. 4.42).

4.5.3. Технологія виконання робіт при нанесенні захисного набризкбетонного покриття.

При проведенні робіт із захисту металевого кріплення від корозії спочатку виконуються виміри кривизни арок. На основі результатів вимірів декількох арок виконується обробка отриманих даних з метою одержання

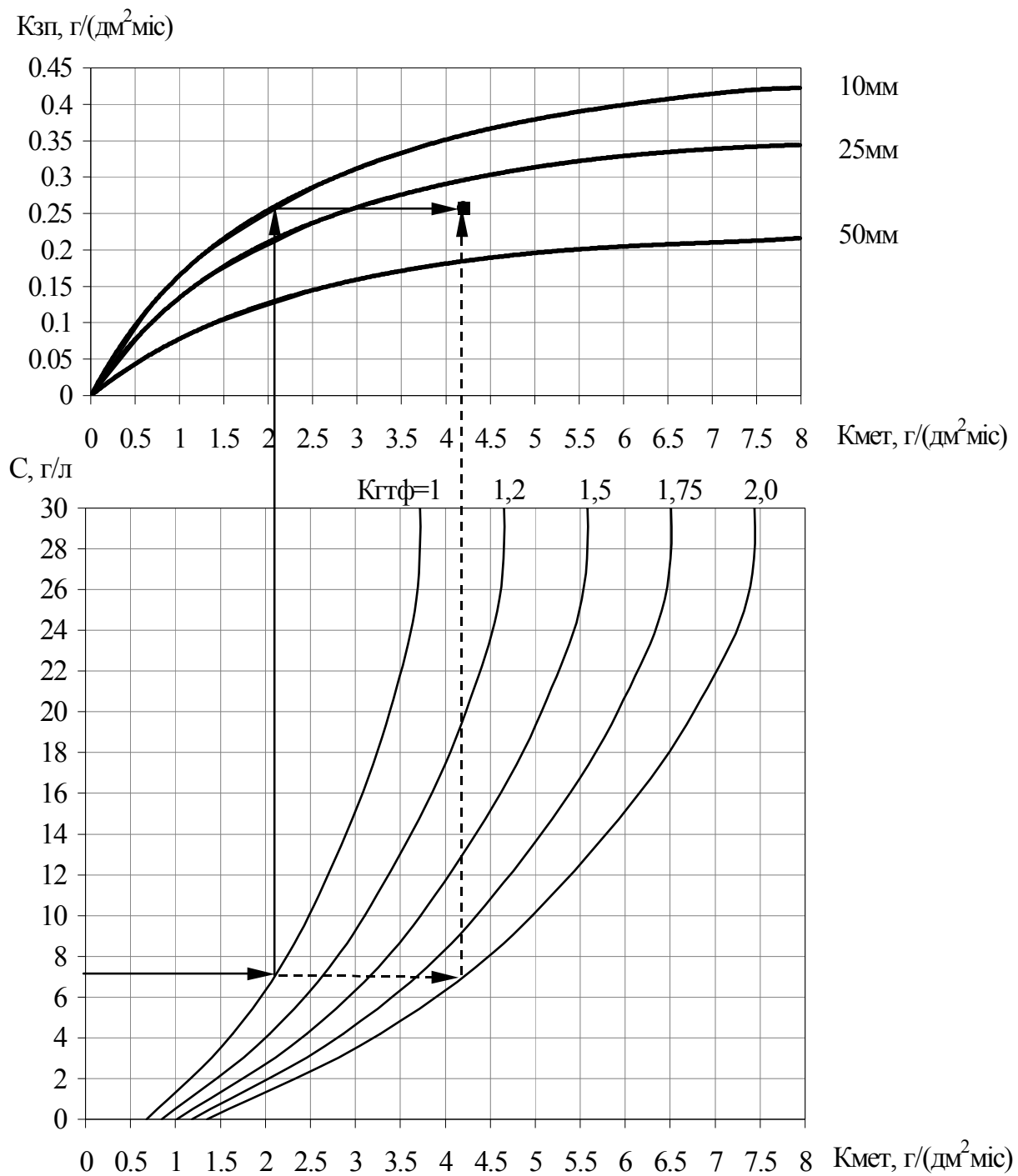


Рис. 4.41. Номограма для визначення параметрів товщини захисного покриття з набризкбетону в залежності від мінералізації шахтних вод і коефіцієнта впливу гірничотехнічних факторів

загальних, найбільш характерних значень згинаючих моментів, що діють на металокріплення в умовах даної гірничої виробки. Дані, отримані в результаті натурних вимірів, використовуються для розрахунків швидкості корозії за коефіцієнтами впливу гірничотехнічних умов. Для середнього і максимального значень швидкості корозії по рис. 4.41 визначаються параметри товщини захисного покриття. На підставі результатів розрахунків складається план робіт, у якому зазначена мінімальна товщина набризкбетонного покриття δ_0 , ділянки кріплень, на яких товщина повинна бути не менш визначеної величини δ , а також максимальне значення товщини набризкбетонного покриття δ_{\max} , з кутовою координатою θ .

Набрызкбетон наноситься заходками, кратними величині мінімальної товщини покриття. Між заходками здійснюється контроль товщини набрызкбетонного покриття шляхом проведення контрольних вимірів. Після нанесення мінімальної товщини набрызкбетону по всьому перетину арок, за планом робіт визначаються ділянки, на яких проводиться додаткове набрызкбетонування. Одночасно з нанесенням набрызкбетону на кріплення проводиться набрызкбетонування боків і покрівлі виробки, з товщиною покриття 10...20 мм, у залежності від обводненості навколишніх порід.

Забезпечення надійного контакту на границі «кріплення-масив» викликає зниження екстремальних значень моментів, що діють на кріплення. У випадку досягнення більш щільного контакту кріплення з породами, за умови якісної забутовки, навантаження, що передається на кріплення, носить більш рівномірний характер, а епюра моментів має менші значення екстремумів.

Зважаючи на те, що при водонасиченні всі основні вуглевмісні породи в 1,5...3 рази знижують свої міцнісні властивості, застосування заходів, спрямованих на зниження водопритоку у виробку (тампонаж закріпного простору) істотно вплине на стійкість гірничих виробок, за рахунок чого знизиться водонасиченість гірських порід у приконтурній частині виробки, і, як наслідок, знизиться навантаження з боку тріщинуватих порід.

Спосіб підвищення несучої здатності металевого кріплення капітальних виробок з використанням набризкбетонування металевого кріплення і проведенням наступного тампонажу закріпного простору призначений для забезпечення надійного захисту ділянок кріплень, що випробовують одночасно значні вигинаючі моменти і дію агресивних шахтних вод при атмосферній корозії.

Набрызкбетонний захист металевого кріплення здійснювався у виробці, що пройдена і закріплена металевим кріпленням із СВП, після того, як зсуви вміщуючого масиву, викликані проведенням виробки, вже реалізовані. Шахтні води мінералізовані, зі значним вмістом сульфатів і хлоридів, корозійно-активні.

Після проведення набрызкбетонних робіт проводиться тампонаж закріпного простору. Ціль тампонажу – обмеження доступу шахтних вод у виробку, а також зниження напружень, що діють на кріплення за рахунок використання породонесучої оболонки як елемента кріплення. Тампонаж закріпного простору виконувався при тиску розчину, що не перевищує 0,2...0,3 МПа. Тампонаж здійснювався на 1,5...2 м у глиб масиву.

Підготовка поверхні металевого кріплення до нанесення набрызкбетону полягала в очищенні її від бруду, іржі і шару окалини за допомогою піскоструминного апарату.

З метою запобігання корозії поверхонь конструкцій кріплення, очищених від бруду й окалини, у воду, що надходить у піскоструминний апарат, варто вводити добавки, що пасивують металеву поверхню: до 1% нітриту натрію, до 2% тринатрійфосфату чи до 0,5% хромпіка.

4.5.4. Область застосування набрызкбетону як захист металевого кріплення від корозії.

Область застосування розробленого захисту від корозії визначається таким сполученням зовнішніх факторів, при якому на кріплення виробки формується постійне навантаження, що приводить до сталих деформацій породного масиву, а також кріплення знаходиться в умовах з шахтними

мінералізованими водами із рН=7...8. Набризкбетона суміш, складу 0,7:0,3:3 (Цемент: Зола: Пісок) має захисні антикорозійні властивості стосовно хлоридної і сульфатної агресії шахтних вод, і призначена для захисту аркового металевого кріплення від корозії в капітальних виробках шахт ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ» і ПАТ «ДТЕК ПАВЛОГРАДВУГІЛЛЯ», що мають відповідні гірничо-геологічні умови. Рекомендується застосування набризкбетону також для захисту від корозії армування вертикальних стовбурів. Стійкість виробки протягом тривалого терміну експлуатації оцінюється коефіцієнтом стійкості (K_{cm}), що дорівнює відношенню проектної несучої здатності кріплення (q_{np}), до діючого навантаження (q):

$$K_{cm} = \frac{q_{np}}{q} \quad (4.9)$$

Згідно (4.9) кріплення стійке, якщо $K_{cm} > 1$, і хитливе, якщо $K_{cm} < 1$. Керуємося коефіцієнтом стійкості при визначенні раціональної області застосування набризкбетону як захист металевого кріплення від корозії. Як правило, металеве кріплення, що визначається проектом, має деякий запас міцності (20...30%). Для розрахунків використовується коефіцієнт умов роботи, що дорівнює $K_{cm}=0,7$. Це означає, що діючі навантаження складають 70% несучої здатності кріплення (рис. 4.42).

У процесі експлуатації на кріплення діють агресивні шахтні води і навантаження. Корозійний знос знижує несучу здатність кріплення і виробка згодом втрачає свою стійкість. На основі лабораторних досліджень і результатів шахтних інструментальних вимірів запропонована методика визначення області раціонального використання способу підвищення несучої здатності кріплення.

4.5.5. Прогноз застосування набризкбетону як захист металевого кріплення від корозії.

Дослідження стійкості гірничих виробок, закріплених металевим кріпленням в умовах агресивної дії шахтних вод – досить складна і

багатопланова задача, що вимагає виконання не тільки аналітичних і лабораторних досліджень, але і шахтних інструментальних вимірів.

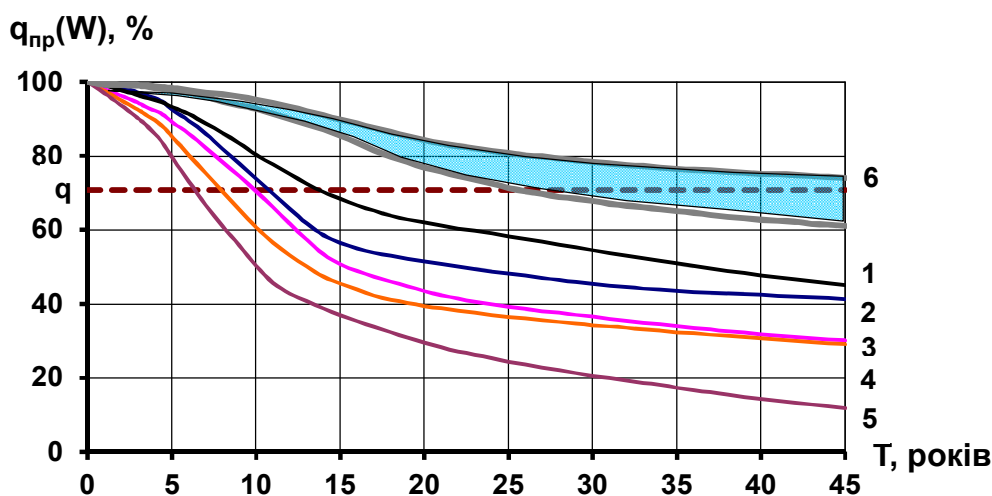


Рис. 4.42. Схема визначення очікуваної області раціонального використання способу підвищення несучої здатності металевих кріплень для умов вугільних шахт. 1– ім. Сташкова; 2– «Алмазна»; 3– ім. Героїв Космосу; 4– «Благодатна»; 5– «Західно-Донбаська»; 6– діапазон параметрів несучої здатності кріплень при використанні способу

Зразки, покриті з двох сторін набризкбетоном, були закріплені на металевому кріпленні і знаходилися в шахтних умовах протягом 2-х років. Досліджувалося 5 зразків. Обробка даних, отриманих при проведенні натурних спостережень проводилася за методикою, приведеною в п. 4.2.

У результаті проведених досліджень встановлено, що на металевих зразках, захищених набризкбетонним покриттям, що знаходилися в умовах гірничих виробок шахти «Алмазна» ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ», при експлуатації протягом 2-х років слідів корозії не виявлено. На основі натурних спостережень і прискорених корозійних досліджень для умов ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ», ПАТ «ДТЕК ПАВЛОГРАДВУГІЛЛЯ» виконаний прогноз підвищення несучої здатності металевих кріплень при використанні набризкбетону як захист металокріплення від корозії. Відповідно до отриманих результатів, при експлуатації металевих кріплень протягом 15

років корозія складе 3 мм, а втрата несучої здатності кріплення дорівнює 36%; у випадку захисту металевого кріплення від корозії за приведеною технологією очікувана корозія кріплення в даних умовах складе 0,3...0,5 мм, а зниження несучої здатності при експлуатації протягом 15 років складе 8...10%. Таким чином, підвищення несучої здатності металевого кріплення, захищеного набризкбетоном, складе 26...28% для даного терміну експлуатації.

Застосування способу дозволить знизити чи практично виключити витрати на ремонт і підтримку виробок за рахунок робіт із захисту кріплення набризкбетоном.

Зазначені позитивні якості способу, а також високий рівень механізації робіт зі зведення захисту кріплення є визначальними факторами при визначенні економічної ефективності від впровадження в порівнянні з традиційними способами захисту.

4.5.6. Визначення очікуваного економічного ефекту від впровадження способу підвищення несучої здатності металевого кріплення в умовах мінералізованих шахтних вод.

У результаті виконаних досліджень розроблена номограма для визначення товщини набризкбетонного покриття в залежності від гірничотехнічних умов експлуатації металевого кріплення та визначена область раціонального використання запропонованого способу підвищення несучої здатності металевого кріплення капітальних гірничих виробок для умов шахт ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ», ПАТ «ДТЕК ПАВЛОГРАДВУГІЛЛЯ».

На підставі аналізу витрат на ремонтні роботи, виконаних у виробках шахти, були визначені середні витрати на ремонт і підтримку 1 м виробок і виконаний розрахунок очікуваної економічної ефективності від використання способу, який для умов шахт ВАТ «ДТЕК ДОБРОПІЛЛЯВУГІЛЛЯ» складе 127 тис. грн. на рік для капітальної виробки довжиною 1000 м при експлуатації протягом 15 років (за рівнем цін 2003 року).

ВИСНОВКИ

Виконаний комплекс досліджень, що включає лабораторні, аналітичні і шахтні експерименти, спрямований на рішення важливої народногосподарської задачі – розробку ресурсосберігаючих заходів щодо забезпечення тривалої стійкості протяжних капітальних і підготовчих виробок.

Рішення задачі виконувалося по чотирьох напрямках, виділених на основі аналізу сукупності факторів, що впливають на стан виробок, що складаються в дослідженні закономірностей:

- напружено-деформованого стану масиву у подошві протяжної виробки в умовах здимання порід подошви і наявності структурних особливостей вуглевміщуючої товщі;

- проявів гірського тиску у виді раптових обвалень покрівлі для прогнозування моменту обвалення порід основної покрівлі та їх впливу на стан підготовчих виробок;

- взаємодії анкерних систем з приконтурним масивом у капітальних виробках;

- процесів корозії металевого кріплення в залежності від основних факторів, що впливають, для розробки способу підвищення довготривалої несучої здатності металевого кріплення.

В ході досліджень отримані наступні основні результати:

- у ході лабораторного моделювання здимання подошви протяжної виробки встановлено, що до вивчення закономірностей цього процесу можна підходити з позицій біфуркаційного підходу і розглядати його як процес втрати пружнопластичної стійкості геомеханічної системи «виробка-порідний масив»;

- на моделях з еквівалентних матеріалів доведено, що настання моменту втрати пружнопластичної стійкості подошви виробки має прямо пропорційну, а інтенсивність здимання – зворотно-пропорційну залежність від потужності міцного шару в основній покрівлі;

– доведена можливість застосування феноменологічного підходу, що враховує ефекти розпушення і розміцнення, що виникають при формуванні зони розпушення біля виробки, для чисельного дослідження процесу втрати стійкості підшви капітальної виробки;

– на основі аналітичних досліджень доведено, що розміри зони розпушення в підшві виробки залежать від потужності міцного шару і від відстані між підшоною виробки і міцним шаром нелінійно. При цьому від потужності міцного шару встановлена зворотна залежність, а від відстані до нього – пряма, що дозволяє обґрунтовано вибирати раціональне місце закладення капітальної виробки, розташованої в породах, типових для ВАТ «ДТЕК Добропіллявугілля», відносно шару міцної породи типу пісковиків, що знаходиться в належній над виробкою товщі;

– моделювання на еквівалентних матеріалах процесу обвалення основної покрівлі в умовах шахти «Білозерська» ВАТ «ДТЕК Добропіллявугілля» дозволило детально простежити деформації товщі порід при просуванні вибою, розробити механічну модель процесу та встановити попередні параметри обвалень покрівлі вугільного пласту, що містить у належній товщі шар міцної породи, що важко обвалюється;

– на основі результатів чисельного моделювання встановлено закономірності генерального та сталого кроку обвалення від перемінних параметрів: довжини лави, розташування відокремленого елемента структури порідного масиву відносно вугільного пласту; обґрунтовано параметри криволінійного склепіння при генеральному обваленні, форма якого визначає закономірності обвалення порід покрівлі при подальшому видобуванні вугілля, із використанням точкового та інтегрального критеріїв міцності обвалення покрівлі вугільного пласту;

– на базі обґрунтованої фізичної трьохстадійної моделі деформування порід покрівлі при видобуванні положистих вугільних пластів, якщо в покрівлі залягає міцний шар, що важко обвалюється, яка об'єднує періоди формування

генерального обвалення, сталого обвалення і формування мульди зсуву на поверхні, було визначено параметри процесу обвалення покрівлі під час видобувних робіт, що дозволяє прогнозувати крок генерального та сталого обвалень, раціонально розмістити кріплення у підготовчих виробках, підвищити безпеку працюючих у лаві в умовах, що подібні до гірничотехнічних умов розробки пласта l_8 на шахті «Білозерська» ВАТ «ДТЕК Добропіллявугілля»;

– розроблена пружнопластична чисельна математична модель системи «анкер-порідний масив», яка дозволяє встановити закономірності зміни напружено-деформованого стану неоднорідного порідного масиву на контакті «анкер-порода»;

– на основі чисельної математичної моделі доведено, що розміри зони зруйнованих порід навколо виробки аркової форми, що закріплена анкерним кріпленням, не залежать від щільності анкерування і довжини анкера, а визначаються фізико-механічними властивостями гірських порід і параметрами початкового поля напружень. Зміщень контуру виробки в умовах «жорсткого» деформування приконтурного масиву визначається величиною об'ємного розпушення порід і нелінійно залежать від числа і довжини анкерів, що дозволить в залежності від призначення виробки вибирати раціональні параметри анкерного кріплення. При проведенні виробки в неоднорідному порідному масиві та встановленні анкерного кріплення з параметрами: щільність анкерування $0,8...1,0$ анк./м², довжина анкерів $2,2...2,5$ м, є достатнім для підтримання виробки в експлуатаційному стані в умовах шахт ВАТ «ДТЕК Добропіллявугілля».

– визначені залежності протікання процесу корозії від наявності окалини, мінералізації шахтних вод, а також зміни швидкості корозії від діючих навантажень, що дозволило прогнозувати корозійний знос у залежності від умов експлуатації;

– отримана аналітична залежність зміни несучої здатності СВП профілів від корозійного зносу, а також від терміну експлуатації кріплення (при

постійній швидкості корозії), що дозволило визначати несучу здатність профілю кріплення, по будь-якому з відомих факторів (тривалість експлуатації кріплення, корозійний знос). Отримана математична модель зміни несучої здатності профілів СВП протягом терміну експлуатації для умов шахт ВАТ «ДТЕК Добропіллявугілля», ПАТ «ДТЕК Павлоградвугілля», яка дозволяє визначати несучу здатність профілю кріплення в залежності від терміну експлуатації кріплення з урахуванням специфіки умов експлуатації;

– розроблено номограму для визначення параметрів товщини набризкбетонного покриття як захист від корозії, спосіб підвищення несучої здатності металевих кріплень, а також визначена очікувана область раціонального використання способу підвищення несучої здатності металевих кріплень для умов шахт ВАТ «ДТЕК Добропіллявугілля» і ПАТ «ДТЕК Павлоградвугілля», що дозволить істотно підвищити (у 1,4...1,6 разів при експлуатації кріплення 15 років) несучу здатність металевих аркових кріплень капітальних виробок і знизити обсяги ремонтних робіт.

Встановлені закономірності й отримані на їх основі технічні рішення були впроваджені при проведенні бремсберга №2 та підготовчих виробок пл. l_8 гор. 550 м шахти «Білозерська» ВАТ «ДТЕК Добропіллявугілля», при кріпленні відкаточного квершлягу на пл. m_5 та південного панельного уклону пласту l_3 горизонту 550 м шахти «Алмазна» ВАТ «ДТЕК Добропіллявугілля».

ПЕРЕЛІК ПОСИЛАНЬ

1. Кузнецов Г.Н. Экспериментальные методы исследований вопросов горного давления / Г.Н. Кузнецов // Труды Совещания по управлению горным давлением. – М.: Углетехиздат, 1948. – С. 9-149.
2. Моделирование проявлений горного давления: Монография / Г.Н. Кузнецов, М.Н. Будько, Ю.И. Васильев и др. – Л.: Недра, Ленинградское отделение, 1968. – 279 с.
3. Изучение проявлений горного давления на моделях: Монография / Г.Н. Кузнецов, М.Н. Будько, А.А. Филиппова и др. – М.: Углетехиздат, 1959. – 285 с.
4. Козин А.М. Методическое руководство по подбору и испытанию эквивалентных материалов для моделирования / А.М. Козин, Е.П. Рутковская. – М.: ИГД им. Скочинского, 1974. – 40 с.
5. Ломтадзе В.Д. Методы лабораторных исследований физико-механических свойств горных пород: Монография / В.Д. Ломтадзе. – Л.: Недра, 1972. – 312 с.
6. Гапеев С.Н. Закономерности потери упругопластической устойчивости сложноструктурного массива в окрестности одиночной выработки: дис. ... канд. техн. наук: 05.15.09 / Гапеев Сергей Николаевич. – Днепропетровск, 2005. – 188 с.
7. Терещук Р.Н. Обоснование параметров анкерной крепи капитальных наклонных выработок в условиях шахт ГХК «Добропольеуголь»: Дис. ... канд. техн. наук: 05.15.04 / Терещук Роман Николаевич. – Днепропетровск, 2002. – 162 с.
8. Терещук Р.Н. Подбор состава и испытание эквивалентных материалов для изготовления неоднородных моделей / Р.Н. Терещук, С.В. Мартыненко // Геотехническая механика. – Сб. науч. тр. ИГТМ НАНУ. – 2000. – №23. – С. 136-141.

9. Шашенко А.Н. Устойчивость подземных выработок в неоднородном породном массиве: Дис. ... докт. техн. наук: 05.15.04 / Шашенко Александр Николаевич. – Днепропетровск, 1988. – 507 с.
10. Роечко А.Н. Устойчивость подготовительных выработок угольных шахт в условиях больших глубин разработки: Дис. ... докт. техн. наук: 05.15.04 / Анатолий Николаевич Роечко. – Днепропетровск, 1995. – 426 с.
11. Феннер Р. Исследование горного давления / Р. Феннер // Горное давление. – М.: Госгортехиздат, 1961. – С. 5-58.
12. Лаббас А. Давление горных пород в угольных шахтах / А. Лаббас // Горное давление. – М.: Госгортехиздат, 1961. – С. 59-199.
13. Руппенейт К.В. Давление: и смещение горных пород в лавах пологопадающих пластов: Монография / К.В. Руппенейт. – М.: Углетехиздат, 1957. – 222 с.
14. Галин Л.А. Плоская упругопластическая задача / Л.А. Галин // Прикладная математика и механика. – 1946. – Т.10. – Вып. 3. – С. 307-386.
15. Космодамианский А.С. Упругопластическая задача для изотропного массива, ослабленного бесконечным рядом одинаковых круговых выработок / А.С. Космодамианский // Изв. АН СССР. Отд-ние техн. наук, механика и машиностроение. – 1961. – № 4. – С. 187-188.
16. Мирсалимов В.М. О решении упругопластических задач для плоскости с однопериодической системой круговых отверстий / В.М. Мирсалимов // ДАН АзССР. – 1973. – Т. 29. – № 5. – С. 11-15.
17. Аннин Б.Д. Упругопластическое распределение напряжений в плоскости, ослабленной двумя круговыми отверстиями / Б.Д. Аннин // Динамика сплошной среды: Монография. – Новосибирск: Наука, 1969. – Вып. 1.– С. 234-241.
18. Остросаблин Н.И. Упругопластическое распределение напряжений в плоскости, ослабленной конечным числом круговых отверстий / Н.И. Остросаблин // Прикл. механика. – 1973. – Т.9. – № 10. – С. 124-128.

19. Перлин П.И. Решение плоских упругопластических задач двух-связных областей / П.И. Перлин // Инж. журнал. – 1961. – Т.1. – Вып.4. – С. 68-76.
20. Сажин В.С. Упругопластическое распределение напряжений вокруг горных выработок различного очертания: Монография / В.С. Сажин. – М.: Наука, 1968. – 90 с.
21. Немчин Н.П. Об учете неупругого разрыхления в теории горного давления / Н.П. Немчин // ФТПРПИ. – 1971. – № 3. – С. 13-17.
22. Линьков Л.М. О постановке и решении задач деформирования пород вокруг горные выработок за пределом прочности / Л.М. Линьков // Проблемы механики подземных сооружений: Монография. – Л.: Изд-во ЛГИ, 1979. – С. 9-13.
23. Баклашов И.В. Механические процессы в породных массивах: Монография / И.В. Баклашов, Б.А. Картозия. – М.: Недра, 1986. – 272 с.
24. Глушко В.Т. Разрушение горных пород и прогнозирование проявлений горного давления: Монография / В.Т. Глушко, В.В. Виноградов. – М.: Недра, 1980. – 214 с.
25. Протосеня А.Г. Упругопластическое распределение напряжений возле кругового отверстия для пластически неоднородной среды / А.Г. Протосеня // Прикладная механика. – 1972. – Т.8. – № 2. – С. 73-78.
26. Шашенко А.Н. Некоторые задачи статистической геомеханики: Монография / А.Н. Шашенко, С.Б. Тулуб, Е.А. Сдвижкова. – К.: «Пульсари», 2002. – 304 с.
27. Шашенко А.Н. Упругопластическая задача для структурно-неоднородного массива, ослабленного круглой выработкой / А.Н.Шашенко. – Прикл. механика. – 1989. – Т.25. – № 6. – С. 48-54.
28. Бенерджи П. Методы граничных элементов в прикладных науках: Монография [Пер. с англ.] / П. Бенерджи, Р. Батеерфилд. – М.: Мир, 1984. – 494 с.

29. Векслер Ю.А. Решение пространственной задачи упругости для подготовительной выработки / Ю.А. Векслер, Н.А. Жданкин, С.Б. Колосов // ФТПРПИ. – 1981. – № 4. – С. 15-23.
30. Векслер Ю.А. Анализ объемного напряженно-деформированного состояния массива пород в окрестности забоя горной выработки / Ю.А. Векслер, Н.А. Жданкин, С.Б. Колосов // Аналитические и численные исследования в механике горных пород. – Новосибирск.: ИГД. – 1981. – С. 70-72.
31. Петухов И.М. Напряженное состояние массива горных пород около очистных выработок произвольной формы в плане / И.М. Петухов, В.В. Зубков, И.А. Зубкова [и др.] // ФТПРПИ. – 1982. – № 5. – С. 3-8.
32. Новикова Л.В. Оценка влияния забоя выработки на напряженно-деформированное состояние крепи соседних выработок и окружающих пород / Л.В. Новикова, Н.П. Уланова, Аб. Касем // Науковий вісник НГА України. – 1998. – №1. – С. 29-31.
33. Сдвижкова Е.А. Численный анализ работы металлической рамной крепи в условиях случайного нагружения / Е.А. Сдвижкова // Горный информационный аналитический бюллетень. – 1997. – №4. – С. 163-166.
34. Метод конечных разностей [Электронный ресурс] // Википедия – Свободная энциклопедия. – Режим доступа: http://ru.wikipedia.org/w/index.php?title=Метод_конечных_разностей&oldid=62712561
35. Zauderer E. Finite Difference Methods, in Partial Differential Equations of Applied Mathematics. Third Edition / E. Zauderer // USA, Hoboken: John Wiley & Sons, 2006. – 968 p.
36. Lapidus L. Basic Concepts in the Finite Difference and Finite Element Methods / L. Lapidus, G.F. Pinder // Numerical Solution of Partial Differential Equations in Science and Engineering. – USA, Hoboken: John Wiley & Sons, 1999. – 678 p.

37. Aliabadi M.H. The Boundary Element Method. Volume 2: Applications in Solids and Structures / M.H. Aliabadi.– England: John Wiley and Sons Ltd, 2002. – 598 p.
38. Кацикаделис Джон Т. Граничные элементы: теория и приложения / Джон Т. Кацикаделис. – М: Изд-во АСВ, 2007. – 336 с.
39. Метод граничного элемента [Электронный ресурс] // Википедия – Свободная энциклопедия. – Режим доступа: http://ru.wikipedia.org/w/index.php?title=Метод_граничного_элемента&oldid=61812475
40. Duriez J. Incrementally non-linear plasticity applied to rock joint modelling / J. Duriez, F. Darve, F.-V. Donzé // International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics. – 2013. – №37. – Vol.5. – P. 453-477.
41. Dang H.K. An efficient finite–discrete element method for quasi-static nonlinear soil–structure interaction problems / H.K. Dang, M.A. Meguid // International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics.– 2013. – №37. – Vol.2. – P. 130-149.
42. Kawamoto T. A review of numerical analysis of tunnels in discontinuous rock masses / T. Kawamoto, Ö. Aydan // International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics. –1999. – №23. – Vol.13. – P. 1377-1391.
43. Kremmer M. A method for representing boundaries in discrete element modelling. Part I: Geometry and contact detection / M. Kremmer, J.F. Favier // International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics.– 2001. – №51. – Vol.12. – P. 1407-1421.
44. Kremmer M. A method for representing boundaries in discrete element modelling. Part II: Kinematics / M. Kremmer, J.F. Favier // International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics. – 2001. – №51. – Vol.12. – P. 1423-1436.
45. Cundall P.A. A distinct element model for granular assemblies / P.A. Cundall, O.D.L. Strack // Geotechnique. – 1979. – №29. – P. 47-65.

46. Williams J.R. Theoretical Basis of the Discrete Element Method / J.R. Williams, G. Hocking, G.G.W. Mustoe // Numerical Methods of Engineering: Theory and Applications. – Rotterdam: Balkema, 1985.
47. Pande, G. Numerical Modeling in Rock Mechanics / G. Pande, G. Beer, J.R. Williams. – England: John Wiley and Sons Ltd, 1990.
48. Munjiza A. The Combined Finite-Discrete Element Method / A. Munjiza. – England: John Wiley and Sons Ltd, 2004. – 352 p.
49. Розин Л.А. Расчет гидротехнических сооружений на ЭЦВМ. Метод конечных элементов: Монография / Л.А. Розин. – Л.: Энергия, 1971. – 214 с.
50. Розин Л.А. Метод конечных элементов в приложении к упругим системам: Монография / Л.А. Розин. – М.: Стройиздат, 1977. – 129 с.
51. Зенкевич О. Метод конечных элементов в теории сооружений и в механике сплошных сред: Монография [Пер. с англ.] / О. Зенкевич, И. Чанг. – М.: Недра, 1974. – 239 с.
52. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике: Монография / О. Зенкевич. – М.: Мир, 1975. – 539 с.
53. Норри Д. Введение в метод конечных элементов: Монография / Д. Норри, Ж. де Фриз. – М.: Мир, 1981. – 304 с.
54. Фадеев А.Б. Метод конечных элементов в геомеханике: Монография / А.Б. Фадеев. – М.: Недра, 1987. – 221 с.
55. Амусин Б.З. Метод конечных элементов при решении задач горной геомеханики: Монография / Б.З. Амусин, А.Б. Фадеев. – М.: Недра, 1975. – 144 с.
56. Амусин Б.З. Расчет взаимодействия крепи подземных выработок некругового очертания с неоднородным вязкоупругим массивом горных пород / Б.З. Амусин // ФТПРПИ. – 1979. – № 2. – С. 100-102.
57. Ержанов Ж.С. Метод конечных элементов в задачах механики горных пород: Монография / Ж.С. Ержанов, Т.Д. Каримбаев. – Алма-Ата.: Наука, 1975. – 238 с.

58. Куроедов В.В. О реализации МКЭ в задачах физически нелинейной теории упругости / В.В. Куроедов // Метод конечных элементов и строительная механика: Сб. науч. тр. ЛПИ. – Ленинград: Изд-во ЛПИ, 1976. – №349. – С. 43-47.
59. Крэнчур И.П. Об оценке некоторых итерационных методов решения задач физически нелинейной теории упругости / И.П. Крэнчур, В.В. Куроедов // Метод конечных элементов и строительная механика: Сб. науч. тр. ЛПИ. – Ленинград: Изд-во ЛПИ, 1976. – №349. – С. 48-53.
60. Караулов А.М. Конечноеэлементный анализ упругопластического деформирования массива грунта с изменяющимися характеристиками прочности / А.М. Караулов, Ю.И. Соловьев // Численные методы в геомеханике и оптимальное проектирование фундаментов. Межвуз. сборник. – Йошкар-Ола: Изд-во МарПИ, 1989. – С. 22-24.
61. Пилягин А.В. Решение пространственной упругопластической задачи механики грунтов и ее практические приложения / А.В. Пилягин // Численные методы в геомеханике и оптимальное проектирование фундаментов. Межвуз. сборник. – Йошкар-Ола: Изд-во МарПИ, 1989. – С. 54-60.
62. Сопоставление результатов численных и инженерных расчетов устойчивости склона сложного геологического строения / С.Б. Ухов, В.В. Семенов, Е.Ф. Гулько [и др.] // Численные методы в геомеханике и оптимальное проектирование фундаментов. Межвуз. сборник. – Йошкар-Ола: Изд-во МарПИ, 1989. – С. 60-63.
63. Wittke W. Finite Element Method (FEM) / W. Wittke // Rock Mechanics Based on an Anisotropic Jointed Rock Model (AJRM). – Germany, Weinheim: Wiley-VCH Verlag GmbH, 2014. – 900 p.
64. Koko T.S. Non-linear analysis of stiffened plates using super elements / T.S. Koko, M.D. Olson // International Journal for Numerical Methods in Engineering. – 1991.– №31. – Vol.2. – P. 319-343.

65. Bobet A.A. Simple Method for Analysis of Point Anchored Rockbolts in Circular Tunnels in Elastic Ground / A.A. Bobet // Rock Mechanics and Rock Engineering. – 2006. – №39. – Vol.4. – P.315-338.
66. Павлова Л.Д. Дискретизация массива горных пород на конечные элементы, конгруэнтные структурным блокам разрушаемого углепородного массива / Л.Д. Павлова // Вестн. Том. гос. ун-та. – 2004. – №284. – С.231-235.
67. Метод конечных элементов [Электронный ресурс] // Википедия – Свободная энциклопедия. – Режим доступа: http://ru.wikipedia.org/w/index.php?title=Метод_конечных_элементов&oldid=61385244
68. Шашенко А.Н. Деформируемость и прочность массивов горных пород: Монография / А.Н. Шашенко, Е.А. Сдвижкова, С.Н. Гапеев. – Днепропетровск: НГУ, 2008. – 224 с.
69. Хозяйкина Н.В. Закономірності зміни граничного напруженого стану у складноструктурній покрівлі лав положистих вугільних пластів: дис... кандидата техн. наук: 05.15.09 / Хозяйкина Наталія Володимирівна. – Дніпропетровськ, 2004. – 127 с.
70. Хозяйкина Н.В. Моделирование на эквивалентных материалах процесса обрушения основной кровли в условиях ш. Белозерская ГХК «Добропольеуголь» / Н.В. Хозяйкина // Сборник научных трудов Национального горного университета № 15, том 1., 2003. – С. 45-52.
71. Хозяйкина Н.В. Закономерности обрушения пород кровли лав, вмещающих пласт прочных горных пород / Н.В. Хозяйкина // Информационный бюллетень Московского государственного горного университета № 1. – 2004. – С. 174-177.
72. Шашенко А.Н. Механика горных пород: Учебник / А.Н. Шашенко, В.П. Пустовойтенко. – Днепропетровск: НГУ, 2003. – 399 с.
73. Кужель С.В. Взаимосвязь технологических и геомеханических параметров при обрушении пород кровли в лавах / С.В. Кужель, Н.В.

- Хозяйкина. // Науковий вісник НГУ № 4. – Дніпропетровськ, 2003. – С. 49-51.
74. Шашенко А.Н. Закономерности изменения предельного напряженного состояния в сложноструктурной кровле угольного пласта при формировании генерального обрушения/ А.Н. Шашенко, Н.В. Хозяйкина. // Науковий вісник НГУ № 12. – Дніпропетровськ, 2003. – С. 9-14.
75. Шашенко А.Н. Методы теории вероятностей в геомеханике / А.Н. Шашенко, Н.С. Сургай, Л.Я. Парчевский. // К: Техника, 1994. – 209 с.
76. Шашенко А.Н. Закономерности изменения предельного состояния в сложноструктурной кровле угольного пласта при установившемся обрушении / А.Н. Шашенко, Н.В. Хозяйкина. // Науково-технічний журнал Науковий вісник Національного гірничого університету № 4. – Дніпропетровськ, 2004. – С. 49-52.
77. Хозяйкина Н.В. Обрушение пород кровли в лавах пологопадающих угольных пластов: Монография / Н.В. Хозяйкина. – Д.: Национальный горный университет, 2012. – 127 с.

Наукове видання

Гапєєв Сергій Миколайович
Хозяїкіна Наталія Володимирівна
Терещук Роман Миколайович
Коваленко Владислав Вікторович

**РЕСУРСОЗБЕРІГАЮЧІ ТЕХНОЛОГІЇ УПРАВЛІННЯ
СТІЙКІСТЮ ПРОТЯЖНИХ ВИРОБОК ВУГІЛЬНИХ ШАХТ**

Монографія

Видано в редакції авторів.

Підписано до друку 12.01.2016. Формат 30x42/4.
Папір офсетний. Ризографія. Ум. друк. арк. 8,2.
Обл.-вид. арк. 8,2. Тираж 300 пр. Зам. № ____.

Підготовлено до друку та видруковано
у Державному вищому навчальному закладі
«Національний гірничий університет».
Свідоцтво про внесення до Державного реєстру ДК № 1842
від 11.06. 2004.

49005, м. Дніпропетровськ, просп. К. Маркса, 19.