

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ
«ДНІПРОВСЬКА ПОЛІТЕХНІКА»



**ПРИКЛАДНІ ЗАДАЧІ ГЕОМЕХАНІКИ
ВУГІЛЬНИХ ШАХТ**
Книга 1. Моделювання гірського масиву

Навчальний посібник

Дніпро
ЛПрес
2024

*Рекомендовано вченою радою НТУ «Дніпровська політехніка»
як навчальний посібник для здобувачів ступеня доктора філософії
спеціальності 184 «Гірництво» (протокол № 6 від 16.05.2024).*

Рецензенти:

О.П. Круковський – д-р техн. наук, чл.-кор. НАН України (Інститут геотехнічної механіки ім. М.С. Полякова НАН України);

С.В. Подкопасв – д-р техн. наук, проф. (ДВНЗ «Донецький національний технічний університет).

Автори: В.І. Бондаренко, І.А. Салєєв, В.Г. Черватюк, Г.А. Симанович, І.А. Ковалєвська.

Прикладні задачі геомеханіки вугільних шахт. Книга 1. Моделювання гірського масиву : навч. посіб. / В.І. Бондаренко, І.А. Салєєв, В.Г. Черватюк, Г.А. Симанович, І.А. Ковалєвська ; М-во освіти і науки України, Нац. техн. ун-т «Дніпровська політехніка». – Дніпро : ЛППрес, 2024. – 516 с.

ISBN 978-617-95259-2-6

Розглянуто приклади розв'язування задач сучасного гірничого виробництва із застосуванням методів комп'ютерного моделювання геомеханічних процесів, що відбуваються в масиві під час ведення гірничих робіт. Детально проаналізовано особливості, структуру й технологію моделювання геомеханічних систем за допомогою методів скінченних елементів, зокрема напружено-деформованого стану гірського масиву, який вміщує підземну виробку, залежно від багатьох показників.

Матеріал посібника базується на знаннях гірничої інженерії і технологій, що передбачено програмами освітніх компонент: «Механіка гірських порід» «Гірнична інженерія», «Моделювання геомеханічних систем у задачах підземного видобутку корисних копалин» під час підготовки здобувачів спеціальності «Гірництво».

Видання буде корисним у підготовці аспірантів та інженерно-технічних кадрів для гірничовидобувних підприємств.

УДК 622.831.3.02

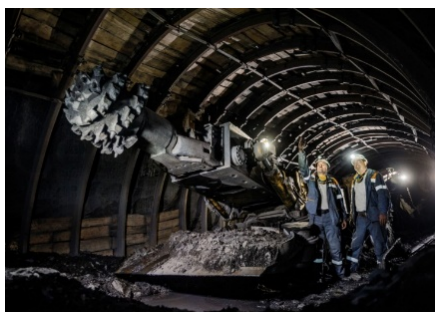
ISBN 978-617-95259-2-6

© Бондаренко В.І., Салєєв І.А., Черватюк В.Г.,
Симанович Г.А., Ковалєвська І.А., 2024
© НТУ «ДП», 2024
© ФОП Лізунов Є.В. (обкладинка), 2024

ВСТУП

Видобуток і переробка корисних копалин є невід’ємною складовою життєдіяльності людства протягом усього періоду розвитку цивілізації. Позитивні тенденції зростання обсягів видобутку твердих корисних копалин наприкінці ХХ, на початку ХХІ століть за оцінкою провідних експертів будуть і надалі розвиватися та закріплюватися, оскільки вони відповідають нагальним потребам світової економіки. Не може залишатися осторонь цих процесів і гірничо-видобувна промисловість України, яка поступово інтегрується у всесвітню структуру цієї галузі економіки. Об’єктивною базою інтеграції можна вважати поєднання таких трьох основних факторів:

- наявність на гірничих підприємствах країни висококваліфікованого інженерно-технічного персоналу, який здатний успішно виконувати гірничотехнічні завдання будь-якого рівня складності на основі багатого досвіду, набутого за півтораковіку історію гірництва в Україні;
- розвинена інфраструктура в забезпеченні розробки інноваційних технологій і створення сучасної техніки для видобутку й переробки корисних копалин;
- існування великих запасів твердих корисних копалин.



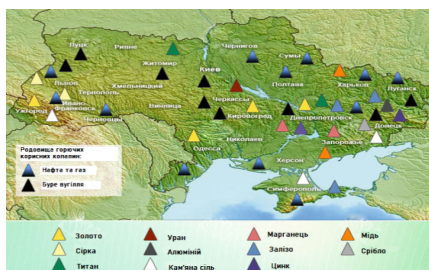
Інноваційна техніка для видобутку корисних копалин



Висококваліфіковані фахівці – запорука успіху виробництва

Наприклад, у загальній кількості світового видобутку корисних копалин частку України оцінюють у 5 %, зокрема вугілля – 3 %, руди чорних металів – 1 %, марганцевої руди – 20 %.

У зв’язку цим необхідно всебічно підтримувати тенденції розвитку гірничо-видобувної галузі України та її окремих складових, зокрема в розробленні різних напрямів інтенсифікації виробничих процесів.



Мапа корисних копалин України

Одне з головних питань будь-якої технології підземного видобутку корисних копалин – це зниження собівартості кінцевого продукту. Розв'язуючи це питання, необхідно брати до уваги особливості геомеханічних процесів, що відбуваються в гірському масиві під час спорудження там штучних порожнин та їхньої експлуатації. Пріоритет розробки напряму ефективного керування гірським тиском зумовлений безпосереднім зв'язком технологічних процесів підземного видобутку корисних копалин з рівнем стійкості всього комплексу гірничих виробок (капітальних, підготовчих, очисних).



Комп'ютерне моделювання геомеханічних процесів

Отже, вивчення закономірностей виникнення та перебігу проявів гірського тиску, створення методів і способів керування їхніми параметрами з огляду на критерій збереження ресурсів під час підтримання гірничих виробок є актуальною та важливою складовою діяльності гірничого інженера.

Не менш важливою можемо вважати справу підготовки фахівців, здатних обґрунтовувати і приймати нові технічні рішення, застосовуючи сучасні методи комп'ютерного моделювання підземних геомеханічних процесів під час ведення

гірничих робіт. Нині технологія виконання обчислювального експерименту в дослідженні різних проблем гірничовидобувної промисловості перебуває на стадії активного розвитку. У зв'язку з цим сучасні гірничі інженери, оволодівши комплексом знань і здобувши досвід створення комп'ютерних моделей геомеханічних процесів, формують для себе передумови висококваліфікованої роботи на гірничих підприємствах, у наукових і проєктних центрах.

У цьому навчальному посібнику задіяно матеріали низки дисциплін, це зокрема «Механіка гірських порід», «Моделювання виробничих процесів», «Організація навчання та досліджень у сфері безпеки», «Процеси підземних гірничих робіт», «Теорія керування станом гірських порід», «Теорія газодинамічних явищ», «Моделювання об'єктів гірничого виробництва», «Охорона праці», «Основи гірничого виробництва».

Висловлюємо сподівання, що пропонована книга буде корисною для фахівців проєктних і науково-дослідних інститутів гірничодобувної галузі, інженерно-технічних працівників, а також студентів навчальних закладів гірничого профілю.

У написанні тексту посібника брали участь працівники «Дніпровської політехніки», зокрема розділ 1 написано разом з І. Шекою і І. Вівчаренком, розділ 2 – з Д. Малашкевичем і В. Медяником, розділ 3 – з М. Шишовим, розділ 4 – з О. Гайдаєм, розділ 10 і 12 – з В. Красником, розділи 13 і 14 – з В. Снігуром.

Автори висловлюють глибоку вдячність О. Маловій за підготовку рукопису до видання.

1 СКЛАДОВІ МАТЕМАТИЧНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ГЕОМЕХАНІЧНИХ ПРОЦЕСІВ ТА ЙОГО ІСТОРІЯ

Викладено відомості про історію розвитку математичного моделювання від зародження людської цивілізації і дотепер. Надана загальна характеристика математичного моделювання як одного з сучасних методів вивчення об'єктів і явищ навколишнього світу. Наведено відомості про існуюче програмне забезпечення та його призначення щодо вирішення інженерних задач.

Мета – сформувати загальні поняття про сутність математичного моделювання у ракурсі історії його розвитку, характеристику «обчислювального експерименту» та його розгляду як нової технології науково-практичних досліджень щодо ефективного вирішення нагальних та перспективних проблем існування світової цивілізації.

На базі вивчення матеріалу студент повинен вміти:

- розрізнати історичні етапи математичного моделювання щодо опису об'єктів і процесів, які цікавлять людство;
- сформувати ціль створення математичної моделі об'єкта, що цікавить;
- уявляти відмінності між статичною та динамічною моделями і доцільні області їх використання;
- обрати належний програмний пакет відповідно до конкретної науково-технічної задачі.

1.1 Алгоритм викладу матеріалу

Спроба системного викладу обширних відомостей за результатами моделювання різних об'єктів технологій гірничого виробництва дозволила сформулювати низку взаємозалежних завдань у рамках єдиної мети написання цієї книги: узагальнення методик та прийомів створення геомеханічних моделей функціонування підземних споруд та аналізу їхнього стану за допомогою сучасних комп'ютерних програм для обґрунтування прийнятих технічних рішень з інтенсифікації технологічних процесів видобутку корисних копалин.

Поставлену мету найцілесобразніше, на нашу думку, реалізувати в наступній послідовності викладу основного змісту книги:

- історія математичного моделювання та його місце у розвитку світової цивілізації;
- методологічні підходи та програмне забезпечення для моделювання геомеханічних процесів підземного видобутку корисних копалин, їх удосконалення в режимі взаємовпливу;
- діалектика розвитку досліджень проявів гірського тиску в підземних виробках та основні задачі механіки підземних споруд на сучасному рівні моделювання геомеханічних процесів;
- існуючі методи математичного моделювання будови породного масиву в районі ведення гірничих робіт;

- спосіб відображення у моделі обчислювального експерименту фізико-механічних властивостей гірського масиву;
- вимоги до вибору геометричних параметрів, початкових та граничних умов геомеханічної моделі для підвищення рівня її адекватності реальним умовам та достовірності результатів розрахунку параметрів;
- основні методи і прийоми моделювання сучасних конструкцій кріплень та охоронних споруд гірничих виробок, механічного обладнання з урахуванням критеріїв адекватного й достовірного відображення режимів взаємодії зазначених об'єктів з гірським масивом;
- технологічні особливості виконання обчислювального експерименту;
- методики та прийоми аналізу результатів розрахунку, формулювання висновків та рекомендацій за параметрами ресурсозберігаючого ведення гірничих робіт на конкретному гірничодобувному підприємстві.

1.2 Історія математичного моделювання

Моделі та моделювання використовувалися людством дуже давно (рис. 1.1). За допомогою моделей розвивалася мова, писемність, графіка; спочатку наскельні зображення, зроблені нашими далекими предками, пізніше картини і книги – це модельні, інформаційні форми передачі знань наступним поколінням про навколишній світ (рис. 1.2).



Рис. 1.1. Графічний спосіб передачі знань



Рис. 1.2. Розвиток моделювання за допомогою писемності

Моделі застосовуються щодо складних явищ і процесів, конструюванні нових споруд – добре збудована модель, зазвичай, більш доступна для досліджень ніж реальний об'єкт. Крім того, деякі об'єкти взагалі не можуть бути вивчені безпосередніми дослідженнями (рис. 1.3).

Спочатку елементи математики з'явилися у зв'язку з необхідністю вирішення низки завдань практики: вимірювання місцевості та об'єктів (рис. 1.4), навігація тощо. Тому математика була чисельною математикою – її метою було отримання рішення у вигляді числа. Чисельні рішення завжди цікавили математиків, з яких найбільш видатні особистості поєднували у своїх дослідженнях вивчення явищ природи, отримання їх математичного опису та його

аналіз. Аналіз ускладнених моделей призвів до необхідності створення спеціальних чисельних методів розв'язання задач. Назви деяких з таких методів – Ньютона, Ейлера, Лобачевського, Гауса, Чебишева, Ерміта – свідчать про те, що їх розробкою займалися найяскравіші вчені свого часу.



Рис. 1.3. Конструювання нових споруд як приклад моделювання

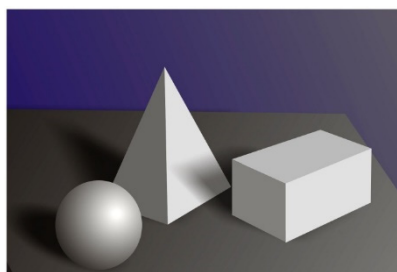


Рис. 1.4. Обчислення у простих задачах арифметики

Перший період математичного моделювання розпочався приблизно тричотири тисячі років тому. Він був пов'язаний з обчисленнями площ, об'ємів, розрахунками нескладних механізмів; іншими словами, з простими завданнями арифметики, алгебри та геометрії. Засоби обчислень – власні пальці рук, потім – рахівниця. Вихідні дані містили мало цифр і більшість розрахунків виконували точно без округлення.

Початок другого періоду ототожнюється з роботами Ісаака Ньютона (рис. 1.5), коли вирішувалися завдання астрономії, геодезії, розрахунку будівельних конструкцій, машин та механізмів; ці завдання зводяться до звичайних диференціальних рівнянь або до систем алгебраїчних рівнянь з великою кількістю невідомих. Зазвичай обчислення виконувались із округленням, але іноді від результату вимагалася висока точність, так що доводилося зберігати до восьми значущих цифр. Обчислювальні засоби стали різноманітнішими: таблиці елементарних функцій, арифмометр, логарифмічна лінійка; наприкінці цього періоду з'явилися складні калькулятори механічного типу.

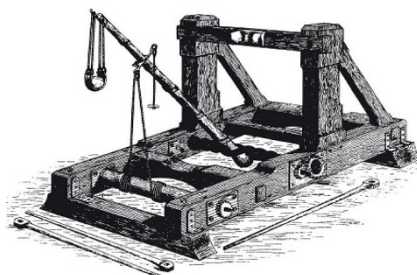


Рис. 1.5. Другий період в історії розвитку математичного моделювання

Третій період розпочався з середини 40-х років XX століття (рис. 1.6) – стимулом стали завдання, які виникли в ході бойових операцій Другої світової війни. Збільшені швидкості руху бойових машин (літаків, танків, кораблів) ви-

магали розробки ефективних засобів захисту. За вирішення цієї проблеми взяли визначні вчені того часу; у тому числі був і Норберт Вінер – відомий американський математик.



Рис. 1.6. Третій період в історії розвитку математичного моделювання

У цьому плані розкриває сутність рішення Вінера одне з прикладних завдань: для ефективної стрільби засобів протиповітряної оборони необхідно передбачити становище літака в наступні інтервали часу, щоб екстраполювати його траєкторію на найближчий час уперед із завданням потрапити в «точку зустрічі» літака і снаряду одночасно. Однак, точно вгадати майбутню траєкторію літака неможливо, оскільки пілот, який виконував протизенітний маневр, непередбачуваний у своїх діях. Тому траєкторію літака слід вважати випадковою, а зброя, що веде стрільянину, повинна «передбачити» цю випадкову траєкторію. Саме таке завдання поставив Н. Вінер як математик. На перший погляд, він взявся за повністю безнадійне завдання, тому що вгадати, як пройде випадкова траєкторія просто неможливо, – на те вона й випадкова. Дійсно, точне передбачення траєкторії тут неможливе, але при стрільбі чергою зенітних снарядів особливої точності не потрібно. З іншого боку, самої випадковості траєкторії літака не так уже й багато: його маневр обмежений фізичними законами руху і конструкцією літака. Залишкову невизначеність слід віднести на рахунок випадковості, яку можна передбачити лише приблизно статистичними методами. Таке завдання і вирішив Н. Вінер: спосіб, який він запропонував, потребував великого об'єму обчислень і їх необхідно було зробити за ті миті, поки літак наближався до цілі.



Рис. 1.7. Перші електронно-обчислювальні машини

Тому стали критично необхідні нові принципи обчислень, які виключають механіку; вони дали поштовх до створення електронно-обчислювальних машин (рис. 1.7). Починаючи з 50-х років XX століття наука дуже наблизилася до вивчення явищ, де причина і наслідок відрізняються на кілька порядків за своїми параметрами. Завдяки розкриттю сутності таких явищ виникли електронні лампи, транзистори, комп'ютери, лазери та ін. Найчастіше дані явища дуже погано піддаються традиційним методам аналізу. Надалі у процесі розвитку та вдосконалення цей напрямок теоретичного аналізу трансформувалася у нову сучасну технологію та методологію проведення теоретичних досліджень, яка отримала назву «обчислювальний експеримент» [1]. Основою обчислювального експерименту є математичне моделювання, теоретичною базою – прикладна математика, технічним ресурсом – потужні електронно-обчислювальні машини.

Математичні моделі є одним з основних інструментів пізнання людиною навколишнього світу. Під математичними моделями мають на увазі основні закономірності та зв'язки, які описують досліджуване явище. Це може бути формули чи рівняння, набори правил чи умов, виражених у математичній формі. Багато століть у математиці, механіці, фізиці та інших точних науках природознавства для опису різних явищ використовувалися математичні моделі (рис. 1.8).

В основі будь-якої математичної моделі покладено конкретний алгоритм, що вказує на послідовність обчислювальних та логічних операцій, які мають бути виконані для одержання чисельного рішення. З алгоритмами пов'язана історія математики; саме слово «алгоритм» є похідною від імені середньовічного узбецького вченого Аль-Хорезмі.

Ще давньогрецьким ученим був відомий алгоритм знаходження числа «пі» з високою точністю (рис. 1.9). Ісаак Ньютон запропонував ефективний чисельний метод розв'язання рівнянь алгебри, а Леонард Ейлер – чисельний метод вирішення звичайних диференціальних рівнянь. Як добре відомо, модифіковані методи Ньютона та Ейлера досі займають почесне місце в арсеналі обчислювальної математики. Щодо математичного моделювання в даний час можна говорити про три його покоління.

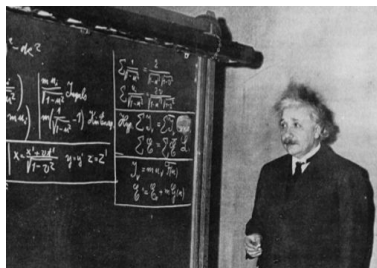


Рис. 1.8. Математична модель Альберта Ейнштейна



Рис. 1.9. Алгоритм застосування математичних моделей



Рис. 1.10. Методи отримання аналітичних рішень

Перше покоління – зазвичай йдеться про математичні записи окремих феноменологічних спостережень за реальними об'єктами. Щодо них характерна простота опису, типова лінійність рівнянь і мала розмірність (зазвичай, відображається лише одна чи дві змінні). Методи аналізу пов'язані переважно з отриманням аналітичних рішень (рис. 1.10).

Друге покоління – з’являються моделі, які відображають об’єкт «у всій його повноті» – модель визначає структуру і закони функціонування об’єкта, вона стає суттєво нелінійною, а класичний математичний апарат доповнюється логіко-семантичним. При цьому зростає розмірність до кількох десятків змінних: такі моделі називаються «складними» або «великими», а робочим інструментом стає обчислювальний експеримент.

На сьогодні починається перехід до третього покоління математичних моделей – моделей віртуального світу, які можна охарактеризувати як відображення світового простору комп’ютерними технологіями. При цьому різко зростає об’єм інформації, яка підлягає обробці, аналізу та відображенню.

Початок розвитку технології обчислювального експерименту припадає на 50-ті роки XX століття. Дата появи першого «серйозного» результату обчислювального експерименту в Радянському Союзі офіційно зафіксована – 1968 рік. У цей рік Держкомітет СРСР у справах відкриттів та винаходів зареєстрував відкриття явища, якого насправді ніхто не спостерігав – так званий ефект Т-шару (температурного струмового шару у плазмі). У даному випадку обчислювальний експеримент передував натурному, який потім планувався за результатами математичного моделювання.

Засновник Нобелівських премій Альфред Нобель, як відомо, виключив математику з наук, за досягнення в яких присуджується ця вища наукова нагорода. Разом з тим, сучасне математичне моделювання охоплює галузі досліджень, які донедавна недоступні математиці. Останніми роками низка Нобелівських премій з хімії, медицини, економіки, фізики елементарних частинок було присуджено роботам, методологічну основу яких становило математичне моделювання.

Обчислювальний експеримент, на відміну від натурних експериментальних установок, дозволяє накопичувати результати, які отримані при дослідженні будь-якого кола завдань, а потім швидко і гнучко застосовувати їх до розв’язання завдань в інших областях, що свідчить про універсальність багатьох математичних моделей. Потреби обчислювального експерименту при вивченні глобальних процесів і явищ, наприклад, клімату Землі виявилися пов’язані з необхідністю забезпечити максимально можливі обчислювальні потужності. Вихід було знайдено у колективному використанні обчислювальних потужностей, доступних дослідниками через комп’ютерні мережі (рис. 1.11).

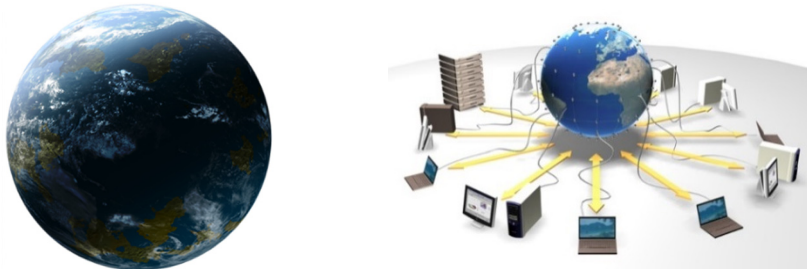


Рис. 1.11. Вивчення глобальних процесів і явищ за допомогою обчислювального експерименту

Проведення робіт з глобального моделювання стимулювалося неурядовою організацією під назвою «Римський клуб». Першу з таких моделей в 1971 році опублікував американський фахівець з теорії управління Д. Форрестер. Проведені ним комп'ютерні ігри з глобальною моделлю показали, що в середині XXI століття людство чекає криза, пов'язана насамперед із виснаженням природних ресурсів (рис. 1.12), падінням чисельності населення та виробництва продуктів харчування, зростанням рівня забруднення навколишнього середовища.



Рис. 1.12. Моделювання кризи за допомогою глобальних моделей

Відомі результати глобального моделювання явища «ядерної зими», які дали людству, зокрема політикам, неспростовні аргументи проти ядерної війни, навіть так званої «обмеженої ядерної війни» (рис. 1.13).

Зазначимо, що багато фундаментальних проблем прикладного моделювання вперше було сформульовано І.А. Полетаєвим. Він першим звернув увагу на утилітарність математичних моделей, надавши їм оригінальну класифікацію за цілями використання:

- «пошукова» – для перевірки гіпотез;
- «портретна», вона ж демонстраційна;
- для заміни об'єктів в експерименті (наприклад, для тренажерів, що в той час розглядалася чи не як наукова фантастика);
- «дослідницька модель» – у сучасному розумінні означає орієнтацію на складний обчислювальний експеримент.

Як приклад останньої групи моделей можна навести наступний. До початку 70-х років XX століття було виявлено нове явище (точніше, раніше його уважно не вивчали): виникає при землетрусі або потужному вибуху одиночна хвиля, що отримала назву «Саметон» і має дивовижну стійкість. Механізм цього явища, що спостерігається на практиці, не був відомий, але чисельний експеримент дозволив з'ясувати умови виникнення, поширення та властивості даного явища (рис. 1.14).



Рис. 1.13. Моделивання «обмеженої ядерної війни»



Рис. 1.14. Приклад вивчення природного явища за допомогою «дослідницької моделі»

Поява ЕОМ докорінно змінило ситуацію у сфері вирішення диференційних рівнянь у часткових похідних. При цьому число членів ряду, що враховується і представляє поля напружень або переміщень, може бути дуже велике, а диференційні рівняння за допомогою скінченно-різницевого методу апроксимуються дискретними величинами, заданими у вибраних точках об'єкта. Таким чином, поява ЕОМ вирішила технічну сторону розрахунку напружено-деформованого стану (НДС) «складних» об'єктів, а за століття (приблизно) до цього завдяки зусиллям Максвелла, Кастільяно та Мора (раніше – Нов'є та Сен-Венана) були вироблені основні концепції теорії аналізу стрижневих конструкцій, які стали базисом матричних методів будівельної механіки, зокрема методу скінчених елементів (МСЕ).

Протягом півстоліття до 1920 року розвиток теорії та допоміжних дисциплін, що належать до МСЕ, був досить повільним. Це обумовлено в основному реальними труднощами вирішення систем алгебраїчних рівнянь, як тільки число невідомих ставало досить великим. У той період для будівельних конструкцій, що становлять найбільший інтерес (рам і ферм), майже завжди застосовувався підхід, оснований на завданні розподілу напружень з параметрами навантаження як невідомі. Лише приблизно в 1920 році зусиллями Мейні у США та Остенфельда у Нідерландах було сформульовано основні ідеї чисельного дослідження рамних і фермових конструкцій, оснований на заданні переміщень як невідомих параметрів. Ці розробки передували сучасним матричним методам дослідження конструкцій. До того часу, поки в 1932 році Харді Крос не запропонував метод миттєвих розподілів, найважливішим стримуючим фактором під час аналізу була розмірність задач, яка визначається числом невідомих параметрів переміщень і навантажень. Метод миттєвих розподілів дозволив чисельно дослідити поведінку конструкції у задачах, набагато складніших, ніж найважчі із задач, які вирішувалися за допомогою попередніх методів. Цей метод став основою чисельного вивчення поведінки конструкцій на наступну чверть століття.

Обчислювальні машини з'явилися на початку 50-х років минулого століття, але їхня дійсна значимість як у теоретичних, так і в прикладних аспектах на

той час не була настільки очевидною. Однак деякі вчені, які передбачали революційний вплив обчислювальних машин, зробили спроби сформулювати у зручній для комп'ютерів матричній формі добре розроблені на той час алгоритми розрахунків фермових конструкцій.

У дослідженнях Аргіріса, Келсі та Тернера були поєднані підходи, що використовуються при розрахунку фермових конструкцій, з підходами, що застосовуються при розрахунку суцільних середовищ. Ці роботи вплинули на розвиток методу скінчених елементів у наступні роки. Вже до 1950 року в роботах Куранта, Мак-Генрі і Хреннікова було відображено майже всі ключові моменти, притаманні вирішенню задач МСЕ.

Починаючи з середини минулого століття МСЕ у своєму розвитку пройшов через низку безперервних модифікацій. У цьому брали активну участь такі вчені як Зенкевич, Олен, Фріз, Победря та ін. Дослідники виписали скінченно-елементні співвідношення для твердого тіла, що деформується, згинальних пластин та інших конструктивних форм. Як тільки були отримані співвідношення для дослідження статичної поведінки лінійно пружного матеріалу, увага фахівців була переключена на такі напрями, як динамічна поведінка об'єктів, різні форми втрати стійкості, геометрична і фізична нелінійності. Слідом за цими дослідженнями настав період інтенсивного розвитку обчислювальних програм, що реалізують МСЕ та дозволяють величезній кількості практиків використовувати їх результати у своїх роботах.

1.3 Загальна характеристика математичного моделювання

Безперервний ріст об'єму знань і глибини уявлення про фізичні явища призвело до необхідності створювати все більш складні моделі, що досить точно описують не тільки предмети, а й процеси (рис. 1.15). У цій ситуації універсальним підходом стало математичне моделювання. Математична модель – це відображення реального об'єкта або процесу, створене з урахуванням систем математичних рівнянь, що описують конкретний процес або об'єкт. Комп'ютерна модель – математична модель, яка реалізована комп'ютерними засобами. Якщо стан описуваної системи змінюється з часом, то модель називають динамічною, в іншому випадку – статичною.

Даний час характерний різким розширенням областей додатків математики, що пов'язано зі створенням та розвитком обчислювальної техніки. Розширення можливостей додатку математики обумовило її активне «впровадження» в інші розділи науки: хімію, біологію,

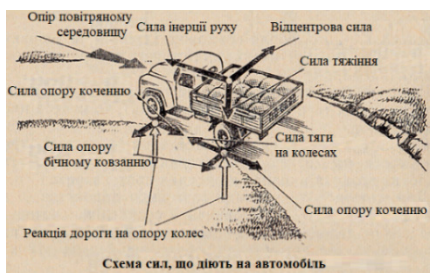


Рис. 1.15. Розподіл сил для створення моделі

економіку, психологію та конкретні розділи техніки. Цей процес полягає у побудові математичних моделей явищ та розробці методів їх досліджень. У деяких напрямках дослідження довіра до результатів чисельних розрахунків така велика, що при їх розбіжності з натурним експериментом у першу чергу помилку шукають у результатах експерименту.



Рис. 1.16. Оптимізація конструкцій за допомогою чисельних досліджень

Обчислювальний експеримент – метод вивчення об'єктів або фізичних процесів за допомогою математичного моделювання. Він припускає, що за побудовою математичної моделі виконується її чисельне дослідження, що дозволяє визначити поведінку досліджуваної системи в різних умовах або різних модифікаціях [2]. Чисельне дослідження моделі дає можливість визначити різноманітні характеристики процесів, оптимізувати конструкції або режими функціонування пристроїв, що проєктуються (рис. 1.16). Трапляється, що в ході обчислювального експерименту дослідник несподівано відкриває нові процеси та властивості, про які йому раніше нічого не було відомо.

Процеси у системі можуть протікати по-різному залежно від умов, у яких знаходиться система. Стежити за поведінкою реальної системи за різних умов буває важко, а іноді й неможливо. У таких випадках, побудувавши модель, можна багаторазово повертатися до початкового стану і спостерігати за її поведінкою. Цей метод дослідження систем називається імітаційним моделюванням. Теоретична основа методу була відома давно, однак до появи комп'ютерів даний метод не міг знайти будь-якого широкого застосування, оскільки моделювати випадкові (до певної міри) величини вручну – дуже трудомістка робота.

Рівномірне навантаження q на півплощині.
Система рівнянь для визначення зміщень U вздовж радіусу r та в перпендикулярному напрямку V

$$\frac{\partial U}{\partial r} = \frac{q(1-\mu)}{E} \theta; \quad \frac{U}{R} + \frac{\partial V}{R \partial \theta} = \frac{q(1-\mu)}{E} \theta;$$

$$\frac{\partial U}{R \partial \theta} + \frac{\partial V}{\partial R} - \frac{V}{R} = \frac{q(1+\mu)}{E} \theta,$$

де E і μ – модуль пружності і коефіцієнт Пуассона матеріалу напівплощини; θ – кутова координата

описують; у ці рівняння у вигляді коефіцієнтів входять характеристики тіл або речовин, що приймають участь у процесі. Будь-яке явище, що вивчається, безмежно складне; воно пов'язане з іншими явищами природи, можливо, які не становлять інтересу для задач, що розглядаються. Тому математична мо-

Після появи електронних обчислювальних машин почали швидко розвиватися нові методи, прямо орієнтовані на ЕОМ, наприклад, метод Монте-Карло [3]. При вирішенні задачі перша стадія роботи – формулювання математичної моделі (постановка задачі). Для фізичного процесу модель зазвичай складається з рівнянь, які його

дель повинна охоплювати найважливіші для даної задачі явища. Якщо математична модель обрана недостатньо ретельно, то які б методи ми не застосували для розрахунку, всі висновки будуть недостатньо надійні, а в деяких випадках можуть виявитися зовсім неправильними. Після того, як поставлено задачу, настає друга стадія роботи – розробляється алгоритм його вирішення, тобто сам чисельний метод (рис. 1.17).

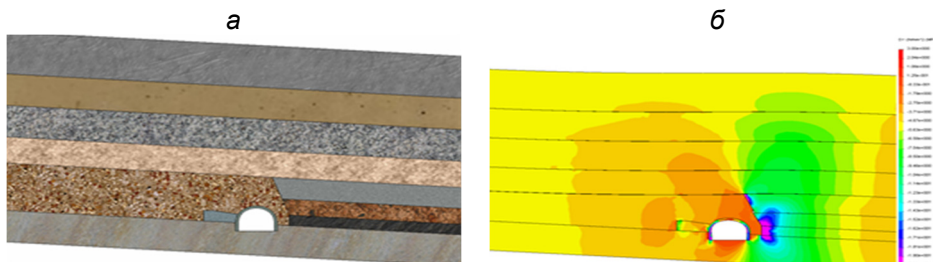


Рис. 1.17. Модель (а) і поле (б) вертикальних напружень σ_y системи «породний масив – виїмкова виробка – літа смуга»

Область застосування та можливості обчислювального експерименту ростуть разом із розвитком обчислювальної техніки. Збільшуються складність та різноманітність вирішуваних задач. Величезний об'єм інформації, отриманої під час експерименту, потребує адекватних способів її подання. Замість масивів числових даних і найпростіших графіків дедалі ширше використовуються наочні візуальні образи [3, 4], які полегшують повноцінне та своєчасне осмислення результатів, що отримуються.

Зазначені переваги обчислювального експерименту вивели його до числа основних методів дослідження таких великих фізичних та інженерно-технічних проблем, як задачі ядерної енергетики, освоєння космічного простору, геофізики та низки ін. Програмні комплекси, що обслуговують обчислювальний експеримент, об'ємні та складні. До їх створення залучено численний загін програмістів. Тому особливої актуальності набуває вивчення виникаючих тут конфігураційних побудов, які, як видно з подальшого викладу, постійно знаходяться у центрі уваги учасників такого роду розробок. Справа в тому, що в обчислювальному експерименті програма має вигляд експериментальної установки, від перших дослідів з якої навряд чи слід очікувати скільки-небудь цікавих результатів. Дані перших дослідів слугують відправною точкою тривалого процесу змін та удосконалень установки, які тільки й здатні призвести до досить обґрунтованих висновків про досліджуваний об'єкт.

Таким чином, поява початкової версії програми лише в самих загальних рисах планує напрям досліджень. Основна ж робота з програмування ще попереду – вона пов'язана з багаторазовими модифікаціями програми, що відображають еволюцію математичної моделі та методів її розрахунку. Кількість

циклів обчислювального експерименту, кожен із яких пов'язаний з модифікацією розрахункової програми, нерідко сягає десятків тисяч. Тому раціональна організація таких модифікацій – ключ до ефективного програмування цього класу задач. Продовжуючи паралель з натурним експериментом, можна помітити, що там зазвичай не поспішають викидати на звалище окремі вузли, замінені в експериментальній установці при проведенні чергового дослідження: вони ще згодом можуть стати в нагоді. Аналогічно рішення (а разом з ними і відповідні фрагменти програм), що переглядаються на черговому циклі обчислювального експерименту, як правило, не вилучаються назавжди і можуть потім використовуватися для інших розрахунків. Наприклад, метод, який виявився непридатним для однієї моделі, цілком може підійти до розрахунку наступної моделі тощо.

Складність математичних моделей, що реалізуються, а також необхідність зберігання численних варіантів модулів призводять до того, що характерні розміри програмного фонду обчислювального експерименту виявляються досить значними [5]. Кількість модулів, що беруть участь у розрахунках, нерідко сягає декількох тисяч, а сумарна довжина текстів програм – сотень тисяч рядків (рис. 1.18). Організувати ефективне функціонування та розвиток настільки обширного, складного та специфічного програмного господарства дуже нелегко. Тим не менш, життя показало, що труднощі, які виникають тут,

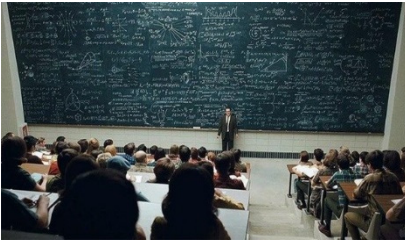


Рис. 1.18. Приклад складного програмного продукту

можна цілком вирішити: методом обчислювального експерименту було успішно вирішено багато важливих практичних задач. Історія програмування задач обчислювального експерименту налічує близько півстоліття і за цей час накопичено значний досвід, що дозволяє говорити про існування певної технології роботи з багатоваріантними програмами. Ця технологія виявилася досить надійною та ефективною, саме якісністю технології, що застосовувалася, пояснюється життєстійкість відомих програмних реалізацій обчислювального експерименту.

Складні обчислювальні задачі, що виникають при дослідженні фізичних і технічних проблем, можна розбити на низку елементарних, таких як обчислення інтеграла, розв'язання диференційного рівняння і т.п. Багато елементарних задач є нескладними, вони добре вивчені, для них вже розроблено методи чисельного рішення і є стандартні програми рішення на ЕОМ [5, 6]. Іноді доводиться чути, що настала епоха ЕОМ, а «ручні» розрахунки є архаїзмом. Насправді це далеко не так: перш ніж доручити ЕОМ задачу потрібно зробити багато оцінюючих розрахунків і на їх основі зрозуміти, які методи виявляться ефективними для цього.

Інформаційні технології, що підтримують обчислювальний експеримент, включають в себе методи побудови математичних моделей силами кінцевих

користувачів інформаційних систем. Інформаційну підтримку їх діяльності для пошуку та вибору алгоритмів, програм чисельного рішення задачі дають методи й засоби контролю точності виконуваних обчислень та правильності роботи програм, що застосовуються. При проведенні обчислювального експерименту дослідник може за допомогою інтерфейсу користувача «програвати» на моделі варіанти, ставлячи питання, які його цікавлять, та отримувати відповіді [7]. Таким чином, дослідник отримує потужний інструмент для аналізу і прогнозу поведінки складних нелінійних багатопараметричних об'єктів і явищ, вивчення яких традиційними методами ускладнено або взагалі неможливо.

Моделювання подій реального світу може здійснюватися багатьма способами (рис. 1.19). Явища макросвіту досить добре описуються моделями, побудованими на математиці нескінченного і безперервного. Події, що відбуваються у мікросвіті, погано піддаються опису подібним способом і вимагають застосування інших принципів моделювання. Ще у 1970 році А.М. Колмогоровим давався прогноз, що з «...розвитком сучасної обчислювальної техніки в багатьох випадках буде розумно вести вивчення реальних явищ, уникаючи проміжний етап їх стилізації, в дусі математики нескінченного і безперервного, переходячи безпосередньо до дискретних моделей». Зараз уже можна з упевненістю сказати, що цей прогноз справдився, оскільки з'явилася велика кількість різноманітних математичних систем, основаних на принципі «дрібнозернистого паралелізму», і, найголовніше, з'явилися програмні та апаратні комплекси, здатні моделювати роботу таких систем. Відмінною їх особливістю є можливість одночасної (паралельної) зміни стану всієї системи, тоді як кожна ділянка системи взаємодіє лише зі своїми безпосередніми сусідами. Ця властивість дозволяє при моделюванні пов'язати події, що відбуваються на мікрорівні (рис. 1.20), зі змінами макрорівневого модулюючого об'єкта.



Рис. 1.19. Моделювання подій реального світу



Рис. 1.20. Моделювання подій на мікрорівні

До важливих позитивних якостей обчислювального експерименту слід віднести його універсальність, що дозволяє легко переносити конкретну технологію для дослідження інших об'єктів. Ця обставина характерна взагалі для математичного моделювання і породжена тим, що багато явищ і процесів мають



Рис. 1.21. Модель для великомасштабного екологічного експерименту



Рис. 1.22. Зниження вартості розробок за допомогою обчислювального експерименту



Рис. 1.23. Приклад нової технології наукових досліджень

одні й ті самі математичні моделі. Зазначена багатоцільова спрямованість та методологічна універсальність обчислювального експерименту дозволяє на основі накопиченого досвіду математичного моделювання, банку обчислювальних алгоритмів і програмного забезпечення швидко та ефективно вирішувати нові завдання.

Іншою особливістю обчислювального експерименту як технології наукових досліджень є його міждисциплінарний характер. Ми постійно підкреслюємо цю обставину, говорячи про те, що прикладний математик об'єднав теоретика та експериментатора для більш швидкого досягнення спільної мети. Обчислювальний експеримент може розглядатися як зручна форма кооперації розумової праці, підвищуючи її продуктивність [8]: у єдиному циклі обчислювального експерименту працюють теоретик, експериментатор, прикладний математик та програміст.

Можна відзначити дві відмінні риси переваг обчислювального експерименту в порівнянні з натурним експериментом.

По-перше, обчислювальний експеримент проводиться навіть тоді, коли натурний експеримент неможливий. Така ситуація має місце з великомасштабними екологічними експериментами (рис. 1.21), наприклад, дослідження процесів термоядерних реакцій: експериментально немає інших можливостей досліджень крім вибуху атомної бомби.

По-друге, при використанні обчислювального експерименту різко знижується вартість розробок та економиться час. Це забезпечується багатоваріантністю виконуваних розрахунків, простотою модифікації математичних моделей для імітації тих чи інших реальних умов (рис. 1.22).

Як підтвердження сказаному, відзначимо, що розрахунки на комп'ютерах замінили експерименти в аеродинамічних трубах при створенні космічного корабля багаторазового використання Шатл [6, 7]. Створення подібних нових виробів і техно-

логії пов'язано з необхідністю виконання дорогої та тривалої доводки, а обчислювальні засоби дозволяють значною мірою заощадити час та гроші саме на цій стадії (рис. 1.23).

На даний час обчислювальний експеримент необхідно розглядати як нову технологію наукових досліджень, як тенденцію та логіку розвитку організації науково-дослідних робіт. Поки що обчислювальний експеримент найчастіше реалізується у вузькому значенні по ланцюжку «замовник – прикладний математик». Більш тісна ув'язка теоретичних та експериментальних досліджень у єдиній технології наукових досліджень є яскраво вираженою тенденцією нашого часу; і тут примітним є те, що основною сполучною ланкою цієї методології є математичне моделювання та обчислювальний експеримент.

Швидко розвивається напрям обчислювальної математики – чисельні методи оптимізації [9], які вивчають екстремальні (найбільші або найменші) значення функціоналів на множинах складної структури. Насамперед, слід згадати задачі математичного програмування (лінійного та динамічного), до яких зводяться багато задач економіки. До задач оптимізації додаються мінімаксні задачі (і відповідні чисельні методи), що виникають під час вирішення завдань дослідження операцій та теорії ігор. Особливо складні задачі типу \min/\max виникають під час вирішення багатокрокових (що розвиваються динамічно) ігор. Тут математичний експеримент (програвання варіантів поведінки граючих) неможливий без використання потужних ЕОМ.

Застосування ЕОМ до вирішення складних задач, особливо задач великих розмірів, викликало до життя один з основних напрямів теорії чисельних методів – дослідження стійкості методів і алгоритмів до різноманітних помилок [10]. Нестійкі задачі затребували спеціального визначення поняття наближених рішень і розвитку відповідних методів їх знаходження. До нестійких задач належить широкий клас задач, пов'язаних з проблемами автоматизації обробки результатів експериментів.

Відзначається безперервне розширення кола користувачів і тому виникла тенденція розвитку такого ступеня автоматизації, за якої стає менш важливим саме знайомство користувачів з чисельними методами. Це висуває нові вимоги до алгоритмів, їх класифікації і стандартним програмам вирішення типових задач.

Поява машин наступного покоління з великою швидкістю супроводжувалося ростом числа задач, представлених до вирішення, у результаті чого виникло вузьке місце у системі «людина – машина», що полягає у незадовільній швидкості програмування. Це викликало до життя новий етап розвитку програмування – створення алгоритмічних мов з трансляторами для перекладу з алгоритмічної мови на внутрішню мову машини. Внаслідок великої близькості алгоритмічної мови до загальнолюдської її впровадження спростило програмування і суттєво розширило коло користувачів. Перспективним напрямом реалізації такої технології є використання універсальних суперкомп'ютерів з масовим паралелізмом і програмованою архітектурою.

Для створення обчислювальних структур конкретної програми розробляються інструментальні системи програмування реального часу на основі уніфікованих апаратних засобів суперкомп'ютерів. Алгометрично сформульована для рішення задача надходить на формалізатор, що є комплексом програмно-математичних засобів для аналізу алгоритму відповідно з вимогами до параметрів суперкомп'ютера. Перетворення алгоритму на форму, ефективно для вирішення задач на суперкомп'ютері, здійснюється шляхом відображення інформаційного графа задач у кадровій формі та поділу алгоритму на структурні і процедурні компоненти.

Структурна компонента являє собою апаратно реалізовані фрагменти обчислень (кадрів), а процедурна компонента – у вигляді послідовності їх виклику з наступними етапами:

- розрізання інформаційного графа на підграфи за критерієм мінімізації часу вирішення задачі;
- формування обмежень на розміщення в даних каналах розподіленої пам'яті відповідно до вимог на допустиму кількість каналів;
- створення безконфліктних структур і синтез процедур адресації та зміни комутації.

Виділення структурної і процедурної компонент алгоритму дозволяє визначити мінімальний базовий граф, правила його нарощування та подати прикладне завдання у вигляді індуктивної програми. Ця програма може бути виконана за будь-якого поєднання базових модулів суперкомп'ютера. Параметри індуктивної програми – кількість базових модулів та їх поєднання, а трансляція задачі у машинні коди (команда налаштування макропроцесорів і комутаторів, оператори контролерів розширеної пам'яті) виконується на заключному етапі розробки комплексу.

1.4 Програмне забезпечення розв'язування інженерних задач

Останнім часом набули широкого поширення програмні пакети, орієнтовані на проведення обчислювальних експериментів, які створюються комерційними розробниками для вирішення науково-практичних завдань [8, 11, 12]. Дані програмні пакети є інструментальним середовищем створення математичних моделей, на основі яких потім реалізується обчислювальний експеримент. Розглянемо найпопулярніші з таких програмних продуктів.

Пакет Mathematica реалізований для різних комп'ютерів, сумісних з IBC PC, Macintosh, робочих станцій Next і Sun, а також суперкомп'ютерів Gray. Пакет Mathematica відноситься до комп'ютерних систем символічної математики, – ця особливість дозволяє отримувати рішення не тільки для конкретних даних, але й у загальному вигляді. Пакет орієнтований на науковців і математиків-аналітиків; він включає великий набір обчислювальних методів і алгоритмів, має сучасний інтерфейс. Пакет розроблено фірмою Wolfram Research Ltd. (США), його перша версія вийшла в 1998 році. Програмний пакет відноситься

до інтерпретуючих систем, що реалізують аналіз і відображення даних. Обчислювальне середовище дозволяє користувачеві додавати нові функціональні можливості, що забезпечує адаптацію системи під різні специфічні завдання. Удосконалення цього програмного продукту ведеться у напрямі розробки універсального ядра системи, що забезпечує роботу різних обчислювальних платформ.

Ще одним потужним математичним інструментарієм є пакет Matlab (Matrix Laboratory). Пакет призначений для математичного моделювання та забезпечує проведення досліджень у багатьох галузях науково-технічних додатків. Структура пакету дозволяє ефективно поєднувати різні підходи до створення математичних моделей, включаючи аналітичний та імітаційний. В основі імітаційного моделювання покладено статистичний експеримент. У пакет вбудовано мову об'єктно-орієнтованого програмування. Близько 30 інструментальних додатків пакету дозволяють забезпечувати вирішення диференціальних та алгебраїчних рівнянь, інтегральне обчислення, символічне обчислення і багато іншого. Крім стандартного набору математичних функцій, пакет містить також і нетрадиційні алгоритми – засоби цифрової обробки зображень, пошуку рішень на основі нечіткої логіки, апарат побудови та аналізу нейронних мереж. Пакет Matlab може працювати з операційними системами Windows, UNIX, MacOS.

Справжнім лідером на ринку математичних пакетів є MathCad. Цей програмний продукт, як і Mathematica, є інтерпретуючою системою. Пакет орієнтований на вирішення різноманітних задач аналізу та інтерпретації інформації. Серед цих задач слід виділити рішення окремих алгебраїчних (лінійних і нелінійних) рівнянь і їх систем, звичайних диференціальних рівнянь і їх систем, диференціальних рівнянь у часткових похідних, статистичну обробку даних, роботу з векторами та матрицями, пошук екстремуму функціональних залежностей. У систему інтегровані засоби символічної математики, що забезпечує чисельне та аналітичне вирішення різних задач.

На сучасному історичному етапі для вирішення інженерних та науково-практичних задач на основі твердотілого моделювання використовують системи інженерного проектування: AutoCAD, SolidWorks, Космос 3D (рис. 1.24). Моделі, створені за допомогою цих програмних засобів, потім під час проведення обчислювального експерименту використовуються в системах інженерних розрахунків, таких як NASTRAN, Desing STAR або Cosmos M. Останнім часом у даному сегменті прикладних досліджень найбільш популярними стали інтегровані системи інженерного проектування і розрахунків; вони дозволяють не залишати звичного середовища розробки початкової математичної моделі, тут же виконувати обчислення та обробляти отримані результати. Прикладом такої поширеної інтегрованої системи є SolidWorks Office.

Програмне забезпечення SolidWorks поєднує простоту використання з великими науково-технічними можливостями створення інженерної продукції на основі вирішення дослідницьких задач. Можливість задання умов, що відтворюють природне тривимірне середовище для тестування моделей виробів та

їх удосконалення, розширює можливості застосування даного програмного продукту на великий діапазон задач геомеханіки, включаючи розробку конструктивно-технологічних схем і обладнання для ведення гірничих робіт.

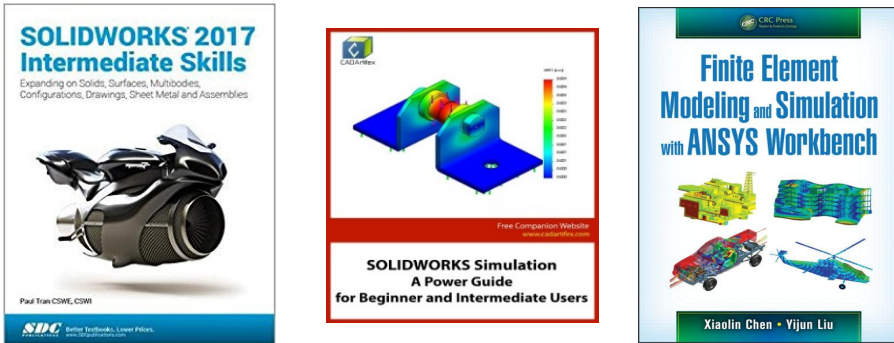


Рис. 1.24. Методи скінченних елементів для вирішення задач геомеханіки

Протягом останніх 30-ти років успішно і динамічно розвивається універсальна програмна система скінченно-елементного аналізу ANSYS. Вона призначена як для автоматизованих інженерних розрахунків (наприклад, Computer-Aided Engineering, САПР та інших програмних продуктів), так і науково-дослідницьких робіт у різних галузях знань: механіка твердого деформівного тіла (вирішення різноманітних просторових задач з фізичною та геометричною нелінійністю у статичній та динамічній постановках); будівельна механіка (контактні задачі взаємодії елементів конструкцій з геометричною та фізичною нелінійністю), механіка рідини та газу; механіка зв'язних полів та багато інших розділів науки і техніки. Такий широкий спектр задач дозволив завоювати ринок величезної кількості користувачів – від дослідників та інженерних працівників до викладачів і студентів (рис. 1.25).

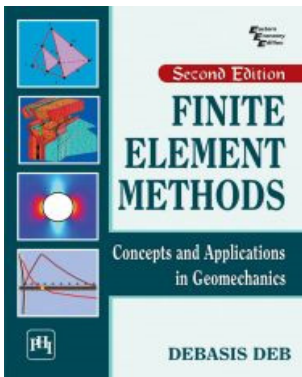


Рис. 1.25. Методи скінченних елементів для вирішення задач геомеханіки

Більш спеціалізованим (за галуззю застосування) програмним забезпеченням є FLAC 3D (Fast Lagrangian Analysis of Continua in 3Dimensions). З її допомогою чисельним моделюванням досліджуються геомеханічні процеси деформування гірських масивів (наприклад, зсув схилів на денній поверхні, великих об'ємів гірських порід навколо підземних виробок, фільтрація підземних вод та ін.) та стан геотехнічних будівель і споруд як на земній поверхні, так і підземних об'єктів. Однією з особливостей FLAC 3D є можливість імітації геологічних порушень земної кори і поведінки контактів будівельних елементів гірничотехнічних об'єктів, у тому числі при порушенні їх цілісності. Можливість відображення

складної поведінки моделі (нелінійність і дезінтеграція матеріалу) дозволяють досліджувати зони великих переміщень і деформацій, які реально виникають у процесі ведення гірничих робіт.

Програмний комплекс PLAXIS (у складі програми PLAXIS 2D та програми PLAXIS 3D) реалізує метод скінченних елементів для розрахунків НДС гірничотехнічних об'єктів і параметрів взаємодії штучних споруд з гірським масивом. За допомогою цього програмного продукту моделюється (у плоскій і просторовій постановках) поведінка різних гірських порід і масивів: однорідних, шаруватих, тріщинуватих; для оцінки їх стійкості використовуються два критерії руйнування: Кулона-Мора та Хоека-Брауна.

Розроблена програма GeoAnchor має конкретну сферу застосування – розрахунок параметрів анкерного кріплення, що на даний час широко використовується для зміцнення гірських порід і збереження стійкого стану породних відслонень. Програма дозволяє визначити несучу здатність анкера залежно від механічних характеристик навколишнього середовища, обґрунтувати довжину замка анкера, що відповідає розрахунковому навантаженню, оцінити підатливість анкерів.

Для розрахунку НДС геотехнічної системи «основа – фундамент – споруда» та оцінки стійкості її елементів розроблено програму Alterra. Тут використовуються три моделі діаграми деформування ґрунту: пружна, пружно-пластична в лінійній або кусково-лінійній постановці, а також нелінійна пружно-пластична модель. З використанням МСЕ програма дозволяє вирішити низку завдань (у плоскій постановці), пов'язаних з розрахунком параметрів гірничотехнічних споруд.

Багатофункціональний програмний комплекс «ЛІРА-САПР» дозволяє зробити розрахунок будівельних конструкцій та виробів машинобудівних підприємств. Можливість розрахунку на статичні та динамічні дії може бути корисною для обґрунтування параметрів підземних гірничотехнічних споруд та гірничого обладнання, наприклад, механізованого гідрофікованого кріплення очисних вибоїв.

У висновку розділу слід зазначити, що в даний час ринок програмних систем в галузі фізико-математичних додатків продовжує рости. Нові програмні пакети розробляються на основі комп'ютерних технологій, що інтенсивно розвиваються, з використанням досягнень сучасних методів досліджень. У результаті створюються програмні засоби, здатні вирішувати складні завдання науково-технічного характеру.

Висновки

Виникнення і розвиток математичного моделювання об'єктивно пов'язані з історією розвитку людства та її зростаючими потребами економічної діяльності. В усі часи найвидатніші вчені працювали над отриманням більш-менш адекватного математичного опису реальних об'єктів, явищ або процесів, що викликало до життя появу цілого напрямку – чисельних методів вирішення задач. Згодом з'явилася нова методологія і технологія вирішення задач, яка отримала назву «обчислювальний експеримент»; його теоретичною базою є прикладна математика, а технічною – потужні ЕОМ. Область застосування і можливості обчислювального експерименту розширюються разом з розвитком обчислювальної техніки, росте складність і різноманітність вирішуваних задач. Наразі обчислювальний експеримент необхідно розглядати як нову технологію наукових досліджень і в перспективі, – їх нову організацію ефективного вирішення проблем, що стоять перед людством.

Питання для самоконтролю:

1. Наведіть приклади моделей на доісторичному етапі розвитку людства.
2. Як еволюціонували моделі зі стародавніх часів і дотепер?
3. Чи відноситься до поняття моделі математичний запис рівнянь, що описують будь-який процес?
4. Охарактеризуйте основні періоди розвитку математичного моделювання.
5. Що розуміють під поняттям «математична модель»?
6. Що покладено в основу будь-якої математичної моделі?
7. У чому полягає універсальність математичних моделей?
8. Що таке комп'ютерна модель?
9. Охарактеризуйте поняття «обчислювальний експеримент».
10. Які переваги обчислювального експерименту над натурним?
11. Перелічіть найбільш поширені програмні пакети для вирішення науково-практичних задач.
12. У чому полягають позитивні риси програмного забезпечення SolidWorks?

2 ОСОБЛИВОСТІ Й ТЕХНОЛОГІЯ МОДЕЛЮВАННЯ ГЕОМЕХАНІЧНИХ ПРОЦЕСІВ

Розглянуто особливості моделювання геомеханічних систем з окреслюванням трьох основних груп завдань, що належить вирішувати в процесі обчислювального експерименту. Викладено тенденції застосування МСЕ при рішенні задач геомеханіки та технологічні аспекти виконання обчислювального експерименту. Висвітлено алгоритм постановки обчислювального експерименту та послідовність проведення досліджень стану гірничотехнічного об'єкта.

Мета – сформувати у студента низку знань щодо особливостей і технології моделювання геомеханічних процесів та гірничотехнічних об'єктів; їх дослідження за допомогою МСЕ у ракурсі методології узагальнено-логічної структури рішення задач, що забезпечують адекватність геомеханічної моделі реальному об'єкту.

На базі вивчення матеріалу студент повинен вміти:

- свідомо підійти до вибору доцільної розрахункової схеми;
- визначитись з граничними умовами конкретної геомеханічної задачі;
- доцільно та обґрунтовано спрощувати розрахункові схеми відповідно до завдань та технічних можливостей виконання обчислювального експерименту;
- залучати потрібні механічні характеристики елементів моделі;
- реалізовувати послідовність постановки та проведення обчислювального експерименту з дослідження стану гірничотехнічного об'єкта.

2.1 Особливості моделювання геомеханічних систем

У задачах геомеханіки застосування математичного експерименту дозволяє уникнути зайвих трудомістких натурних експериментів, постановка яких потребує як значних фінансових витрат, так і призводить до суттєвих втрат часу на виробництві. Крім того, обчислювальний експеримент, на відміну від натурних експериментальних установок, дозволяє накопичувати результати, отримані при дослідженні будь-якого кола завдань, а потім швидко та гнучко застосовувати їх до вирішення аналогічних проблем.

Особливості вирішення задач геомеханіки можна виділити в три основні групи [13, 14]:

- урахування будови гірських масивів, пов'язане з наявністю в них породних шарів, які значно різняться за механічними властивостями, розділених різними поверхнями, що відрізняються своїм конкретним зчепленням (або відсутністю такого) і силами тертя. Більшість літотипів характеризуються природною тріщинуватістю (рис. 2.1);

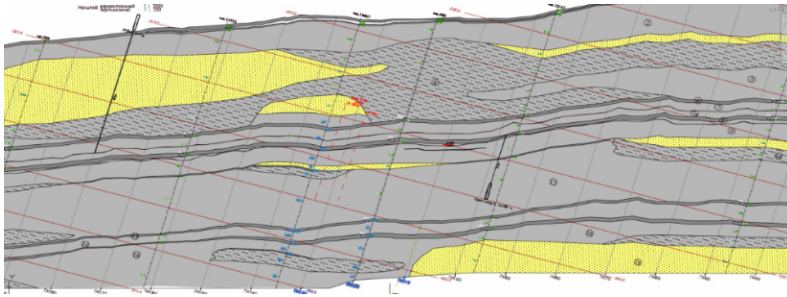


Рис. 2.1. Приклад будови гірського масиву

– у ході рішення задач доводиться враховувати не тільки пружно-пластичне деформування, а й так звані стадії знеміцнення і розпушення у певних зонах гірського масиву (рис. 2.2);

– геомеханічні процеси в гірському масиві залежать від реологічних властивостей породних шарів, розмірів і взаємного розташування гірничих виробок, їх зміни у часі та просторі в міру розвитку гірничих робіт; безумовно, є й інші фактори, які мають значний вплив на поведінку гірничотехнічного об'єкту.

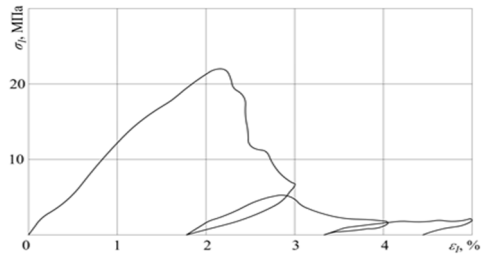


Рис. 2.2. Так звана повна діаграма деформування гірської породи

З вказаних причин для вирішення задач геомеханіки необхідно мати таку інформацію:

- текстура з урахуванням наявних геологічних порушень та фізико-механічні властивості досліджуваного шаруватого або однорідного гірського масиву;
- види і величини силових впливів до певних зон породного масиву і гірничотехнічних споруджень;
- тип задач, що підлягають чисельному дослідженню: розподіл напружень, деформацій, переміщень і знеміцнення (різного ступеня) деяких зон породного масиву, підземних споруджень та ін.;
- геометричні, механічні та силові параметри досліджуваних гірничотехнічних споруджень (рис. 2.3).

На основі зібраних даних формується розрахункова схема, від якої визначає вибір способу вирішення конкретної геомеханічної задачі. Таким чином, складається система математичних рівнянь, що відображають співвідношення заданих і шуканих величин, яка повинна бути вирішена аж до отримання кінцевих значень. На жаль, у більшості випадків немає можливості отримати чисельний результат, використовуючи лише аналітичні рішення; у більшості задач доводиться залучати чисельні методи, що дають рішення у межах певної похибки [15 – 17].

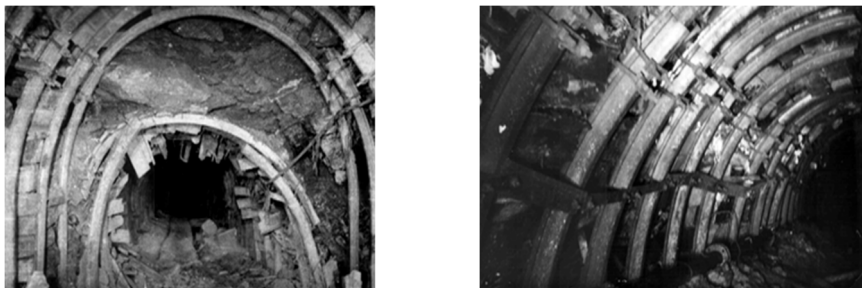


Рис. 2.3. Досліджувані гірничотехнічні спорудження

Формування розрахункових схем для задач геомеханіки пов'язано з необхідністю урахування великої кількості нерегулярних параметрів і складних граничних умов. Тому дослідники змушені спрощувати постановку задачі з метою зниження розмірності рівнянь, що описують систему, і функцій, які враховують особливості початкового навантаження і геометрії. Оскільки в такий спосіб вже вноситься певна похибка в розрахункову схему, то стає цілком виправданим широке застосування чисельних методів в задачах механіки гірських порід.

На ранніх стадіях розвитку чисельних методів вважалося можливим для задач геомеханіки отримання лише якісних результатів [14], але з розвитком самих чисельних методів та уявлень про напружено-деформований стан гірського масиву стає можливим отримання не лише адекватних якісних, але й достатньо точних кількісних результатів [13].

Розмаїття розрахункових схем можна представити як комбінацію трьох основних класів:

- геометричні ознаки: поняття плоского або просторового рішення; наявність або відсутність симетрії; використання однозв'язних, дво- та багатозв'язних областей тощо;

- зовнішні впливи та механічні властивості породного масиву і матеріалів гірничотехнічних споруд: статичне або динамічне навантаження; урахування фільтрації рідини та газу; вплив коливання температури; ізотропне, ортотропне або анізотропне середовище; пружне, пружно-пластичне або в'язкопластичне деформування масиву без та з урахуванням його знеміцнення, розпушення тощо;

- конструктивно-технологічні особливості функціонування підземних виробок, їх кріплення та охорони: конструктивно-технологічні схеми спорудження виробок; послідовність ведення підготовчих та очисних робіт; характеристика виробок і способів їх охорони; конструкція і режими роботи кріплення тощо.

Кожен клас розрахункових схем породжує окремий підхід у формуванні математичної моделі, а комбінація факторів, що враховуються, дозволяє ускладнювати або спрощувати рішення. Тому історично можна спостерігати картину поетапного ускладнення математичних моделей геомеханічних процесів, що зумовлено збільшенням потужності обчислювальних засобів, з одного боку, та ускладненням умов експлуатації підземних споруджень, з іншого боку.

При рішенні задач геомеханіки іноді використовують так звані комбіновані чисельні методи. Одним з таких методів є МСЕ – МПП (метод скінченних елементів, метод початкових параметрів), який дозволяє легко враховувати технологічні та конструктивні особливості кріплення підземних споруд шляхом представлення його у вигляді стрижневої системи певної конфігурації. Такі елементи з'єднуються з сіткою МСЕ гірського масиву у вузлах, які розміщені на поверхні виробки. Даний підхід дозволяє певною мірою спростити вирішення контактної задачі по поверхні взаємодії гірського масиву та кріплення виробки.

Свого часу широке застосування знайшли аналітичні методи, за допомогою яких отримували певні математичні рішення, що дає можливість попередньої оцінки поведінки гірського масиву при простих схемах навантаження моделі без детального врахування конструктивно-технологічних особливостей функціонування геомеханічної системи та в умовах однорідної розрахункової області. Незважаючи на широкий розвиток подібних методів, всі вони мають загальний недолік – ще на етапі створення розрахункової схеми необхідно застосовувати суттєві спрощення та ідеалізації, які негативно позначаються на точності кінцевих результатів. У підсумку можна стверджувати, що різноманітність аналітичних рішень та чисельних методів у задачах геомеханіки продовжує рости та розвиватися шляхом ускладнення конструктивно-технологічних схем підземних споруд, збільшення кількості фізико-механічних характеристик гірських порід, що враховуються в моделі, а також режимних параметрів опору кріплення та охоронних конструкцій гірничих виробок.

2.2 Тенденція застосування методу скінченних елементів до розв'язування задач геомеханіки

При рішенні задач геомеханіки завжди доводиться стикатися з проблемою розрахунку систем, що мають складну геометричну конфігурацію та нерегулярну фізичну структуру. Гірський масив і складові його літотиби мають велику кількість характеристик, врахування яких при математичному моделюванні можливе лише за використання скінчено-різницевої схем розрахунків. Нині стандартом де-факто під час вирішення геомеханічних завдань став метод скінчених елементів [18 – 22].

З кінця 60-х і до середини 80-х років ХХ століття виконані великі дослідження вченими-механіками (в першу чергу необхідно виділити роботи О.К. Зенкевича, Б.З. Амусіна, Ж.С. Єржанова, В.Ю. Ізаксона, Ю.М. Лібермана, А.Б. Фадєєва, Є.М. Морозова та багатьох інших), які заклали основу методології застосування МСЕ до вирішення задач геомеханіки в пружній та пружньо-пластичній постановках. У цей період основною проблемою, що перешкоджає широкому застосуванню МСЕ у геомеханіці, стала невідповідність між складністю створених математичних моделей та обчислювальними потужностями комп'ютерів.

Основи методології вирішення методом скінчених елементів великої кількості різноманітних задач математичної фізики викладено ще у другій половині XX сторіччя. Для вирішення фізично нелінійних задач було запропоновано три варіанти методу прирощень: змінної жорсткості, початкового напруження та початкових деформацій. Використання того чи іншого методу для розрахунку конкретної задачі обумовлюється особливостями схеми навантаження, параметрами поведінки матеріалів та комбінацією граничних умов, що накладаються (рис. 2.4).

Одним з фундаментальних напрямів у сфері застосування МСЕ у задачах геомеханіки є розгляд великого діапазону особливостей, властивих гірському масиву, у контексті математичного опису щодо використання з вже існуючим математичним апаратом МСЕ (рис. 2.5). Зокрема, розглядаються особливості розрахунку трансверсальноізотропного тіла з урахуванням складності гірського масиву. Показано, як на основі зміненого узагальненого закону Гука будується матриця жорсткості окремого елемента, а потім наводять рішення для системи плоских трикутних елементів.

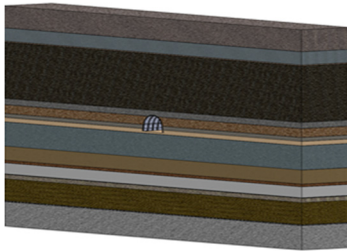


Рис. 2.4. Приклад будови гірського масиву

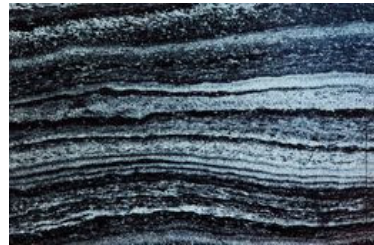


Рис. 2.5. Можливі складності розташування пластів

Також цікавить методика вирішення пружно-пластичної задачі на основі експериментально отриманої білінійної апроксимації залежності інтенсивності напруження σ від інтенсивності деформацій ε (рис. 2.6). Рішення отримано в узагальненій тривимірній постановці без урахування текстурної неоднорідності гірського масиву. Для отримання чисельних значень використано метод змінних параметрів пружності. Показано, як на основі обчислення інтенсивності напруження в пружній постановці проводиться пошук модулів пружності, що дозволяє виконати наступний ітераційний розрахунок. Послідовність таких розрахунків при модулях пружності, що змінюються, в комбінації зі збільшенням навантаження, що діє на геомеханічну систему, дає

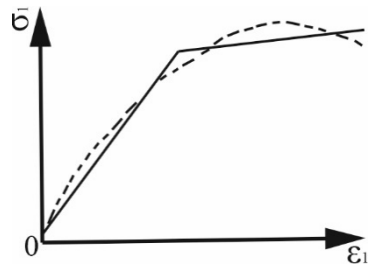


Рис. 2.6. Залежність інтенсивності напружень від інтенсивності деформацій

можливість вирішувати пружно-пластичні задачі з урахуванням спадаючої гілки повної діаграми деформування гірської породи. Однак, незважаючи на широке використання даної методики розрахунку, при такому підході залишається незрозумілим – наскільки адекватні результати, що отримуємо, тим явищам, які реально спостерігаються.

Значну увагу приділено врахуванню неоднорідності фізико-механічних показників порід, що складають гірський масив. Проведено класифікацію математичних моделей за їх характеристиками міцності. Породи поділено на три основні групи: слабкі, середньої міцності та міцні; також показано методику інтегрування математичних моделей породного масиву в розрахункову схему методу скінчених елементів.

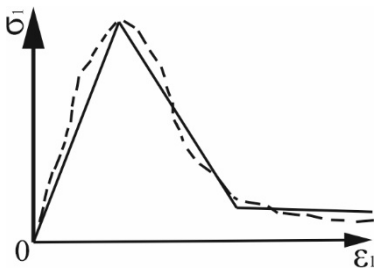


Рис. 2.7. Повна діаграма «напруження σ_1 – деформація ε »

Особливо слід виділити розв'язання задачі визначення НДС гірського масиву з урахуванням повної діаграми «напруження σ_1 – деформація ε » порід, що його складають (рис. 2.7). Запропонована автором методика пошуку рішення за допомогою методу фіктивних зусиль добре узгоджується з енергетичними уявленнями про рівновагу суцільного середовища у позамежному стані матеріалу. Рішення в такому вигляді хоч і не дає повної однозначності в отриманих результатах, але значно знижує залеж-

ність точності рішення від ступеня адекватності опису початкової моделі. Досі даний підхід розглядається як найбільш прийнятний під час вирішення задач, що вимагають врахування поведінки матеріалу за межами міцності.

На основі розглянутих вище робіт створений та успішно використовується обчислювальний програмний комплекс «Геомеханіка». Даний програмний комплекс з високим ступенем достовірності дозволяє вирішувати такі прикладні задачі геомеханіки в плоскій та осесиметричній постановках:

- визначення пружно-пластичного НДС;
- консолідація водонасиченого ґрунту;
- стаціонарні та нестаціонарні температурні задачі, напірної та безнапірної фільтрації, поширення забруднень;
- оцінка сейсмостійкості споруд.

Однак комплекс «Геомеханіка» не дозволяє вирішувати контактні задачі складної конфігурації у просторовій постановці та має малий набір математичних моделей порід, що використовуються у розрахунках. Це дещо звужує коло задач, вирішення яких потенційно можливе за допомогою програмного продукту.

Також розглянуто аспекти застосування МСЕ для розрахунку параметрів геомеханічних явищ з низьким внутрішнім тертям літотипів, зокрема, наведено рішення задачі для моделі обвалених порід. Розрахункова модель задачі, як зазначають автори, може бути лише просторовою, оскільки необхідно

враховувати специфіку поведінки матеріалу, а саме, – доводиться вводити залежність кута внутрішнього тертя від геометричних розмірів явища. Процес обвалення порід відноситься до типу динамічних явищ, що супроводжуються високими швидкостями деформацій. Тому в модель, що описує рух зруйнованого середовища, введена залежність напружень зсуву (відповідальних за дисипацію енергії) від інтенсивності швидкостей деформацій зсувів, пропорційних другому інваріанту девіатора швидкості деформації. Аналіз показав, що залежність зсувного напруження від швидкості деформації є визначальною порівняно із зовнішнім навантаженням. У результаті поведінка зруйнованих порід описується ньютонівською нестисливою рідиною зі степеневу залежністю в'язкості від величини зсувних деформацій

Задача, що вирішена на основі запропонованої методики, дозволила отримати картину зростання переміщень контуру породного оголення в залежності від зростання розмірів зони зруйнованих порід. Порівняння аналітичних і скінчено-різницевого методик рішення показали хорошу збіжність отриманих результатів.

Математичне моделювання методом скінчених елементів процесу зародження зони руйнування порід поблизу виробки та закономірності її формування виконано в роботі [23]. Оскільки поблизу вибою виробки умова плоскої деформації не дотримується, то відтворити реальні деформаційні процеси стало можливим при врахуванні всіх структурно-механічних особливостей середовища (рис. 2.8); адекватна поведінка породного масиву в зоні впливу вибою забезпечена заміною просторової задачі низкою плоских задач, що послідовно вирішуються. Початкові та граничні умови на кожному кроці задаються, виходячи з результатів рішення на попередньому. Розроблений програмний продукт дозволив шляхом поступового звуження факторного простору отримати конфігурації та розміри зон руйнування навколо вибою виробки, що відповідають реально проведеним вимірам.



Рис. 2.8. Приклади структури масиву

Методика, що дозволяє уникати ітераційного процесу під час вирішення нелінійної задачі геомеханіки, наведено у роботі [24]. Розроблено процедуру, що поєднує методи змінних параметрів пружності та початкових деформацій. В

основу даної процедури покладено принцип Родіна в кінцево-елементній інтерпретації, що дозволяє визначати додаткові техногенні переміщення на основі змін досліджуваної області початкового поля переміщень. Рішення виконується для кусково-лінійної діаграми «напруження – деформації», що характеризується: модулем пружності, межею міцності на стиск, модулем спаду, межею міцності породи на стадії «руйнного» руйнування. Перевагою даного підходу є поєднання простоти обчислень та можливості врахування складної реологічної поведінки гірського масиву.

Комбінований метод розрахунку НДС гірського масиву розроблено на основі спільного використання різних скінчено-різницевих методів [25]. Сутність методики розрахунку полягає в наступному:

- на першому етапі розрахунку визначається область впливу виробки на прилеглий гірський масив одним з чисельних методів (МСЕ або граничних елементів) у пружній постановці;
- далі у виділеній області визначається межа зони знеміцнення масиву відповідно до обраного критерію міцності;
- у межах виявленої зони знеміцнення поведінка породи описується відповідними співвідношеннями її стану;
- деформування знеміцненої породи аналізується за допомогою методу дискретних елементів.

Запропонована методика розширює можливості розрахунку гірських масивів у нелінійній постановці, але автори не наводять математичне формулювання задачі, що забезпечує перехід при рішенні задачі з однієї скінченно-різницевої моделі в іншу. Зокрема, залишається не розкритою одна з основних проблем – визначення граничних умов на ділянках контакту різних скінченно-різницевих схем.



Рис. 2.9. Розташування систем тріщин

Для гірського масиву, ослабленого кількома системами тріщин, створено методику [26], у якій модель міцності породи враховує вплив кута нахилу системи тріщин (рис. 2.9). Запропонована модель дозволяє наочно і з достатньою мірою точності оцінити НДС тріщинуватого масиву. Більш того, автором показана можливість виключення врахування так званого «масштабного ефекту» (при моделюванні обширних областей тріщинуватих порід), що підвищує достовірність виконаних розрахунків.

У роботах [27, 28] розглянуто аспекти моделювання об'ємного граничного напруженого стану вуглепородного масиву при підземній розробці світи пластів. Як умова втрати міцності використовується узагальнений критерій Кулона-Мора, що дозволяє спростити процедуру визначення межі зони порушених порід. Потім для порід, що потрапили в зону

знеміцнення, обчислюється «коефіцієнт залишкової міцності», який використовується в подальшому для визначення параметрів розвитку зміцнених областей і зруйнованих порід. Результатом розрахунків, що проводяться, є параметри зон граничного стану порід. На жаль, наведені результати рішень не показують, яким чином було реалізовано об'ємну постановку задачі. Автор не враховує взаємне проковзування шарів порушених порід та особливості взаємодії кріплення виробки з навколишнім масивом.

Таким чином, короткий огляд існуючих досліджень переконливо доводить, що використання МСЕ при вирішенні задач геомеханіки знаходить дедалі ширший діапазон застосування:

- постійно вдосконалюється та ускладнюється методика проведення розрахунків за допомогою МСЕ;

- вирішення об'ємної задачі в пружно-пластичній постановці вже стало нормою в геомеханіці;

- у багатьох випадках дослідники враховують велику кількість факторів та їх комбінації, що мають характеристики локальних збурень системи;

- розвиток математичних моделей спрямовано на пошук доступної точності розрахунку, який проводиться за класичними методиками, але враховує максимально можливу кількість суттєво впливових параметрів.

По суті аналізу робіт, присвячених скінченно-різницевому моделюванню геомеханічних процесів біля підземних виробок, чітко простежуються наступні тенденції розвитку даного напрямку досліджень:

- *по-перше*, переважно використовується метод скінчених елементів, що має найбільш універсальні можливості; однак, при вирішенні складних геомеханічних завдань (одночасний розгляд багатофакторних механічних властивостей порід, неоднорідність текстури масиву і геометричних параметрів гірничотехнічного об'єкта) можлива комбінація МСЕ, методу граничних елементів (МГЕ) і методу дискретних елементів (МДЕ) для отримання більш достовірного рішення; основна складність застосування такої комбінації полягає в об'єктивному відображенні фізичної сутності процесу на межі сполучення елементів моделі, які досліджуються різними методами;

- *по-друге*, багато задач вимагають просторової постановки для достовірнішого відображення геомеханічних процесів, що і спостерігається на сучасному етапі оцінки стану масивів гірських порід;

- *по-третьє*, дедалі більше робіт присвячується врахуванню неоднорідності механічних характеристик масиву та його текстури, яка, як показали виконані дослідження, дуже суттєво впливає на результати розрахунку поля НДС геомеханічної системи;

- *по-четверте*, неухильно розширюється кількість робіт, в яких враховуються не лише пластичні та реологічні властивості гірських порід, а й повна діаграма їх деформування (граничний і позамежний стани), що, на думку авторів, підвищує достовірність розрахунків і наближають геомеханічну модель до реального гірничотехнічного об'єкту.

У цьому плані можна виділити три основні групи факторів, що впливають на тенденції розвитку методик застосування МСЕ у задачах геомеханіки:

– опис фізико-механічних характеристик порід – постійно продовжується ускладнення і поповнення новими параметрами моделі стану породи, особливостей її структури та текстури;

– аналіз конструктивно-технологічних факторів спорудження та експлуатації підземних об'єктів – розробка нових методик використання початкових та граничних умов, що застосовуються у геомеханічній моделі;

– коригування теорій міцності та пластичності, що використовуються при комп'ютерному моделюванні – особливості скінченно-різницевої схеми дозволяють модернізувати умови виникнення та розвитку областей граничного та позамежного стану гірського масиву.

У результаті можна стверджувати, що різноманітність отриманих рішень доводить високий рівень універсальності МСЕ для моделювання геомеханічних процесів та перспективність розвитку даного методу досліджень.

2.3 Технологія проведення обчислювального експерименту

При проведенні обчислювального експерименту у задачах геомеханіки (із застосуванням МСЕ) зазвичай виділяють такі особливості, які обов'язково вимагають уточнення і пояснення для забезпечення адекватності розрахункових моделей:

- розмір і форма області, що описується в моделі;
- характер початкових умов;
- характер і величина граничних умов;
- метод опису елементів гірничотехнічних споруд;
- діапазон зміни фізико-механічних характеристик порід, що складають гірських масив, параметри його текстури (рис. 2.10).

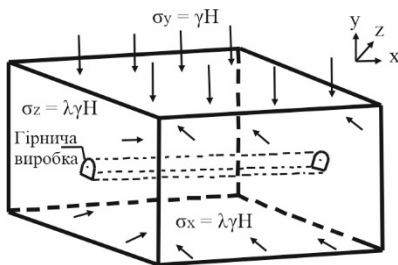


Рис. 2.10. Розрахункова схема для проведення обчислювального експерименту

Розмір і форма області твердотілого моделювання гірського масиву навколо підземної споруди впливає на розмірність вирішуваної задачі та взагалі на форму цільової функції, яка задає розподіл переміщень по всій розрахунковій області. Найбільш широко застосовувана базова форма розрахункової області – паралелепіпед; доцільність застосування такої форми пояснюється численними тестовими розрахунками, а її розміри вибираються з наступних міркувань:

- верхня і нижня грані, як правило, орієнтовані горизонтально, що полегшує прикладання зовнішніх зусиль без створення дії гравітаційного поля; обидві грані відстоять від досліджуваної підземної споруди на відстань, що забезпечує згасання нею впливу на величину

припустимої похибки, яка обґрунтовується під час виконання конкретного обчислювального експерименту;

- бічні грані, що орієнтовані паралельно поздовжній осі виробки, відстоять від її контуру на відстань, де вплив (на компоненти НДС масиву) самої виробки не перевищує величини припустимої похибки;

- бічні грані, перпендикулярні до поздовжньої осі виробки, розташовуються одна від одної на відстані, що визначається за умовою стабілізації компонент НДС незалежно від величини цієї відстані; тобто, усі змінні (за довжиною виробки) конструктивно-технологічні параметри не вносять значних змін (у межах припустимої похибки) у поля компонент напружень в будь-яких фіксованих перерізах при довільному розмірі моделі в цьому напрямку.

Паралелепіпед як базова форма області розрахунку дозволяє найбільш просто прикласти початкові та граничні умови, що добре узгоджуються з реальними умовами фізичного об'єкта (гірського масиву). Тут слід підкреслити, що форма кулі або кола певної товщини взагалі не застосовні у задачах геомеханіки у зв'язку з великими складнощами накладання граничних умов.

Для розрахунку вертикально орієнтованих гірничотехнічних споруджень (стволи, свердловини, шурфи, гезенки, підняттеві і подібні виробки) добре підходить як форма області масиву циліндр, вісь якого співпадає з віссю виробки (рис. 2.11). Ця форма є найбільш оптимальною для мінімізації розмірності вирішуваної задачі, але не дозволяє реалізувати у повному обсязі класичну розрахункову схему задач геомеханіки.

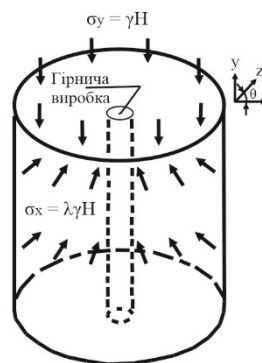


Рис. 2.11. Базова форма розрахункової моделі циліндра

Повертаючись до найбільш універсальної форми паралелепіпеда зазначимо, що вибір його геометричних параметрів обумовлений оптимізацією розмірності основних матриць методу скінченних елементів, що особливо важливо при вирішенні задач геомеханіки в пружно-пластичній постановці. Збільшення лінійних розмірів дозволило б звести до нуля вплив граничних умов на результати розрахунку; однак при цьому катастрофічно скорочується величина доступних обчислювальних ресурсів, що зрештою призводить, як правило, до відмови обчислювального алгоритму.

Іншим важливим фактором, який підлягає додатковому аналізу, є визначення параметрів початкових умов. Початкові умови можуть значно впливати на результати обчислювального експерименту під час вирішення задач у пружно-пластичній постановці і з урахуванням реологічних властивостей порід гірського масиву, що вивчається. Однією з найважливіших початкових умов є завдання форми функції прикладання навантажень у часі. Ця функція може бути визначена тільки на основі натурних спостережень або лабораторних до-

сліджень для конкретних гірничо-геологічних умов (рис. 2.12). Тестові розрахунки, виконані для різних видів функції, показали її відчутний вплив на процес формування у прилеглому гірському масиві зон знеміцнення. Цей вплив виражається як у зміні форми зони знеміцнення, так і у варіації максимумів компонент напружень (рис. 2.13).

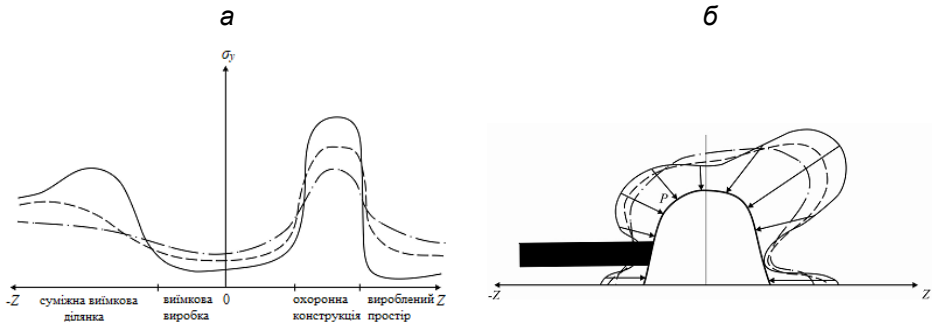


Рис. 2.12. Епюри розподілу вертикальних напружень σ_y (а) і навантаження P на кріплення (б) виїмкової виробки в зоні стабілізації гірського тиску за період часу: — $t = t_1$; - - - $t = t_2 < t_1$; · · · · $t = t_3 > t_2$

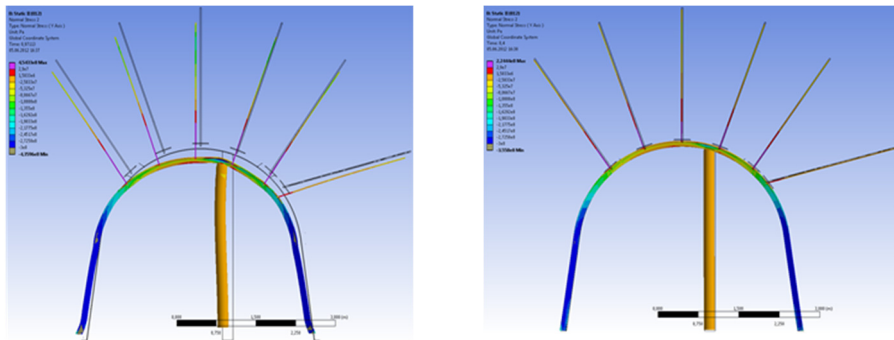


Рис. 2.13. Розрахунок НДС системи кріплення

Третім фактором, що відчутно впливає на розподіл компонент напружень при пружно-пластичній постановці задач, є вибір теорії пластичності, що використовується для опису граничної та поза межної поведінки гірської породи. Аналіз тестових розрахунків показав, що у виборі критеріїв Мізеса і Треска (при складному НДС області розрахунку) поріг переходу гірської породи в поза межний стан на 10 – 12% вище, ніж за критерієм Друкера-Прагера. Однак при цьому ріст переміщень контуру виробки у другому випадку має більш пологий вигляд, а на окремих ділянках контуру величини зміщень мають більше

абсолютне значення. Тим не менш, обчислювальна стійкість розрахункової моделі, що використовує критерії Мізеса, набагато вища за аналогічну характеристику для критеріїв Треска та Друкера-Прагера. Тому даний показник повинен проходити етап оптимізації при кожній, навіть незначній, зміні розрахункової моделі, оскільки можливі похибки обчислень можуть призводити до зриву ітераційного процесу, зумовленого неможливістю визначення цільової функції по всьому простору значень.

При виборі граничних умов їх поділяють на дві основні групи: пасивні та активні (рис. 2.14). У задачах геомеханіки за пасивні використовують симетрію, м'яку основу, шарніри та жорстку основу. За активні граничні умови використовують тиск (розподілене навантаження), силу тяжіння (коли моделюють власну вагу) і дуже рідко зосереджене зусилля. Пасивні граничні умови мають властивість сталості і не змінюються під час виконання розрахунків. Активні граничні умови, навпаки, можуть змінювати як величину, так і функцію розподілу. Зокрема, при вирішенні задач у пружно-пластичній постановці навантаження розрахункової області відбувається за лінійним законом від нуля до приведеної одиниці.

Як приклад вибору граничних умов можна вказати на модель горизонтальної або похилої виробки, що розміщена в масиві гірських порід. Для такої моделі найоптимальнішою комбінацією граничних умов вважатиметься така: на вертикальні грані паралелепіпеда накладається «симетрія»; основа жорстко фіксується, що дозволяє досягти високої стійкості обчислювального процесу; до верхньої грані прикладається рівномірно розподілене навантаження, що відображає початковий стан недоторканого масиву на даній глибині; при впливі додаткових факторів, наприклад, очисних робіт, розподіл навантаження задається складним чином, що відповідає характеру цього впливу.

Використання граничної умови «м'яка основа» вважається недостатньо ефективним, особливо, при проведенні розрахунків у пружно-пластичній постановці: складність і час розрахунків, що проводяться, зростає багаторазово, що, у свою чергу, знижує надійність результатів, які отримуємо. З іншого боку, ефект демпфера може бути досягнутий простою комбінацією жорсткої основи і двох-трьох шарів скінченних елементів з високим рівнем пластичності, що примикають до нього, це дещо збільшить розмірність задачі, але не ускладнить сам обчислювальний процес.

Широке застосування в розрахункових схемах граничної умови «симетрія» обумовлено як самим типом рішення задач геомеханіки (гідростатичний або

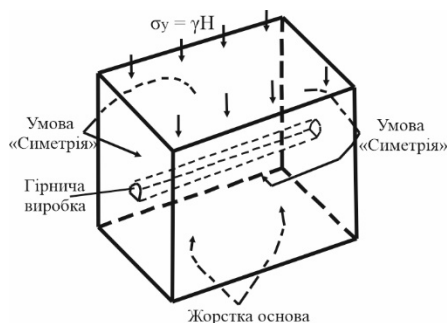


Рис. 2.14. Вибір граничних умов для моделі горизонтальної виробки

негідростатичний початковий стан недоторканого масиву), так і високим рівнем універсальності цієї граничної умови (рис. 2.15). Його важливою особливістю є слабкий вплив на форми цільової функції і висока швидкість нівелювання збурень, що привносяться цією граничною умовою в розрахункову схему.

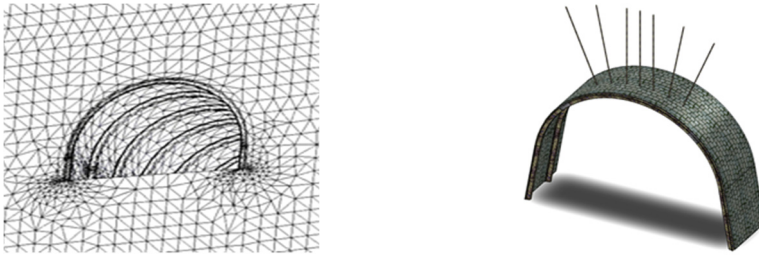


Рис. 2.15. Розрахункові сітки для тестових розрахунків просторових моделей

Саме впливом граничних умов на форму цільової функції обумовлена необхідність збільшення відстані між вертикальними гранями розрахункової області, що проходять перпендикулярно до поздовжньої осі виробки. Для отримання найбільш адекватного результату необхідно, щоб у будь-якому перерізі центральної (по осі виробки) частини моделі поле компонент напруження не залежало від відстані до меж паралелепіпеду в цьому напрямку. Тоді всі «збурення» геометричних, механічних і силових параметрів підземної споруди будуть відображені достовірніше без привнесення похибки від граничних умов.

Як приклад періодичної зміни вздовж виробки одночасно геометричних, механічних і силових параметрів можна навести встановлення рамного або анкерного кріплення та їх комбінації. При цьому грані розрахункової схеми (перпендикулярні до поздовжньої осі виробки) треба розташовувати таким чином, щоб вони розсікали надвое основні елементи кріплення: грань моделі повинна проходити через вісь симетрії поперечної перетину рамного кріплення, а для анкерної – через вісь симетрії анкера. Оскільки має місце строга періодичність розміщення кріплення вздовж виробки, досить декількох тестових розрахунків, щоб визначити мінімально допустимий розмір моделі (вздовж виробки), при якому розподіл компонент напружень у центральній частині виробки буде стабільним і не залежати від розташування даних границь моделі.

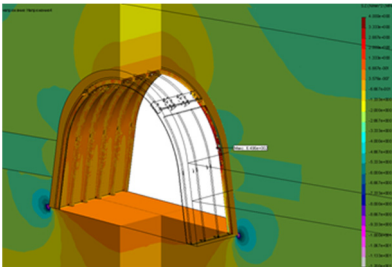


Рис. 2.16. Моделювання елементів кріплення

У ході проведення тестових розрахунків було показано, що для просторової моделі з відносно малою розрахунковою сіткою критично важливо забезпечити високу деталізацію

елементів кріплення виробки (рис. 2.16). Даний висновок зроблено на основі аналізу низки розрахункових схем, де кріплення виробки моделювалося з різним ступенем адекватності – від відображення у вигляді розподіленого тиску на контурі виробки до точного відтворення усіх конструктивних елементів. Оптимальним слід вважати підхід точного моделювання елементів кріплення, що мають мінімальний геометричний розмір, більший ніж 15 максимальних розмірів скінченних елементів, що використовуються у розрахунку.

Важливим моментом при моделюванні різноманітних підземних споруд та гірничотехнічних об'єктів є визначення умов їх контакту з поверхнею породного розкриття. Оскільки в більшості розрахункових схем матеріал гірничотехнічних об'єктів має більш високі механічні характеристики порівняно з гірською породою, то на площадках їх контакту виникає високий градієнт переміщень. У цьому випадку для підвищення адекватності розрахункової схеми доводиться використовувати методику обчислення зміни геометрії поверхні контакту. Це не тільки підвищує розмірність задачі (кількість вузлів на поверхні контакту подвоюється), а й призводить до значних обчислювальних витрат. Тому, з одного боку, необхідно вкрай обережно використовувати цей підхід, а, з іншого, – застосовувати його повсюдно у задачах геомеханіки, при вирішенні яких очікуються великі переміщення ділянок поверхні породного розкриття.

Визначення діапазону зміни фізико-механічних характеристик порід, що складає гірський масив, залежить від типу задачі, що вирішується, і повноти відповідних відомостей, які отримано в ході геологічних і лабораторних досліджень. Аналіз розрахунків, проведених для різних варіантів урахування міцнісних характеристик порід, показав наступне:

- ортотропність значно впливає на розподіл горизонтального напруження, її врахування призводить до росту переміщень по поверхні породного відслонення;

- моделювання повної діаграми «напруження – деформація» дозволяє максимально адекватно відобразити процес деформування порід навколо гірничої виробки; при цьому відчутно зростає величина переміщення породного контуру;

- урахування температурних характеристик не має суттєвого впливу на зміну НДС геомеханічної системи;

- відображення реологічних властивостей порід дозволяє отримати розподіл компонент НДС у будь-який момент часу експлуатації гірничотехнічного об'єкта.

Таким чином, отримання надійних, якісно і кількісно адекватних результатів обчислювального експерименту для задач геомеханіки можливе тільки з комплексним урахуванням широкого спектра характеристик математичної моделі, низка яких повинна проходити оптимізацію для кожної серії розрахунків, що виконуються, і забезпечувати при цьому збіжність обчислень з низькими значеннями похибок, що привносяться.

2.4 Алгоритм постановки обчислювального експерименту

Процес актуалізації розрахункової схеми обчислювального експерименту наведений у вигляді блок-схеми і складається з трьох основних етапів, що безпосередньо передують виконанню обчислювального експерименту (рис. 2.17):

- створення геометричних об'єктів;
- прив'язка фізико-механічних характеристик гірських порід і матеріалів до елементів моделі;
- оптимізація розрахункової схеми.

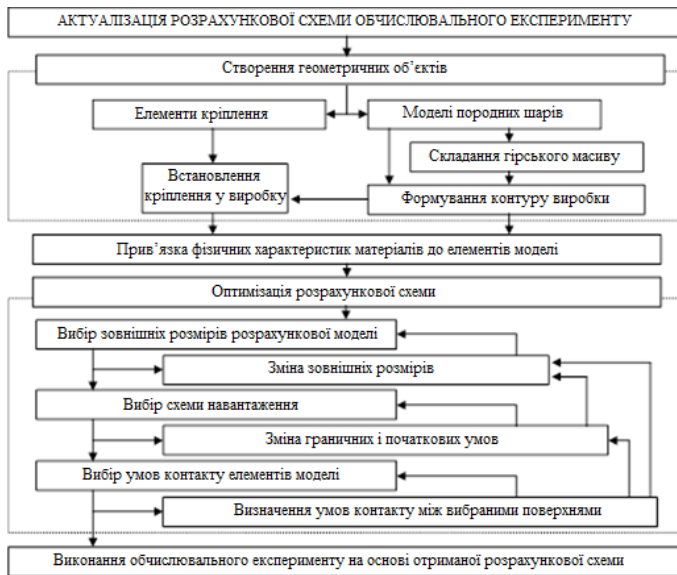


Рис. 2.17. Процес актуалізації розрахункової схеми обчислювального експерименту

Процедура створення геометричних об'єктів виглядає так.

Спочатку паралельно створюються моделі елементів гірничотехнічного об'єкта та породних шарів, що входять до «складання» моделі гірського масиву, а також фрагменти тектонічних порушень (за їх наявності). Вид елементів підземної споруди (наприклад, кріплення гірничої виробки) та їх якісна складова у розрахунковій схемі напряму залежить від вибору методу рішення задачі (у лінійній чи нелінійній постановках), її плоского або просторового уявлення та заданої системи точності (припустимої похибки) результатів у критично важливих областях досліджуваної геомеханічної системи.

Процес створення моделей породних шарів ґрунтується на виборі глобальних умов контакту між поверхнями різних геометричних елементів розрахункової схеми, що створюється. Якщо модель гірського масиву складається з

декількох модельних шарів (їх кількість може перевищувати кількість породних шарів) доводиться виконувати так зване «складання» гірського масиву (рис. 2.18). Складання полягає у створенні просторової моделі, що описує гірничо-геологічні умови в районі розміщення підземної споруди та встановлює межі розрахункової зони конкретної задачі. У випадку, коли модель гірського масиву розглядається як однорідна, етап його складання не потрібний, тому переходимо безпосередньо до формування контуру підземної гірничої виробки.

Формування контуру виробки визначає умови встановлення елементів кріплення. Крім того, здійснюється прив'язка виробки та їх сполучень до елементів будови гірського масиву. Структурно-логічні помилки, що виникають при формуванні контуру виробки, призводять до неможливості правильного контакту поверхонь елементів кріплення та гірського масиву.

Наприкінці першого етапу виконується суміщення елементів кріплення з контуром виробки. Цей етап досить трудомісткий і значною мірою є визначальним при вирішенні задач з поверхнею контакту, що змінюється. Якщо у розрахунках не планується використання кріплення (як складової розрахункової схеми), то блоки «Елементи кріплення» і «Встановлення кріплення у виробку» ігноруються.

Другий етап актуалізації розрахункової схеми не має яскраво вираженої структуризації і, по суті, полягає у двох неодноразово виконуваних операціях – формування бібліотечних модулів опису властивостей гірських порід і кріпильних матеріалів та їх «прив'язування» до конкретних елементів розрахункової схеми. На цьому етапі визначається тип задачі (лінійна або нелінійна з конкретними особливостями фізичної моделі), на основі якого буде проводитись наступний обчислювальний експеримент. Якщо в процесі оптимізації розрахункової схеми виникає необхідність змінити тип задачі, то доведеться повторно розробити бібліотеки гірських порід і матеріалів, а потім виконати прив'язку їх властивостей до елементів розрахункової схеми.

Найбільш трудомісткий етап, що вимагає високого рівня професійної підготовки, – оптимізація розрахункової схеми. Він складається з трьох взаємопов'язаних кроків, кожен з яких реалізує один і той самий алгоритм дії, що застосовується до різних показників розрахункової схеми. Суть цього алгоритму полягає в наступному:

- задаємо конкретні значення вибраних показників (для першої ітерації вибираємо значення виходячи із попереднього досвіду);
- виконуємо тестовий розрахунок;

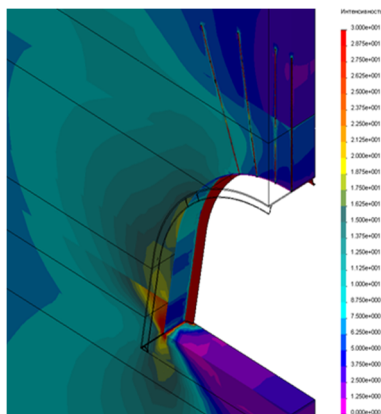


Рис. 2.18. Модель гірського масиву, що складається з декількох шарів

- якщо результат розрахунку задовільний, переходимо до оптимізації наступної групи параметрів;
- при незадовільному результаті проводимо додатковий аналіз отриманих даних та на його підставі вибираємо нові значення показників, що аналізуються;
- повертаємося до початку циклу.

Оптимізація параметрів зовнішніх розмірів моделі полягає у виборі таких значень, за яких вплив граничних умов на результат обчислювального експерименту мінімізується, з одного боку, а з іншого, – мінімізується крок приращення при визначенні розрахункових точок. Схема навантаження і умов контакту елементів моделі оптимізуються на підставі зниження локальних збурень, що з'являються в зонах сполучення елементів моделі та поверхонь, що сприймають зовнішні навантаження.

У результаті, розрахункова схема, що створена і повністю або у своїй основі задовольняє умовам поставленої задачі, використовується як база виконання обчислювального експерименту. Будь-які зміни розрахункової моделі в ході обчислювального експерименту знаходяться в межах робіт з її актуалізації і мають приватний характер, що обумовлюється особливостями конкретного обчислювального експерименту. У разі, коли обчислювальний експеримент не можна виконати в повному обсязі при існуючій розрахунковій схемі, то така схема підлягає актуалізації.

2.5 Порядок виконання досліджень напружено-деформованого стану в гірничотехнічному об'єкті

В основу проведення досліджень НДС будь-якого гірничотехнічного об'єкту покладена наступна узагальнююча логічна структура:

- розробка та оптимізація розрахункової моделі обчислювального експерименту;
- первинне тестування розрахункової моделі для різних показників фізико-механічних властивостей її елементів;
- проведення комплексу основних обчислювальних експериментів;
- первинна підготовка отриманих даних, що полягає у визначенні тривимірних епюр напружень і деформацій різних елементів розрахункової моделі;
- статистична обробка та виявлення критично важливих показників результатів розрахунків;
- формування технологічних критеріїв, на основі яких визначаються раціональні параметри технологічних процесів гірничого виробництва.

Загальновідомо, що при проведенні розрахунків методом скінченних елементів в задачах геомеханіки застосовуються два види розрахункових моделей: плоска і просторова. Просторова модель у порівнянні з плоскою має низку переваг:

- дозволяє враховувати у розрахунках неоднорідність породного масиву у двох взаємно перпендикулярних вертикальних площинах;
- максимально точно відображає умови контакту між елементами геомеханічної моделі;
- дозволяє повною мірою реалізувати у розрахунках геометрично складні об'єкти, нелінійність фізико-механічних властивостей елементів та нерівномірність їх силової взаємодії один з одним.

Простіше кажучи, використання просторової розрахункової моделі мінімізує можливості дослідника на внесення побічних помилок в результат розрахунку. Наприклад, у низці опублікованих досліджень поведінки гірського масиву навколо виробки вказується на те, що врахування сили тертя між породними шарами не має сенсу. Такий висновок часто робиться авторами, які використовують при моделюванні плоску постановку задачі, хоча цей висновок не підтверджується при виконанні просторового моделювання. По суті, справа не в самій силі тертя, а в можливості вільного переміщення породних шарів відносно один одного. У плоскій постановці складно адекватно задати дану механічну характеристику; звідси велика внутрішня похибка обчислень. Як наслідок – неадекватні первинні дані розрахунків, на основі яких робляться відповідні висновки. Для просторової моделі такі проблеми не характерні.

Побудова моделі починається з вивчення текстури гірського масиву в зоні розташування підземної виробки. Тут виділяються найбільш значні елементи будови гірського масиву (порідні шари, різного роду порушення тощо), які мають свої геометричні та механічні характеристики. До кожного з елементів (наприклад, породного шару) будується тривимірна модель; їх сукупність збирається в модель гірського масиву відповідно до його реальної текстури в досліджуваній області.

Наступний етап – моделювання виробки в гірському масиві. Ця операція досить проста і полягає у двох діях: побудови поперечного перерізу виробки та розташування її осі щодо породних шарів масиву відповідно до технічної документації ведення гірничих робіт.

Після цього або паралельно створюється модель кріплення виробки (або іншого досліджуваного об'єкта). Технологія створення цієї моделі суттєво відрізняється не тільки для різних видів кріплення, але й для різних умов проведення обчислювальних експериментів. Крім того, окремою, а іноді й значною проблемою є процедура розміщення моделі кріплення в моделі гірського масиву з виробкою. Часто ці дії мають нетривіальний характер та їх опис вимагає окремої великої публікації.

У поняття рішення проблеми методом скінченних елементів найчастіше включають не тільки підхід до рішення прикладних задач, а й сукупність чисельних методів, які дозволяють отримати результат у різній постановці початкової задачі. Вибір постановки задачі цілком лягає на плечі дослідника і має бути обумовлений особливостями реального об'єкта та розрахункової моделі, створеної на його основі.

Найбільш об'єктивну інформацію надає послідовний розрахунок для однієї й тієї ж області, що моделюється, в умовах пружної, пружно-пластичної та в'язко-пластичної постановок задачі. Порівняльний аналіз результатів, отриманих таким чином, дозволяє визначити правомірність вибору того чи іншого типу фізичної задачі, в рамках якої можливе отримання прийнятних (з точки зору достовірності) остаточних висновків досліджень. Більше того, під час проведення розрахунків на цьому етапі досліджень проводиться аналіз значимості окремих показників моделі на результати визначення НДС геомеханічної системи. До цього поняття входить: визначення найкращих показників збіжності чисельних методів; умови контакту між елементами розрахункової моделі; початкові умови розрахунку; граничні умови моделі; зовнішній розмір розрахункової області; ступінь деталізації та вид обчислювальної сітки.

Метод скінченних елементів відноситься до так званих сіткових методів, для яких характерне розбиття основної області розрахунку на більш дрібні розрахункові підобласті. Така підобласть у цьому методі називається скінченим елементом. Фізичний стан скінченного елемента описується набором безперервних математичних функцій, вид яких для кожного елемента може бути заданий довільним чином. Тому геометричний розмір і форма скінченного елемента визначають точність і розмірність розрахунків. У зв'язку з цим побудова обчислювальної сітки, визначення її оптимальних параметрів є окремим специфічним підзавданням обчислювальних експериментів. Наприклад, вибір форми скінченного елемента у вигляді тетраедра обумовлений його достатньою універсальністю в описі різних геометричних форм, а розгляд скінченного елемента як геометричної фігури другого порядку дозволяє збільшити розмір самого елемента без втрати точності обчислень. Змінний крок обчислювальної сітки уможливорює якісний опис всіх елементів розрахункової моделі незалежно від їх лінійних розмірів.

При побудові сітки скінченних елементів для подальшого аналізу НДС рекомендується використовувати контрольні точки (датчики). У таку точку при побудові обчислювальної сітки обов'язково вміщується вузол скінченного елемента, що дозволяє отримати «точне» значення напруження і деформацій в характерній точці розрахункової області. Наприклад, в геомеханічній моделі «гірський масив – кріплення виробки» зазначені контрольні точки доцільно розміщувати по контуру виробки і на зовнішній поверхні її кріплення: бажано в центрі склепіння; симетрично та рівномірно з його боків; у підшві в кутах виробки і симетрично, рівномірно по її ширині; рівномірно по боках виробки і в точці переходу в криволінійну частину склепіння.

Після побудови обчислювальної сітки та визначення основних показників відбувається перехід до проведення самого обчислювального експерименту (рис. 2.19). На цьому етапі дослідник виконує переважно пасивну роль. Його участь у проведенні експерименту зводиться до спостереження за процесом розрахунку та за необхідності внесення змін до розрахункової конфігурації.

Але іноді результати, отримані в ході проведення основних розрахунків, вимагають додаткового тестування моделі. У цьому випадку таке «повернення» на попередній етап досліджень може бути викликане такими факторами:

- проміжні розрахунки показали виникнення спеціальних точок у зонах, де з теоретичних передумов їх не повинно бути;
- помилково було обрано умови контакту елементів кріплення;

- аналіз збіжності використуваних чисельних методів показав їх незадовільну якість.

На сучасному етапі розвитку методології обчислювального експерименту прийнято візуалізувати отримані результати для простоти їхнього наступного аналізу. При використанні у дослідженнях просторової обчислювальної моделі для подання та подальшого аналізу результатів необхідно вибирати характерні перерізи. Наприклад, у задачі розрахунку НДС гірського масиву навколо виробки, закріпленої рамним кріпленням, виділяються зазвичай три, безумовно, характерні перерізи (рис. 2.20):

- вертикальний переріз уздовж виробки, що проходить через вісь її симетрії;

- вертикальний поперечний переріз (відносно поздовжньої осі виробки), що проходить через вісь симетрії спеціального взаємозамінного профілю (СВП) рамного кріплення;

- вертикальний поперечний переріз (відносно поздовжньої осі виробки), який рівновіддалений від сусідніх рам кріплення виробки.

Кожен із таких перерізів має важливу інформацію щодо полів компонент НДС і тільки разом вони відображають повну картину поведінки геомеханічної системи. Виходячи з досвіду моделювання, зазвичай вибирають і аналізують в першу чергу епюри чотирьох компонентів напруження: інтенсивність напруження σ ; нормальні вертикальні напруження σ_y , нормальні горизонтальні напруження σ_x і σ_z . Вибір цих епюр обумовлений загальним підходом до аналізу початкових даних розрахунку. Серед інших можливих варіантів епюр (повні переміщення або по осях координат, дотичні напруження, головні напруження тощо) вибираються для конкретної задачі та аналізу результатів розрахунку такі компоненти, які є найбільш інформативними в даному випадку і

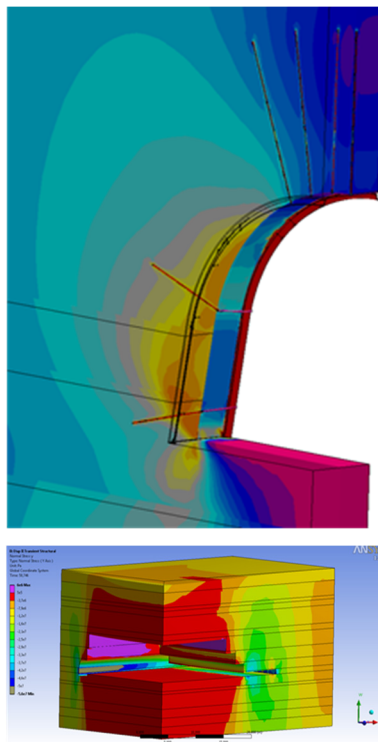


Рис. 2.19. Приклади результатів обчислювальних експериментів

легко зчитуються з точки зору прикладного аналізу отриманих результатів. Крім того, для такого виду задачі, що вирішується, комплексний аналіз виділених основних епюр забезпечує всеосяжний опис НДС розрахункової моделі.

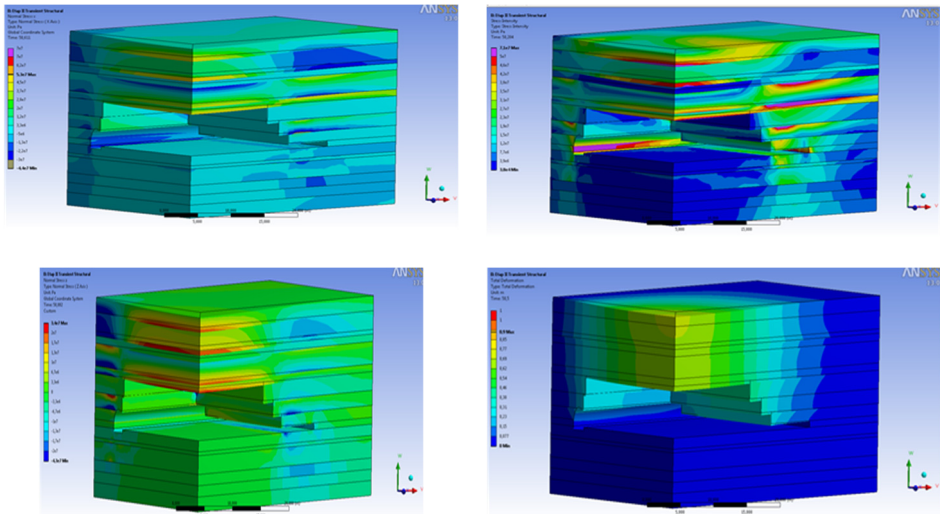


Рис. 2.20. Приклади розрахунків НДС гірського масиву навколо виробки

У багатьох випадках епюри будуються лише для окремих елементів обчислювальної моделі, наприклад, окремо для її кріплення. Такий підхід обумовлюється необхідністю якісного аналізу епюр для обох виділених складових геомеханічної системи. Справа в тому, що порядок значень напружень у кріпленні виробки і навколишньому гірському масиві значно відрізняється один від одного. Тому стає неможливим в рамках однієї епюри підібрати такий діапазон значень, який би дозволив досить детально візуально відобразити градієнт компонент НДС у всій розрахунковій області.

При рішенні задачі у пружно-пластичній або в'язко-пластичній постановках епюри компонент НДС для зручності аналізу зображають у вигляді анімаційних роликів, що показують процес зміни полів на різних етапах розрахунку.

Наступним розділом підготовки початкових даних для аналізу гірничотехнічної ситуації є побудова звичайних графіків, що відображають у вибраних контрольних точках стан або зміни тієї чи іншої фізичної характеристики. Для цього за номером розрахункового вузла здійснюється вибірка інформації з масивів даних, отриманих в результаті розрахунків. Вилучені табличні дані (за потреби) агрегатуються у зведені таблиці, які використовуються у подальшому для побудови необхідних графіків.

Далі проводиться статистична обробка результатів обчислень та визначаються рівняння регресії з розрахунку тих геомеханічних параметрів, які цікавлять дослідника. Наприклад, у задачі розрахунків НДС геомеханічної системи «гірський масив – кріплення виробки» було визначено низку залежностей для розрахунку зміщень контуру виробки в найбільш інформативних точках. У подальшому ці відомості будуть потрібні для комплексної оцінки стану виробки за низкою відповідних критеріїв доцільності її експлуатації.

Таким чином, у цьому розділі розглянуто базові етапи побудови сучасної наукової методології та наведено особливості реалізації наукових досліджень під час рішення задач геомеханіки; описано основну логічну структуру розрахунку та аналізу НДС гірничотехнічного об'єкта методом скінченних елементів.

Висновки

1. Геомеханічні системи, що вивчаються людством кілька століть, характеризуються складною та багатофакторною структурою, яка з діалектичної точки зору не може бути «ідеально» змодельована раз і назавжди. Постійно з'являються нові знання про властивості та поведінку гірничого масиву, а розвиток промисловості, у тому числі й гірничодобувної, розширює різноманітність завдань практики.

2. Будь-яка геомеханічна система відрізняється нерегулярною текстурою і структурою, геологічними порушеннями, неоднорідністю механічних і силових параметрів, складною геометрією. Тому відомі геомеханічні моделі розвивалися і вдосконалювалися поступово шляхом більш достовірного відображення геомеханічних процесів у гірському масиві.

Аналітичні методи розрахунку проявів гірського тиску у своєму діалектичному розвитку дійшли до рівня, коли складність розв'язання систем рівнянь не дозволяє це виконати аналітично і зумовлює необхідність застосування обчислювальної техніки. Проте не йдеться про «банкрутство» аналітичних методів: їхня відносна простота обґрунтовує доцільність використання в певних умовах експлуатації підземних споруд, а аналітичні методи оптимізації режимів взаємодії їх елементів з породним масивом мають бути впроваджені у технологію комп'ютерного моделювання. Також не підлягає сумніву перспективність розвитку технологій комп'ютерного моделювання геомеханічних процесів, де найпоширенішим методом є метод скінченних елементів. Велике майбутнє цього напрямку обумовлює неухильний ріст потужності обчислювальної техніки та вдосконалення програмного забезпечення.

3. На основі розглянутих особливостей вирішення МСЕ задач геомеханіки описано узагальнено-логічну структуру методології досліджень НДС будь-якого гірничотехнічного об'єкта.

4. Розглянуто основні фактори, що забезпечують адекватність геомеханічної моделі реальному об'єкту: розмір і форма розрахункової області, характер і величина початкових та граничних умов, модель поведінки кожного з основних елементів геомеханічної системи. Зазначені фактори повинні проходити

оптимізацію для кожної серії розрахунків, а правильне їх відображення забезпечує збіжність обчислень з малою похибкою.

5. Розроблена блок-схема наочного уявлення триетапного процесу актуалізації розрахункової схеми моделі, за якою проводиться обчислювальний експеримент: створення геометричних об'єктів, прив'язка до них фізико-механічних властивостей та актуалізація моделі.

6. Вищезазначені фактори та етапи виконання досліджень за допомогою МСЕ набули певної конкретизації на прикладі моделювання поведінки геомеханічної системи «гірський масив – кріплення виробки», де послідовно обґрунтовано порядок проведення обчислювального експерименту.

Питання для самоконтролю:

1. Перелічіть три основні групи особливостей рішення задач геомеханіки.
2. Яку інформацію потрібно мати для рішення задач геомеханіки?
3. На якій комбінації трьох основних факторів будується різноманітність розрахункових схем?
4. Які існують тенденції у рішеннях задач геомеханіки із застосуванням МСЕ?
5. Які особливості задач геомеханіки виділяють в технології виконання обчислювального експерименту?
6. Які найбільш поширені форми розрахункової області в задачах геомеханіки?
7. Які Ви знаєте параметри початкових граничних умов?
8. Від чого залежить визначення доцільного діапазону варіації фізико-механічних властивостей гірського масиву?
9. Опишіть процедуру створення геометричних елементів моделі.
10. Охарактеризуйте алгоритм оптимізації розрахункових схем.
11. Назвіть порядок дій при виконанні обчислювального експерименту з розрахунку й аналізу НДС гірничотехнічного об'єкта.
12. Які характерні перерізи обирають для візуалізації отриманих результатів розрахунку НДС геомеханічної моделі?

3 СТРУКТУРА ГЕОМЕХАНІЧНИХ СИСТЕМ

Наведено відомості про основні складові геомеханічних систем: гірський масив, мережа підземних виробок з розташованими у них гірничотехнічними об'єктами. Виділено схожі та відмінні риси особливостей взаємодії елементів структур геомеханічної моделі та складено п'ять основних варіантів. Обґрунтовано розподіл задач моделювання на дві основні групи і розглянуто форми представлення результатів відповідно до кінцевої мети дослідження.

Мета – сформувані загальні поняття про: складові геомеханічної моделі та їх особливості відповідно до своєї природної будови і параметрів взаємодії з іншими об'єктами; відмінності між розрахунком НДС геомеханічної системи у сукупності з оцінкою міцності її елементів та оптимізаційними дослідженнями пошуку раціональних параметрів гірничотехнічних об'єктів; форми представлення результатів моделювання відповідно до кінцевої мети дослідження.

На базі вивчення матеріалу студент повинен вміти:

- розрізнати основні складові геомеханічної моделі та відокремлювати їх головні властивості від вторинних;
- окреслити основні параметри гірського масиву, що будуть відображені у геомеханічній моделі;
- визначитись у ступені деталізації відображення мережі підземних виробок та розташованих у них гірничотехнічних об'єктів;
- відокремлювати задачі розрахунку НДС геомеханічних систем від задач оптимізаційного характеру;
- обирати доцільні форми представлення результатів моделювання.

У поняття геомеханічна система зазвичай вкладають якісні і кількісні параметри, що відображають реальні об'єкти з усіма особливостями та певною неоднозначністю поведінки. Їх різноманіття і певною мірою непередбачуваність стану, динаміки його розвитку необхідно обмежити деякими рамками, що дозволяють провести вивчення гірничотехнічного об'єкту та на основі результатів досліджень дати цілком однозначні рекомендації. Для цього розробляється та обґрунтовується геомеханічна модель, в якій абстрагуються й ідеалізуються параметри реального гірничотехнічного об'єкту з одночасним прагненням максимально адекватно та достовірно відобразити його будову і поведінку.

3.1 Складові геомеханічної моделі середовища

Будь-яка, навіть найпростіша геомеханічна модель містить одну зі своїх складових – гірський масив, що впливає з самої назви даного моделювання. Друга основна складова – це мережа підземних гірничих виробок (рис. 3.1). Щоб забезпечити належне функціонування у виробках розміщені різного роду будівельні конструкції та обладнання, що тим чи іншим чином взаємодіють з прилеглим гірським масивом (рис. 3.2). Ці гірничотехнічні об'єкти є третьою складовою геомеханічної моделі. Кожна з трьох складових підрозділяється на

низку структурно дрібніших, але від цього не менш значущих елементів, які в своїй сукупності відображають властивості та поведінку досліджуваного об'єкта.

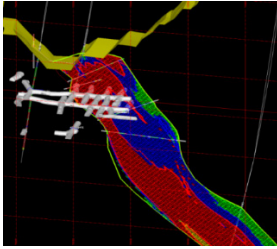


Рис. 3.1. Приклад моделювання мережі підземних гірничих виробок

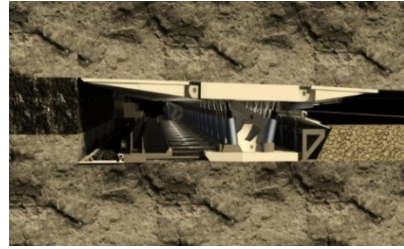


Рис. 3.2. Гірничотехнічні об'єкти

Гірський масив за будовою, властивостями та різними проявами свого стану відрізняється найбільшою різноманітністю. Тому моделі гірського масиву, незважаючи на їх широку варіативність, продовжують розвиватися і вдосконалюватися в напрямі ускладнення за більш повного врахування гами параметрів, що відображають реальний об'єкт. У цьому плані серед різноманіття параметрів гірського масиву виділяють три основні групи:

- текстура характеризує закономірності складання гірського масиву в досліджуваній області;
- фізико-механічні властивості літотипів, що складають розрахункову область моделі;
- порушення цілісності окремих породних шарів і гірського масиву в цілому.

Будова гірського масиву в межах розрахункової області (як правило, кілька десятків метрів і більше за кожною з координат простору) рідко буває однорідною, за винятком, коли масив представлений лише одним літотипом. Найчастіше виникає необхідність моделювати низку породних шарів, щоб виконати умови допустимого впливу збурень НДС у районі границі розрахункової моделі. Тут виникають два основні питання:

- відображення у розрахунковій області мінливості текстури гірського масиву, яка практично завжди присутня в обох взаємно перпендикулярних вертикальних площинах (наприклад, підняттям і простяганням пластового покладу);
- моделювання умов контакту на поверхні напластування двох сусідніх літотипів відповідно до ступеня його цілісності.

Перше питання вирішується, зазвичай, таким чином. Зміна потужностей літотипів, що складають гірський масив, це закономірний та природний процес формування геологічних утворень; тому зустріти правильні геометричні форми літотипів майже неможливо (рис. 3.3). Відбуваються не тільки коливання (часто в досить широкому діапазоні) потужності літотипів за двома взаємно перпендикулярними координатами поверхні напластування, а й заміщення

одного літотипу на інший, а отже, і зміна фізико-механічних властивостей даного породного шару.

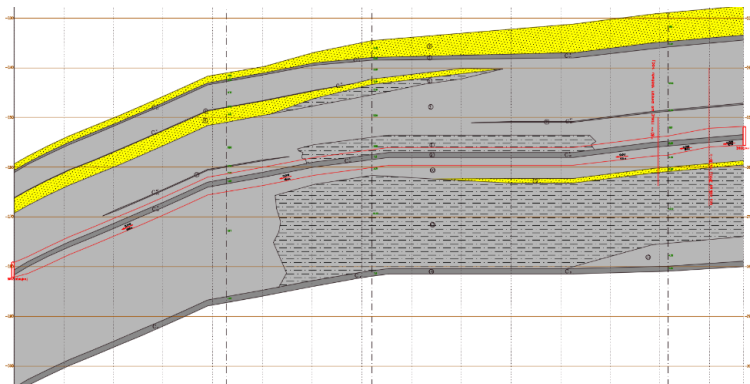


Рис. 3.3. Гірничо-геологічний розріз ділянки шахтного поля

Точна побудова геометрії кожного літотипу на більшості розрахункової області є досить складним і трудомістким завданням, але ще серйозніші проблеми виникнуть при його вирішенні. На ділянках високих градієнтів зміни потужностей породних шарів і в районі їх заміщення можна прогнозувати появу значних аномалій у полях розподілу компонентів НДС, які обумовлені не фізичною сутністю завдання, а лише побудовою його геометричної нелінійності. При цьому слід нагадати, що формування гірського масиву є лише одним з елементів геомеханічної моделі і ускладнення його опису свідомо вимагатиме додаткових обчислювальних ресурсів, воно, ймовірно, буде провокувати «відмови» обчислювального процесу через різноманітні «проблеми» геометричного характеру.

З іншого боку, такого детального моделювання геометрії складання масиву не потрібно в більшості задач геомеханіки. Більше того, воно часто є зайвим через обмеженість геологічної інформації. Мається на увазі наступне. Геологічні розрізи гірського масиву будуються з урахуванням даних буріння геологічних свердловин, які споруджуються з поверхні за певною сіткою. Відстань між свердловинами становить, зазвичай, кілька сотень метрів; достовірно про складання гірського масиву можна судити тільки в координатах свердловин, а між ними здійснюється екстраполяція (за існуючими методиками) елементів залягання літотипів. Тому геологічна інформація є приблизною, а геологічні розрізи найчастіше називаються «гірничо-геологічним прогнозом», що досить об'єктивно відображає їх сутність у плані передбачуваної похибки.

Враховуючи вищевикладене, діють, зазвичай, за одним із наступних варіантів. *Перший* – дослідницький інтерес представляє протяжна гірнична виробка, для якої розмір моделі по координаті, що перпендикулярна поздовжній осі виробки, набагато менше. Тоді при побудові моделі застосовуються геологічні дані безпосередньо з досліджуваної виробки і далі, з урахуванням досвіду

прогнозування проявів гірського тиску, вибираються декілька ділянок (за довжиною виробки), де складання прилеглого масиву становитиме найбільшу небезпеку стійкості цієї підземної споруди. Потім, залежно від поставленої задачі моделювання, виконується обчислювальний експеримент для одного або декількох варіантів складання масиву за довжиною виробки. Наприклад, при задачі обґрунтування параметрів надійної конструкції кріплення достатньо провести розрахунки для однієї найбільш небезпечної (з точки зору максимуму гірського тиску) ділянки за довжиною виробки, так як для інших ділянок текстура масиву прогнозує розвиток менш значущого навантаження на кріплення. При задачі виявлення небезпечних зон за довжиною виробки (де необхідно проводити додаткові заходи щодо забезпечення її стійкості) слід виконувати декілька обчислювальних експериментів з різною текстурою масиву, що відповідає виділеним проблемним ділянкам за довжиною виробки. В обох підваріантах задачі досліджень стійкості протяжної виробки моделюється постійна потужність породних шарів у площинах їх напластуваль. Тим самим знижується розмірність задачі та багаторазово збільшується надійність виконання обчислювального експерименту.

Другий варіант вирішення проблеми мінливості текстури гірського масиву в межах розрахункової області стосується задач з приблизно рівноцінними розмірами моделі за усіма трьома координатами простору (див. рис. 3.4). Тут також використовується в основному припущення про сталість потужності окремих літотипів за площею їх напластуваль. Але деякі породні структури (наприклад, зони безладного обвалення і шарнірно-блокового зсуву при вийманні пластової корисної копалини) мають свою потужність, що відрізняється від початкової текстури гірського масиву і поширюється тільки на певній частині площі моделі в зоні виробленого простору. Тобто, моделюється кусково-постійна потужність окремих породних утворень відповідно до існуючих уявлень про зсув гірського масиву в зоні ведення очисних робіт. Крім того, враховуючи протяжність (декілька сотень метрів) просторової моделі у третьому вимірі (за довжиною очисного вибою), можна усереднити дані про потужності літотипів по двох свердловинах, розташованих у напрямку цього третього виміру; або усереднити значення потужності літотипів за двома гірничо-геологічними розрізами, що відповідають межах ведення очисних робіт (наприклад, по двох виймкових штреках, що оконтурюють виймальну ділянку).

Описані прийоми побудови моделі шаруватого масиву найбільш поширені, оскільки дозволяють багаторазово економити обчислювальний ресурс та забезпечити надійність виконання обчислювального експерименту як мінімум за текстурою гірського масиву.

Друга основна група параметрів гірського масиву стосується фізико-механічних властивостей літотипів, що його складають. Вони призначаються кожному породному шару моделі відповідно до обраного типу задачі, що вирішується, під який збирається база даних геологічних досліджень і за необхідності залучаються спеціальні дослідження з визначення тих чи інших механічних характеристик. У цьому плані цілком переборні труднощі полягають лише у

пошуку механічних характеристик конкретного літотипу, які описують його поза межний стан та реологічні властивості.

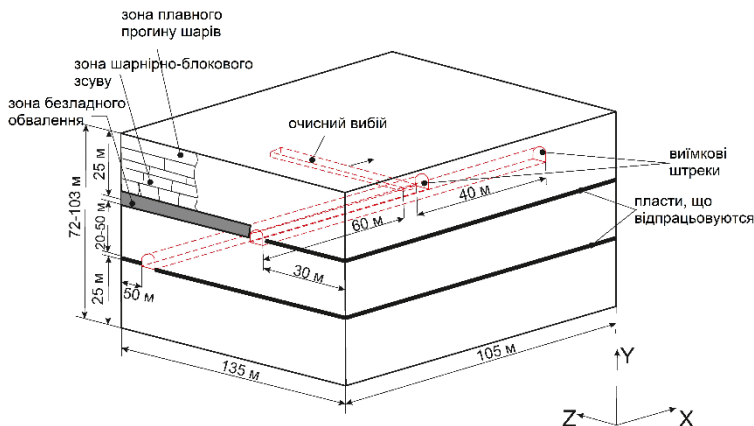


Рис. 3.4. Модель сумісного відпрацювання двох вугільних пластів

Третя основна група параметрів гірського масиву відображає природні та штучні порушення його суцільності, які в геомеханічних моделях враховуються тією чи іншою мірою залежно від конкретної задачі досліджень. До основних порушень цілісності окремих літотипів і гірського масиву в цілому (у досліджуваній розрахунковій області) слід віднести тріщинуватість, руйнування контактів сусідніх породних шарів та тектонічні розриви у земній корі різного масштабу.

Безпосереднє моделювання тріщинуватості одного або декількох породних шарів є досить трудомістким завданням (особливо, якщо відображаються декілька систем тріщин), що вимагає високої кваліфікації дослідника та обчислювального ресурсу; при цьому надійність виконання обчислювального експерименту суттєво знижується. Про результати такого підходу до моделювання тріщинуватості буде детально викладено в наступних розділах. Інший підхід полягає в урахуванні послаблюючої дії систем тріщин на механічні характеристики конкретного літотипу. Для цього на основі існуючих рекомендацій з урахування тріщинуватості (в інтегральному вигляді) моделюються цілісні породні шари, що складають гірський масив, але їх механічні характеристики (перш за все, опір стиску) знижуються на певну величину. Очевидно, що другий підхід усереднює певним чином вплив тріщинуватості літотипів і часто губляться деякі особливості проявів гірського тиску, що обумовлені наявністю однієї або декількох систем тріщин.

Шаруватість гірського масиву є більш великомасштабним об'єктом у порівнянні з тріщинуватістю і тому моделювання стану контактів сусідніх шарів ста-

новить менш складне завдання. Тут для підвищення об'єктивності і достовірності відображення НДС масиву доцільно моделювати умови порушення цілісності контактів суміжних літотипів на тих площах їх нашарування, де це найімовірніше за існуючими уявленнями та натурними спостереженнями. Хоча урахування порушених контактів суміжних літотипів підвищує розмірність задачі, але вплив цієї обставини досить суттєвий, що буде показано у відповідному розділі.

Окремим напрямом наближення моделі до реального об'єкта є відображення процесу поділу породних шарів на блоки в зоні активних зрушень масиву при очисному вийманні корисних копалин. Як показали дослідження цього питання так звані перетворення структури масиву, зумовлені очисними роботами, мають критично важливе значення і вплив на НДС розрахункової області моделі.

Найбільшим об'єктом, що моделюється, є тектонічні порушення. Тут необхідно відобразити як геометричні параметри порушення, так і суттєво різні механічні властивості заповнювача, наприклад, порожнини скидання і прилеглих порід його лежачого і висячого боків. Тектонічне порушення, саме по собі, є об'єктом дослідження відповідно до поставленої задачі, але трапляються й варіанти, де необхідно оцінити вплив тектонічного порушення на гірничотехнічні об'єкти, які розміщені по-сусідству.

Таким чином, незважаючи на простоту гірського масиву, що здається, як складової геомеханічної моделі, він характеризується великою кількістю параметрів і його досить адекватне відображення вимагає чималих зусиль і відповідної кваліфікації дослідника.

Друга основна складова геомеханічної моделі – мережа підземних гірничих виробок – вимагає, як правило, ретельності геометричних побудов у частині:

- правильного орієнтування у просторі як одиночної виробки, так і їх мережі; це особливо важливо при інтенсивних зрушеннях масиву в зоні ведення очисних робіт;

- відображення реальних геометричних параметрів виробок і їх сполучень.

Третя основна складова геомеханічної моделі – комплекс кріпильних та охоронних споруд у капітальних і підготовчих гірничих виробках, а також видобувного обладнання в очисних вибоях. Слід підкреслити, що від ступеня адекватності відображення цих об'єктів залежить цінність результатів обчислювального експерименту, які отримуємо, та об'єктивність оцінки їхнього стану.

Достатній ступінь адекватності моделювання гірничотехнічного об'єкта залежить від вимог до задачі, що вирішується, та очікуваних результатів обчислювального експерименту. Наприклад, якщо поставлена задача дослідження НДС гірського масиву навколо підземної виробки на предмет виявлення розмірів областей порід, що загрожують втратою стійкості цієї виробки, то нас насамперед цікавлять великі (як мінімум 4 – 7 м і більше) зони граничної рівноваги масиву. У разі обвалення даних об'ємів порід їх вага цілком порівнянна (або перевищує) з несучою здатністю кріплення виробки. Стан приконтурних

порід на відстань до 1 – 2 м від виробки нас цікавить найменше, оскільки з навантаженням від їх ваги (у разі обвалення) легко впорається більшість кріпильних конструкцій. Тому за таких вихідних вимог до дослідження НДС масиву достатньо змодельовати спрощену геометрію кріплення (без деталізації), або замінити її вплив на приконтурні породи характерною (для цього виду кріплення) епюрою реакції по контуру виробки. Навпаки, якщо нас цікавить стан елементів кріпильної конструкції щодо подальшої оптимізації її параметрів, то необхідно детально відобразити особливості конструкції кріплення, включаючи режимні параметри її роботи.

Аналогічна ситуація має місце, наприклад, з механізованим гідрофікованим кріпленням, що входить до складу будь-якого сучасного видобуткового комплексу в лаві. Так, при задачі дослідження формування навантаження на механізоване кріплення нас, в першу чергу, цікавлять процеси зсуву порід покрівлі вугільного пласта на висоту не менше 10 – 15 м, а умови взаємодії з безпосередньою покрівлею (зазвичай потужністю 1 – 2 м) не такі важливі, тому що відомо, що вона обов'язково втрачає стійкість і обвалюється на секції механізованого кріплення, але не становить небезпеки для виникнення будь-якої аварійної ситуації. Тому для такої основної мети досліджень цілком достатньо змодельовати габарити секції механізованого кріплення простої геометричної форми, наприклад, у вигляді паралелепіпеда з властивостями його матеріалу, що відображають реальний режим опору опусканню порід надвугільної товщі в робочий простір лави. У разі завдання оцінки стану елементів конструкції секції механізованого кріплення (наприклад, перекриття, гідростояки, огороження, основа тощо) з метою її удосконалення нам необхідно детально змодельовати всі вузли даної конструкції.

Строго кажучи, ступінь деталізації відображення параметрів гірничотехнічного об'єкта залежить також від фізичної постановки задачі, що вирішується. Наприклад, при використанні повної діаграми деформування гірської породи та матеріалів кріпильних конструкцій бажано адекватніше моделювання їх параметрів.

Описані вище основні складові геомеханічної моделі певним чином взаємодіють один з одним, що загалом буде розглянуто нижче.

3.2 Взаємозв'язок елементів структури та її особливості

Після встановлення та опису основних складових геомеханічних моделей розглянемо особливості їх взаємодії між собою. У загальному випадку можна виділити такі варіанти цієї взаємодії:

- гірський масив – обладнання з виймання корисних копалин;
- гірський масив – обладнання зі спорудження гірничих виробок;
- гірський масив – кріпильні системи;
- гірський масив – охоронні системи;
- кріпильні системи – охоронні системи.

З цих основних варіантів можна сконструювати цікаві для нас підваріанти. Особливості взаємодії мають як схожі, так і відмінні риси.

Подібні риси наступні. Як відомо, взаємодія гірського масиву з будь-якою штучною спорудою схильна до загальної закономірності зниження навантаження при зменшенні жорсткості (збільшенні піддатливості) споруди. Це одна

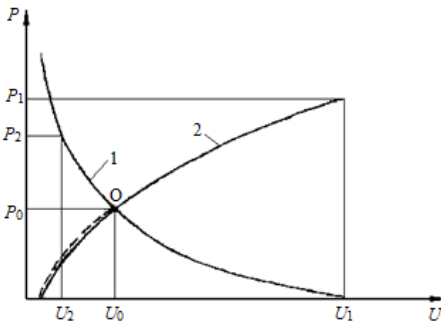


Рис. 3.5. Принципова схема оптимізації режимів взаємодії кріплення (---) з породним масивом (—):
1 – знеміцнення та розуцільнення масиву; 2 – обвалення нестійких порід

з ключових тенденцій, що діє в будь-яких слабких і середньої міцності породах, незалежно від виду гірничотехнічного об'єкта. З іншого боку, при зниженні реакції підпору з боку, наприклад, кріпильної конструкції зменшується стійкість гірського масиву і (при надмірній піддатливості) може статися його обвалення з формуванням надзвичайно високого навантаження. Ця закономірність загальна для усіх гірничотехнічних споруд (рис. 3.5).

Іншою загальною закономірністю (наприклад, для кріпильних та охоронних систем, механізованого очисного комплексу тощо) є існування таких режимів взаємодії з породним масивом,

за яких навантаження не лише мінімізується, а й розподіляється найвигіднішим чином для зазначених гірничотехнічних об'єктів. Тут ключовою умовою є рівномірність основних вантажонесучих елементів, що тотожно досягненню максимальної ефективності роботи.

Відмінні риси перелічених вище пар структур геомеханічної моделі видаються такими.

По-перше, характерною ознакою є самі пари структур геомеханічної моделі, де завжди є будь-які особливості.

По-друге, гідравлічне обладнання має можливість оперативного регулювання своєї деформаційно-силової характеристики, що дозволяє також оперативно керувати режимами взаємодії з породним масивом.

По-третє, кріпильні та охоронні системи часто містять так звані керуючі елементи. Але їх дія стаціонарна в плані оптимізації режимів опору.

Таким чином, розрахунок НДС геомеханічних систем, сам по собі, надає інформацію про стан її складових. На базі виявлення закономірностей їх взаємодії з'являється можливість керування параметрами стану у напрямі встановлення раціональних значень елементів конструкцій; тобто, проводиться часткова оптимізація досліджуваної конструкції.

3.3 Задачі моделювання та форми подання його результатів

У попередньому параграфі було зазначено можливість оптимізаційних досліджень і рішень на базі первинного розрахунку НДС геомеханічних моделей: ці дві групи досліджень є основою задач моделювання геомеханічних процесів підземного видобутку корисних копалин.

До групи задач розрахунку НДС геомеханічних систем входять наступні.

По-перше, у будь-якій задачі геомеханіки завжди досліджується стан гірського масиву навколо гірничотехнічного об'єкта і цим такі задачі відрізняються від розрахунків в інших галузях знань. Розрахунок НДС гірського масиву має кілька цілей (рис. 3.6):

- оцінка стану літотипів, що формують значний вплив на гірничотехнічний об'єкт;
- визначення розмірів зон зміцнення (якщо таке відбувається) у кожному літотипі для оцінки можливих наслідків впливу на гірничотехнічний об'єкт;
- прогнозування розвитку гірського тиску (на те чи інше підземне спорудження) як за величиною, так і за характером розподілу у просторі;
- встановлення закономірностей впливу геомеханічних факторів (глибина розробки, будова і механічні властивості масиву) на параметри проявів гірського тиску навколо гірничотехнічного об'єкта.

По-друге, виконується розрахунок НДС гірничотехнічного об'єкта, наприклад, кріпильні та охоронні системи гірничих виробок, механізовані кріплення очисних вибоїв тощо.

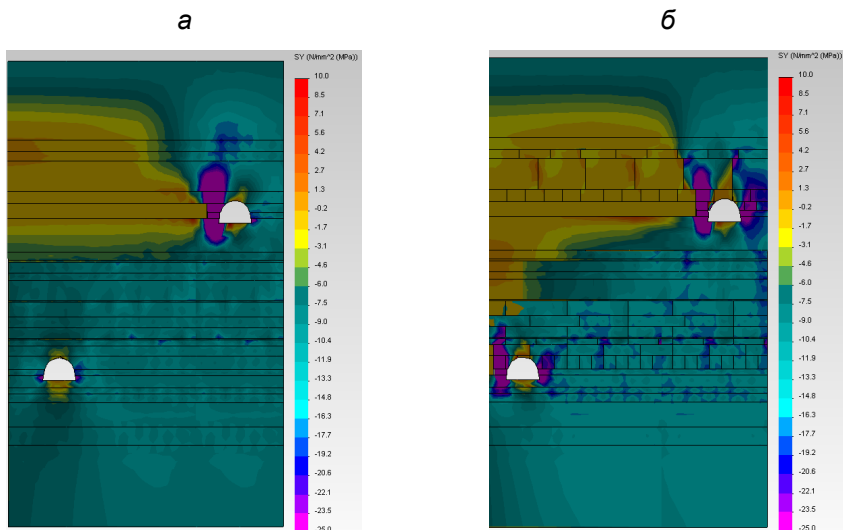


Рис. 3.6. Епюри вертикальних напружень σ_y при відпрацюванні вугільних пластів C_{10}^6 і C_9

По-третє, оцінюється стан великомасштабних об'єктів, пов'язаних найчастіше з відпрацюванням крила шахтного поля або горизонту в цілому, наприклад, охорона капітальних і магістральних гірничих виробок, стійкість міжпластя при сумісному відпрацюванні кількох пластів, закладення виробленого простору тощо (рис. 3.7).

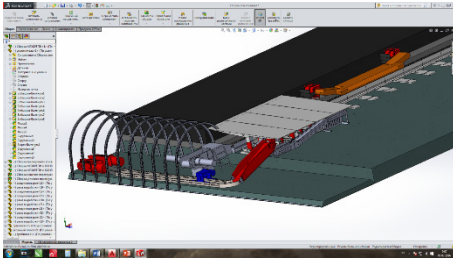


Рис. 3.7. Модель набору обладнання для закладення виробленого простору

геомеханічними факторами. На дані закономірності «накладається» вплив реакції відсічі перерахованих гірничотехнічних об'єктів. У результаті формується оптимізаційна задача з пошуку раціонального режиму роботи гірничотехнічного об'єкта залежно від гірничо-геологічних умов підтримання виробок, очисних вибоїв, камер тощо.

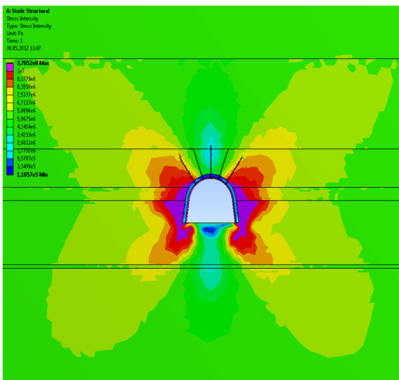


Рис. 3.8. Епюра інтенсивності напружень σ навколо пластової підземної виробки

повідіає певний колір зони її поширення, який вказаний на шкалі напружень; таким чином, відбувається прив'язка параметрів розподілу напружень до кольорової гами відповідної епюри. Даний спосіб візуалізації дуже зручний для загальної оцінки розподілу досліджуваної компоненти напружень в межах всієї геомеханічної системи (рис. 3.8).

До групи задач оптимізаційного характеру, націлених на пошук раціональних технічних рішень, слід зарахувати такі дослідження.

НДС кріпильних та охоронних конструкцій, механізованого кріплення очисних вибоїв залежить від геомеханічних параметрів масиву. Тому, в першу чергу, з метою оцінки тенденцій впливу останніх необхідно встановити закономірності зв'язку розмірів областей граничного стану з переліченими раніше

Інший тип оптимізаційних задач передбачає дослідження стану елементів гірничотехнічного об'єкта залежно від поєднання його геометричних, механічних і силових параметрів. Пошук раціональної конструкції ведеться, як правило, за найбільш універсальним критерієм її рівномірності, який автоматично реалізує умови ресурсозбереження під час ведення гірничих робіт.

Що стосується форм представлення результатів моделювання, то їх можна розділити на такі варіанти.

Найбільш поширена візуалізація результатів розрахунку НДС будь-якої геомеханічної системи – це формування епюр компонент напружень, де кожному інтервалу зміни тієї або іншого компоненти від-

Як правило, для кожної компоненти напружень формуються, як мінімум, по дві епюри: для гірського масиву і гірничо-технічного об'єкта. Це обумовлено суттєво різними (на порядок і більше) механічними характеристиками шарів гірського масиву і матеріалів конструкцій гірничотехнічних об'єктів. Тому в межах однієї епюри практично неможливо виділити основні особливості розподілу компоненти напружень в гірському масиві та гірничо-технічному об'єкті; якщо конструкція останнього містить елементи з різними механічними властивостями матеріалів, то будуються ще додаткові епюри, що розкривають особливості розподілу в них досліджуваної компоненти напружень. Також додаткові епюри будуються при суттєво різних геометричних розмірах елементів гірничотехнічних об'єктів.

Для детальнішого аналізу розподілу будь-якої компоненти напружень використовується форма подання (результатів розрахунку НДС) у вигляді ізоліній (рис. 3.9). За характером взаємного розташування сімейства ізоліній судять про зони концентрації та розвантаження у гірському масиві. Більше того, дуже зручно призначити ізолінію, що відповідає величині граничного стану породи (за досліджуваною компонентою напружень); тоді дана ізолінія окреслюватиме контур (або поверхню у тривимірному зображенні) області, де прогнозується руйнування масиву. Ізолінії в межах розмірів гірничотехнічного об'єкта складно зчитуються та аналізуються; тому їх зазвичай не використовують при аналізі НДС.

З іншого боку, для виявлення «небезпечних» ділянок граничного та позамежного стану елементів конструкцій гірничотехнічних об'єктів використовують прийом «відсікання» епюри розподілу компоненти напружень на ділянках domeжового стану (її просто не показують); небезпечні ділянки виділяють будь-яким кольором для наочного відображення розмірів областей граничного стану (рис. 3.10). Далі вже оперують з цими областями щодо оптимізації параметрів конструкції гірничотехнічного об'єкта: мінімальні розміри областей (або їх зникнення зовсім) відповідають раціональним параметрам конструкції.

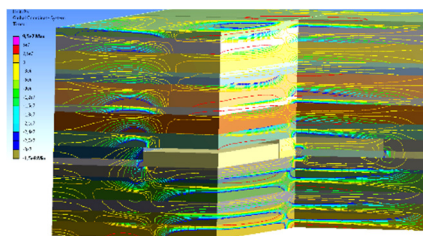


Рис. 3.9. Ізолінії горизонтальних напружень σ_x у масиві в районі ведення очисних робіт

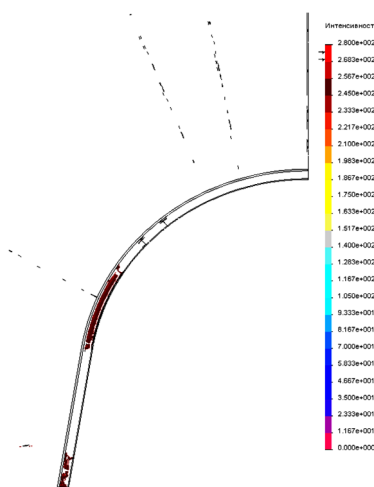


Рис. 3.10. Области пластичного стану (червоний колір) у рамному кріпленні

Висновки

1. Більшість геомеханічних систем включають три основні складові (гірський масив, мережа підземних виробок і розміщені в них гірничотехнічні об'єкти), кожна з яких має низку особливостей, що описуються своєю численною групою параметрів. Їх повне або часткове врахування у геомеханічній моделі залежить від поставленої задачі досліджень. Тому в багатьох випадках немає необхідності детально відображати деякі параметри тих чи інших складових геомеханічних систем, що сприяє зниженню необхідного обчислювального ресурсу та підвищення надійності виконання обчислювального експерименту.

2. Виділено схожі риси особливостей взаємодії елементів структур геомеханічної моделі. При цьому складено п'ять можливих взаємодіючих пар структур, які є базою розширення різноманіття варіантів геомеханічних моделей.

3. Обґрунтовано поділ задач моделювання на дві групи: розрахунок НДС у сукупності з оцінкою міцності елементів геомеханічної системи та оптимізаційні дослідження з пошуку раціональних параметрів гірничотехнічних об'єктів. Розглянуто форми подання результатів моделювання відповідно до кінцевої мети досліджень.

4. Викладені відомості формують напрями ефективного вирішення та подальшого аналізу результатів розрахунку задач геомеханіки для ресурсозберігаючого розвитку інноваційних технологій підземного видобутку корисних копалин.

Питання для самоконтролю:

1. Перелічіть основні складові геомеханічної моделі.
2. Які групи параметрів треба відобразити у моделі гірського масиву?
3. Які існують найбільш поширені засади відображення шаруватого гірського масиву?
4. За яким принципом призначаються механічні характеристики породних шарів гірського масиву?
5. Опишіть основні вимоги щодо відображення мережі підземних гірничих виробок.
6. Від чого залежить ступінь адекватності моделювання гірничотехнічних об'єктів?
7. Перелічіть основні варіанти взаємодії складових геомеханічних моделей.
8. Охарактеризуйте схожість і відмінність рис взаємодії елементів геомеханічних моделей.
9. Які існують групи задач моделювання геомеханічних процесів і гірничотехнічних об'єктів?
10. Перелічіть основні завдання, що входять до групи розрахунку НДС геомеханічних систем.
11. У чому сутність задач оптимізаційного характеру?
12. Охарактеризуйте основні форми представлення результатів моделювання.

4 МОДЕЛЮВАННЯ БУДОВИ ТА ФОРМУВАННЯ ГІРСЬКОГО МАСИВУ

Викладено матеріал щодо основних параметрів текстури та структури порід гірських масивів і сучасних методів моделювання відносно шаруватості, тріщинуватості, розривних технічних порушень; розглянуто основні принципи сучасного моделювання порушень гірського масиву різного масштабу.

Мета – надати студентам знання щодо загальних принципів та існуючих підходів до технології моделювання різномасштабних порушень цілісності і текстури гірського масиву: шаруватість, тріщинуватість, розривні тектонічні порушення.

На базі вивчення матеріалу студент повинен вміти:

- розрізнати підходи до технологічних аспектів моделювання окремих порушень цілісності та однорідності гірського масиву;
- відобразити шаруватість гірського масиву в геомеханічній моделі;
- враховувати вплив тріщинуватості на технологічні засади створення моделі;
- відобразити розривне тектонічне порушення.

4.1 Параметри структури й текстури гірських масивів

Гірський масив і його стан є першопричиною усіх геомеханічних процесів, що формуються та розвиваються при підземному видобутку корисних копалин. Тому адекватне відображення гірського масиву з подальшим прогнозуванням геомеханічних процесів є основною умовою достовірності результатів обчислювального експерименту. Основна складність реалізації цієї умови полягає у різноманітті та варіативності (у часі та просторі) параметрів структури та текстури гірських масивів та фізико-механічних властивостей складових його літотипів (рис. 4.1). У цьому розділі розглянуто основні чинники реального складання гірського масиву та прийоми їх відображення у геомеханічних моделях. Що стосується структури кожного з літотипів складових гірського масиву, то вона повинна розглядатися на «мікрорівні»

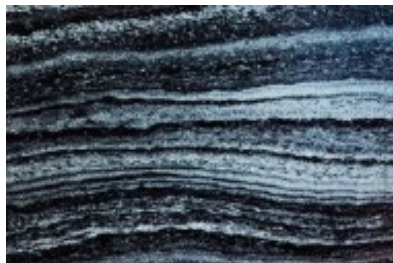


Рис. 4.1. Приклад текстури гірського масиву

будови окремих мінералів, їх зв'язку один з одним у вигляді різноманітних цементів, урахування впливу форми і розмірів мінеральних зерен та їх відмінностей у фізико-механічних властивостях. Масштаб таких об'єктів моделювання надзвичайно малий у порівнянні з геометричними параметрами текстури (відрізняються, як мінімум, на кілька порядків) і тому виникають (поки непереборні) труднощі в одночасному відображенні особливостей структури і текстури

масиву. Тому на сучасному етапі створення і дослідження геомеханічних моделей головна увага приділяється адекватному відображенню текстури масиву, як більш великомасштабного об'єкту, а структура літотипів, що складають масив, імітується в «інтегральній» формі через відповідні фізико-механічні характеристики кожного типу гірської породи. В даному плані всі геологічні дослідження та їх результати націлені на отримання саме інформації про фізико-механічні властивості літотипу без вивчення поведінки та взаємодії окремих елементів структури [29]; іноді робиться поділ фізико-механічних властивостей щодо більш загальної градації об'єкту (наприклад, крупно- та дрібнозерниста структура, різні типи кристалічних та уламкових структур тощо). Зважаючи на вищевикладене, виділимо основні фактори, що характеризують текстуру більшості гірських масивів.



Рис. 4.2. Приклад масиву з порушеними контактами між сусідніми літотипами

Шаруватість характерна для масивів порід осадового та метаморфічного походження, хоч є і великі за розмірами об'єкти гірських масивів магматичного походження кількох літотипів, що значно відрізняються між собою за фізико-механічними властивостями. Моделювання складання пов'язане, зазвичай, з поняттям неоднорідності гірського масиву; зазвичай у межах потужності окремого літотипу передбачається сталість фізико-механічних властивостей за всіма координатами тривимірного простору. На поверхні контакту двох суміжних шарів відбувається «стрибкоподібна» зміна їх фізико-механічних властивостей, що певним чином впливає на розподіл компонент напружень в гірському масиві. Ступінь цього впливу залежить від механічних характеристик контакту літотипів і відповідного їх відображення в геомеханічних моделях. У породах осадового і метаморфічного по-

ходження повсюдно механічні характеристики контакту набагато нижчі (на один-два порядки), ніж усередині кожного із суміжних літотипів; іноді сили зчеплення по поверхні контакту практично відсутні (рис. 4.2). Тому при будь-яких збуреннях НДС масиву, пов'язаних з гірничими роботами, в першу чергу відбувається руйнування самого контакту (на певній площі) і для достовірності відображення стану шаруватого масиву необхідно моделювати дане явище. Надалі буде обґрунтовано суттєвість впливу порушення контактів на НДС масивів в цілому. Більше того, порушення контактів між шарами призводить до зниження стійкості порід у районі розміщення гірничо-технічного об'єкту і це впливає на інтенсивність проявів гірського тиску [30 – 34].

Порушення контактів суміжних літотипів моделюється відсутністю їх зв'язку між собою, а процес взаємодії шарів характеризується переважно нормальними зусиллями з дотичними напруженнями тертя по поверхні нашарування, що виникають при зміщенні шарів відносно один одного. При цьому збільшується розмірність задачі, так як вузли елементної сітки розташовуються у подвійній кількості на поверхні контакту кожного літотипу.

Відображення складання гірського масиву в сучасних геомеханічних моделях зазвичай не викликає суттєвих труднощів, лише потребує підвищеного обчислювального ресурсу. Інша річ імітація будови шаровості чи сланцюватості всередині окремого літотипу. Тут зазвичай ми стикаємося з дуже тонкошаровою текстурою, коли в межах потужності літотипу слід змоделювати велику кількість поверхонь послаблення. Принципово таке завдання можна вирішити, але воно вимагатиме серйозного збільшення обчислювального ресурсу. Тому, перш ніж братися за його рішення, слід ретельно обґрунтувати його необхідність: цілком імовірно, що достатню точність результатів ми отримаємо, якщо інтегрально оцінити дію поверхонь послаблення (всередині літотипу) шляхом зниження його міцнісних характеристик за існуючими методиками.

Тріщинуватість тією чи іншою мірою властива породам різного походження, але повсюдне розповсюдження тріщин найбільш чітко виражено в осадових породах переважно пологого та похилого залягання. Природні тріщини виникли у процесі формування геологічних тіл; вони, зазвичай, не перетинають породні шари, а тісно пов'язані з окремими літотипами. Тектонічні тріщини виникли внаслідок гороутворювальних процесів; внаслідок дії тектонічних сил ця група тріщин може розвиватися на великих просторах земної кори, відрізняється витриманістю свого орієнтування у різних гірських породах.

Положення тріщин у просторі зазвичай характеризують кутом падіння та азимутом напрямку падіння. Тріщини можуть бути відкриті (зяючі) і заповнені, як правило, різними пухкими відкладеннями типу піщано-глинистих ґрунтів з уламковим матеріалом сусідніх літотипів. Досить широкі тектонічні тріщини при проходженні їх підземними гірничими виробками можуть сприяти розвитку інтенсивних проявів гірського тиску та виникненню з цієї причини аварійних ситуацій.

Тріщинуватість окремого літотипу може бути представлена декількома системами тріщин (зазвичай двома-трьома), які розбивають породу на окремість більш-менш правильної форми з мінімальним зв'язком (або відсутністю такого) між ними. Це надзвичайно ускладнює спорудження гірничих виробок через досить низьку стійкість приконтурних порід, схильних до активного утворення обвалу.

Урахування тріщинуватості масиву при моделюванні його стану в районі ведення гірничих робіт можна виділити в два напрями.

Перший – урахування зміни фізико-механічних властивостей окремого літотипу та масиву в цілому в інтегральній формі. Відомими дослідниками тріщинуватих порід і масивів доведено багаторазовий вплив (в окремих випадках і за деякими характеристиками на один-два порядки) тріщинуватості на механічні

властивості гірських порід. Тому залежно від параметрів тріщинуватості гірських порід виконують зниження їх міцнісних і деформаційних характеристик за допомогою так званих коефіцієнтів послаблення масиву. Таким чином, опосередковано проводиться урахування тріщинуватості в задачах геомеханіки.

Другий напрям обумовлено прагненням адекватно відобразити системи тріщин у гірській породі, що особливо важливо, коли лінійні розміри елементів моделі (потужність літотипів, поперечні розміри виробок та їх кріпильних конструкцій, глибина зон знеміцнення тощо) співмірні з розмірами породних блоків, на які масив розділяється. Напрямок пов'язаний з різким зростанням трудомісткості побудови моделі, необхідним обчислювальним ресурсом та з падінням надійності виконання обчислювального експерименту у зв'язку зі збільшенням кількості відмов у процесі розрахунку. Ці труднощі обумовлені необхідністю моделювання (в межах розрахункової області масиву) великої кількості тріщин, інколи не одну, а декілька систем тріщинуватості. У кожній тріщині необхідно відобразити поверхню розриву, для чого вузли скінченно-елементної сітки розміщуються по обох берегах тріщини. За відсутності заповнювача тріщини її порожнина моделюється матеріалом з деформаційними і міцнісними характеристиками, що наближені до нуля. Це необхідно для відображення «макробезперервності» покриття мережею МСЕ всього розрахункового об'єму масиву та виконання таким чином класичної умови спільності деформацій. За наявності заповнювача у тріщині її порожнина моделюється з механічними властивостями матеріалу заповнювача.

Як бачимо, всі описані процедури досить трудомісткі, але дозволяють адекватно відобразити складання тріщинуватого масиву та виявити особливості його поведінки.

Тектонічні тріщини зафіксовані на значних площах вугленосних регіонів і, крім своєї великої протяжності, характеризуються великою шириною розкриття порожнини, яка, як правило, заповнена пухкими піщано-глинистими ґрунтами та уламковим матеріалом міцніших порід. Цей заповнювач тектонічної тріщини зазвичай обводнений і формує значні водоприпливи при проходженні гірничими роботами такого геологічного порушення. Зазвичай тектонічні тріщини формують розривні порушення типу скид, зсув, підкид, які породжують різного роду аномалії гірського тиску, обов'язкові до врахування під час ведення поблизу гірничих робіт.

У зв'язку з сумірністю ширини тектонічної тріщини з розмірами гірничих виробок моделювання розривних порушень здійснюється максимально достовірно з охопленням значних відстаней до тектонічної тріщини і після неї (наприклад, у висячому та лежачому боках скиду), а також по висоті (амплітуди) скиду (підкиду) і ширині зсуву. При цьому детально моделюються фізико-механічні властивості заповнювача тектонічної тріщини і порушень її берегів на глибину в масив згідно з даними геологічних досліджень.

Таким чином, моделювання тектонічної тріщини також пов'язано з додатковими геометричними побудовами, характеристиками фізико-механічних властивостей і потребує збільшення обчислювальних ресурсів.

Кут залягання породних шарів значно впливає на НДС гірського масиву, особливо поблизу підземних виробок, де порушується симетрія розподілу компонент напружень і переміщень за підняттям і падінням покладу корисної копалини. Само по собі відображення заданого кута залягання породних шарів не викликає будь-яких труднощів, але є деякі особливості побудови геомеханічних моделей. Наприклад, імітація похилого падіння пласта з одночасним урахуванням порушеності контактів між шарами сприяє (в окремих випадках залежно від кута нахилу) появі нестійкої рівноваги та невиконання граничних умов. Для збереження статичної рівноваги іноді доводиться вводити зв'язок між «жорсткою основою» і нижнім літотипом, а також між деякими суміжними літотипами. Є й інші складності спільного відображення кута залягання породних шарів та особливостей складання гірського масиву, що моделюється.

4.2 Принципи відображення шаруватості гірського масиву

Будь-яка модель реального об'єкту невіддільна від принципів його ідеалізації та введення різноманітних спрощень, оскільки можливості сучасного етапу розвитку технологій виконання обчислювальних експериментів не дозволяють детально відобразити все різноманіття складання гірського масиву та його мінливість у просторі і часі. У зв'язку з цим раніше було відзначено, що реальні коливання потужностей літотипів аж до їх заміщення один одним можна відобразити при геометричних побудовах масиву, але навіть у межах однієї виїмкової ділянки шахтного поля для цього будуть потрібні значні витрати часу та обчислювального ресурсу. Причому останній необхідний для реалізації інших цілей у межах завдання, що вирішується: наприклад, урахування як пружно-пластичних так і в'язкопластичних деформацій; відображення граничного і позамежного станів масиву на деяких ділянках розрахункової області; моделювання виробок і особливостей їх кріпильних та охоронних систем тощо.

З іншого боку, немає необхідності в імітації текстури масиву на всій площі залягання виїмкової ділянки. Цілком достатньо на підставі експертної оцінки фахівців виділити кілька екстремальних областей об'єкту, що досліджується, за тими чи іншими критеріями, відповідними поставленому завданню. Зазвичай такими критеріями слугує максимальна інтенсивність проявів гірського тиску, що тотожно мінімальної стійкості гірничотехнічного об'єкту, що нас цікавить. У межах кожної з вибраних екстремальних зон коливання потужностей літотипів не такі вже й великі і їх цілком обгрунтовано можна усереднити. Тому вважається цілком допустимим (з погляду необхідної точності гірничотехнічних розрахунків) моделювати постійну потужність літотипів у геомеханічній моделі. Інша ідеалізація стосується припущення про сталість механічних

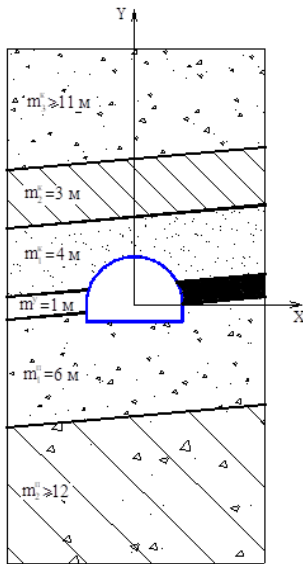


Рис. 4.3. Модель текстури вуглевмісної товщі порід Західного Донбасу

обумовлені появою виробленого простору. Наприклад, для ділянки виїмкового стовпа позаду лави обов'язково відображається так звана зона безладного обвалення, що сформована зруйнованими породами безпосередньої і частково основної покрівлі вугільного пласта. Ці породи багаторазово знижують свої міцнісні і деформаційні характеристики, що закладаються у розрахунок НДС, а сама зона безладного обвалення моделюється породним шаром постійної потужності (рис. 4.4).

Питання зміни текстури шаруватого масиву в зоні ведення очисних робіт, пов'язані з появою додаткових (техногенних) тріщин розриву та розбиттям частини масиву на породні блоки, будуть розглянуті пізніше у відповідному параграфі.

Наступний аспект достовірного відображення шаруватості стосується рівня порушеності (або цілісності) зв'язків між суміжними літотипами в межах розрахункової області масиву. Стан контакту між двома сусідніми породними шарами обумовлено дією двох факторів: вельми зниженими міцнісними характеристиками

характеристик у різних напрямках залягання породного шару. За його однорідності таке припущення повністю відповідає реальному стану об'єкту. За наявності шаруватості (в межах потужності літотипу) міцнісні та деформаційні характеристики вздовж і поперек площини нашарування або усереднюються, або використовуються їх мінімальні значення для створення деякого запасу надійності результатів обчислювального експерименту.

У результаті формується текстура масиву навколо гірничотехнічного об'єкту, що досліджується, наприклад, пластового штреку. Відповідно до його орієнтування у просторі будуються поверхні, що відокремлюють один літотип фіксованої потужності від іншого. Для кожного породного шару задаються його фізико-механічні характеристики, постійні за всіма напрямками залягання літотипу (рис. 4.3).

У районі ведення очисних робіт текстура масиву, що моделюється навколо лави, повинна враховувати (крім шаруватості) перетворення,

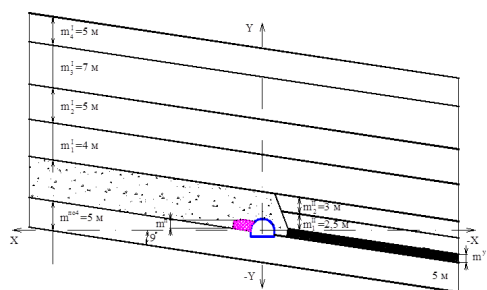


Рис. 4.4. Модель оцінки впливу потужності вугільного пласта та його деформаційних характеристик на НДС системи «породний масив – виїмкова виробка – літа смуга»

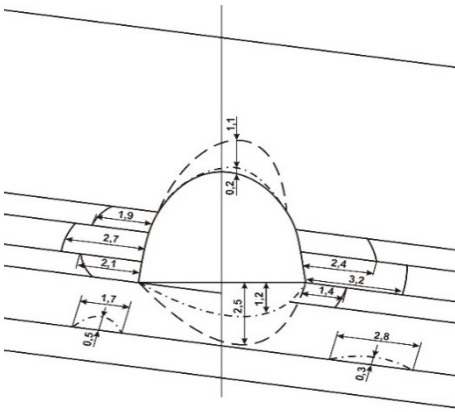


Рис. 4.5. Схема первісного утворення зон знеміцнених порід навколо повітряно-подаючого штреку від дії:
 — інтенсивності напружень σ ;
 - - - розтягуючих вертикальних напружень σ_y ; - · - · розтягуючих горизонтальних напружень σ_z

зв'язків по поверхнях нашарувань і впливом збурень компонент НДС масиву поблизу гірничотехнічного об'єкту. Наприклад, розрахунки показали, що навколо пластового штреку утворюється низка зон зміцнених порід від дії: концентрацій інтенсивності напружень σ , розтягуючих вертикальних σ_y і горизонтальних σ_x напружень (рис. 4.5).

Якщо в ці зони потрапляє контакт суміжних породних шарів, він однозначно порушується. Більше того, порушення контакту поширюється, як правило, на набагато більші відстані від показаних зон знеміцнення. Причиною цього є низькі міцнісні характеристики самого контакту та дія факторів обводненості і реології.

Порушення цілісності контакту суміжних літотипів та конкретні відстані його розповсюдження легко встановити з ви-

користанням епюри розподілу дотичних напружень τ , орієнтованих у площині контакту. Для цього треба порівняти величину діючих τ з гранично допустимим значенням $\tau_{дон}$, що визначається класичною формулою Кулона залежно від зчеплення та нормальних зусиль по поверхні контакту.

Пильну увагу до оцінки цілісності контакту обумовлено тим, що (як буде показано далі на конкретних прикладах розрахунку НДС масиву) характер розподілу та величина компонент напружень і переміщень у гірських породах навколо гірничотехнічного об'єкту значно залежить від ступеня порушеності контакту. При настанні такої ситуації породні шари набувають можливості значного зміщення (прослизання) відносно один одного; вони деформуються частково незалежно, що посилює концентрації напружень і знижує стійкість масиву поблизу, наприклад, гірничої виробки. Тому неврахування порушень контактів у шаруватому масиві гірничих порід тягне не тільки збільшення похибки прогнозу гірського тиску, а й значне зниження параметрів його проявів порівняно з реальною ситуацією: негативна похибка такої невідповідності різко знижує надійність прогнозу стійкості гірничотехнічних об'єктів.

Вказану обставину слід враховувати при створенні геомеханічних моделей стану шаруватого масиву (рис. 4.6). На ділянках порушеного контакту скінченно-елементна сітка будується наступним чином. На контактній поверхні літотипу №1 знаходяться вузли сітки, що покриває простір розміщення цього породного шару. По контактуючій площині нашарування літотипу №2 також розміщуються вузли скінченно-елементної сітки, але покриваючої об'єм вже другого породного

шару. Таким чином, відсутні скінченні елементи, що переходять від літотипу №1 до літотипу №2 і здійснюють між ними зв'язок. При виникненні збурень НДС поблизу гірничотехнічного об'єкту з'являється можливість переміщення (прослизування) літотипу №1 відносно літотипу №2 (рис. 4.7).

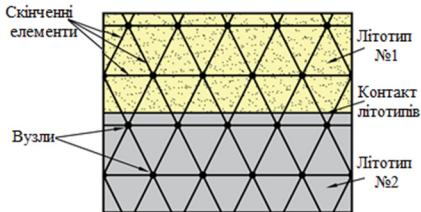


Рис. 4.6. Скінченно-елементна сітка на ділянках непошкодженого контакту

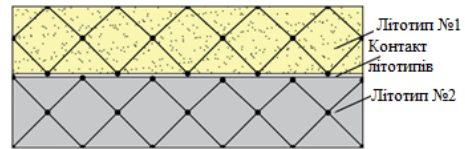


Рис. 4.7. Контактуюча площа нашарування

Їхня взаємодія між собою здійснюється шляхом передачі нормальних (до поверхні контакту) напружень і дотичних напружень тертя по площині нашарування. Підсумовуючи вищевикладене, зауважимо, що було розглянуто принципи відображення так званої «макрошаруватості», що розділяє літотипи з різними фізико-механічними властивостями. За наявності яскраво вираженої шаруватості всередині потужності літотипу і чітких площин послаблення рекомендується використовувати ті самі принципи моделювання, але задаючи кожній породній «пачці» однакові фізико-механічні властивості.

4.3 Особливості моделювання тріщинуватої гірської породи

Для моделювання тріщинуватих гірських порід було сформульовано два основні напрями:

- за допомогою врахування існуючих закономірностей зниження міцнісних і деформаційних характеристик літотипу з ростом інтенсивності тріщинуватості; при цьому сам літотип є суцільним тілом без будь-яких порушень;
- безпосереднє моделювання систем тріщин з відображенням їх параметрів (зокрема, густоти, ширини та орієнтування у просторі); при цьому літотипи моделюються як неоднорідне тіло з порушеннями його суцільності.

По першому напрямку врахування тріщинуватості в інтегральній формі здійснюється наступним чином. Зазвичай гірничо-геологічний розріз у досліджуваній області масиву супроводжує інформація за результатами геологічних досліджень не тільки про складання масиву, інтервалів коливальності потужностей літотипів, але і їх фізико-механічні властивості, ступінь обводненості та інтенсивності тріщинуватості. Останній показник представлений як кількість тріщин на один погонний метр протяжності літотипу у напрямку перерізу гірничо-геологічного розрізу. Цей показник має значення для кожного літотипу і вплив тріщинуватості на зниження механічних властивостей визначається дискретно

для кожного породного шару окремо. Наприклад, у вуглевмісній товщі порід Західного Донбасу, як правило, найбільша інтенсивність тріщинуватості спостерігається у вугільному пласті (до 15 – 20 тр./м), середня густина тріщин (до 8 – 10 тр./м) характерна для пісковика і алевроліту, знижена тріщинуватість (до 6 – 8 тр./м) характерна для аргіліту.

Оцінка ступеня впливу тріщинуватості на зміну механічних властивостей літотипу досить ускладнена через неоднозначність рекомендацій щодо визначення кількісних показників. Причина в тому, що різні тріщини мають неоднакові параметри, наприклад, їх протяжність і ширина розкриття; частина тріщин може бути заповнена піщаноглинистим або іншим матеріалом і мати знижений вплив. Тому числові значення коефіцієнта послаблення досить усереднені і можуть використовуватися лише як перше наближення в оцінці ступеня тріщинуватості.

З іншого боку, ситуація склалася таким чином, що прогноз впливу тріщинуватості літотипу здійснюється в основному відносно такої міцнісної характеристики як опір одновісному стиску. Наприклад, зв'язок середньої відстані між площинами послаблення і розрахунковим опором стиску використовується в нормативному документі [35]. У той же час, немає рекомендацій щодо визначення впливу тріщинуватості на інші міцнісні характеристики: опір розтягу і зміщення, зчеплення і кут внутрішнього тертя. Також відсутні на рівні стандартів методики розрахунку деформаційних характеристик (наприклад, модулі пружності і зсуву, коефіцієнт Пуассона) залежно від інтенсивності тріщин літотипу.

Є ще один вагомий недолік першого напрямку врахування тріщинуватості в інтегральній формі, що полягає в наступному. Зниження міцнісних і деформаційних показників тріщинуватого літотипу безумовно супроводжується зміною величини та характеру розподілу (у розрахунковій області) компонент НДС. Однак епюри полів розподілу компонент НДС, як правило, однотипні і не відображають сутність радикальної зміни поведінки тріщинуватого масиву, яке часто спостерігається на практиці. Іноді відбуваються такі перетворення стану тріщинуватого масиву навколо гірничотехнічного об'єкту, які неможливо пояснити полями компонент НДС, отриманими при простому зниженні міцнісних і деформаційних характеристик літотипу. Причина протиріччя, що виникло, полягає у формалізованому підході першого напрямку врахування тріщинуватості, який не розкриває механізм взаємодії породних об'ємів, розташованих на протилежних берегах тріщини.

Зазначені недоліки покликаний усувати другий напрям врахування тріщинуватості, що полягає у безпосередньому моделюванні систем тріщин у літотипах, які складають гірський масив. Відразу ж зазначимо, що цей напрям не вирішує всіх проблем, оскільки пов'язаний із значними витратами часу побудови моделей та обчислювального ресурсу на проведення відповідних розрахунків. Іноді ці фактори стають непереборними через часті відмови обчислювальних програм. Тим не менш, як буде показано надалі, деякі моделі тріщи-

нуватого масиву виявилися життєздатними і за допомогою низки компромісних технологічних рішень вдалося виконати комплекс обчислювальних експериментів.

При безпосередньому моделюванні тріщин у гірських породах можна виділити два технологічні прийоми залежно від середньої ширини розкриття тріщин та наявності в них заповнювача.

Перший прийом досить адекватно відображає тріщинуватість літотипу і масиву в цілому при невеликій ширині тріщини (в основному десяті частки міліметра), коли в межах пружно-пластичних деформацій породи відбувається контакт і взаємодія один з одним берегів тріщини. При заповненні тріщин такий контакт її берегів може відбуватися і при її більшому розкритті (до декількох міліметрів), але через невелику ширину тріщини вплив деформаційних характеристик заповнювача не буде суттєвим. Особливості побудови сітки скінченних елементів аналогічні таким при відображенні порушеного контакту в шаруватому масиві: моделюється два береги тріщини, на яких розташовуються два ряди вузлів скінченно-елементної сітки, кожен зі своєї прилеглої сторони (від тріщини), а механічні характеристики всієї області навколо тріщини приймаються однаковими (рис. 4.8).

При моделюванні двох систем тріщин, що розбивають літотип на групу породних окремоностей відносно правильної форми, принцип побудови скінченно-елементної сітки не змінюється, але її вузли повинні розташовуватися на поверхнях усіх граней побудованої геометричної фігури (рис. 4.9). Такі граничні умови дозволяють відображати реальний механізм взаємодії породних пачок і окремих деталей з деяким ступенем свободи переміщення у просторі.

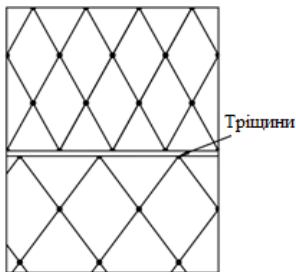


Рис. 4.8. Моделювання берегів тріщини

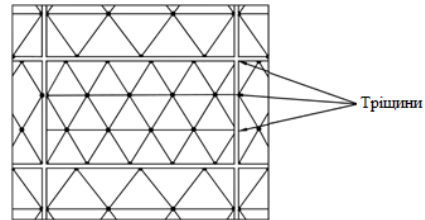


Рис. 4.9. Моделювання двох систем тріщин

Підвищене розкриття тріщин (рис. 4.10), що розвивається у приконтурних породах гірничо-технічного об'єкту і, особливо, в покрівлі відпрацьованого пласта (над виробленим простором), потребує врахування зміни деформаційних характеристик літотипу в цілому за рахунок підвищеної деформованості (на один-два порядки) порожнини тріщини навіть при її заповненні будь-яким матеріалом. Сутність другого прийому побудови сітки скінченних елементів

полягає у розміщенні по всьому об'єму порожнини тріщин скінченних елементів, вузли яких розташовуватимуться на поверхнях тріщини, але не зв'язані з сіткою всередині цілісного об'єму літотипу (рис. 4.11).

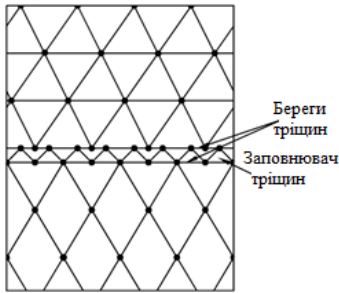


Рис. 4.10. Моделювання підвищеного розкриття тріщин

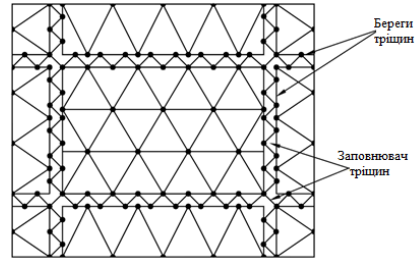


Рис. 4.11. Моделювання двох систем підвищеного розкриття тріщин

Таким чином, у складанні літотипу вводиться додатковий елемент у вигляді прошарків певної товщини, наділених фізико-механічними властивостями або матеріалу заповнювача тріщини, або (за відсутності заповнювача) умовними характеристиками, що наближаються до нуля, тобто, які відрізняються як мінімум на три-чотири порядки по відношенню до властивостей літотипу.

Дані побудови є найбільш витратними за трудомісткістю та обчислювальним ресурсом і їх необхідно використовувати обґрунтовано лише у гірничо-геологічній ситуації суттєвого розкриття тріщин, наприклад, у районі ведення очисних робіт (рис. 4.12). Так, після проходу лави відбувається опускання породних шарів основної покрівлі у вироблений простір, що супроводжується розшаруванням і розбивкою літотипів на породні блоки [36 – 40]. Висота розповсюдження таких техногенних порушень текстури залежить від цілої низки геомеханічних та технологічних факторів відпрацювання вугільного пласта і становить у середньому до 10 – 15 м, іноді більше. Моделювання великого об'єму гірського масиву, розбитого щонайменше двома системами тріщин, стримується обмеженнями по обчислювальному ресурсу. Тому в більшості випадків приймають компромісне рішення – моделювати розшарування між літотипами і системи вертикальних тріщин, що утворилися при їх вигинах у процесі опускання породних шарів у вироблений простір. При заляганні в основній покрівлі потужних і середньої потужності шарів іноді проводиться їх розбивка на кілька породних пачок (рис. 4.13).

Сформульовані принципи моделювання природної та техногенної тріщинуватості знайшли своє застосування при вирішенні низки геомеханічних задач; більш детально їх результати будуть викладені у наступних розділах.

Великі розміри розривних порушень тектонічного походження у гірському масиві порівняно з поперечними перерізами підземних гірничих виробок різ-

ного призначення однозначно вказують на необхідність детального моделювання параметрів таких тріщин. Наприклад, для порушення типу скид – це його ширина і амплітуда, орієнтування по відношенню до елементів залягання покладу корисних копалин і напрямків гірничих виробок у районі скиду; фізико-механічні властивості всіх літотипів (у межах розрахункової області) з боку висячого та лежачого боків з урахуванням їх порушеності поблизу скиду, матеріалу заповнювача скиду з урахуванням ймовірного його водонасичення та інші суттєво впливні фактори.

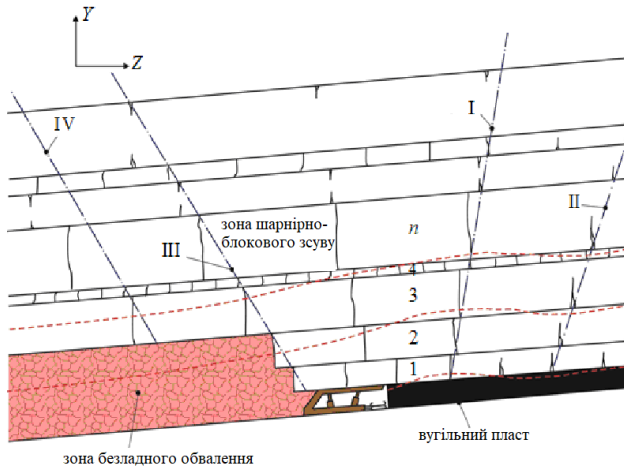


Рис. 4.12. Ситуація розкриття тріщин у районі ведення очисних робіт

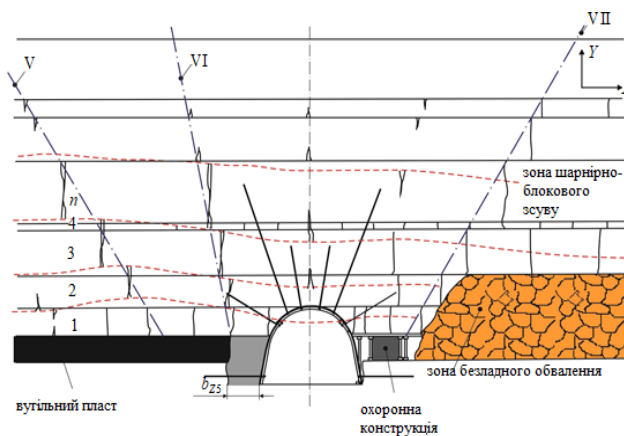


Рис. 4.13. Моделювання систем вертикальних тріщин у поперечному перерізі виїмкового штреку

4.4 Моделювання тектонічних порушень масиву

Вся перелічена інформація систематизується за результатами геологічних досліджень у вигляді гірничо-геологічних розрізів, таблиць з фізико-механічними характеристиками вуглевмісної товщі порід і описом особливостей стану масиву в області, що цікавить нас. Як приклад візуалізовано схематичне уявлення скиду в тривимірному зображенні з одиночною гірничою виробкою, яка перетинає цей скид, що відображає реальну гірничотехнічну ситуацію ведення гірничих робіт.

Гірський масив в районі скиду вкрай неоднорідний як за своєю текстурою, так і за фізико-механічними властивостями складових літотипів. Це провокує формування збурень полів розподілу компонент НДС і різноманітних аномалій проявів гірського тиску в підземних виробках, розташованих поблизу або перетинаючих тектонічне порушення. Тому є надзвичайно важливим як найдостовірніше спрогнозувати стан масиву та його наслідки щодо оцінки стійкості підземних виробок. Для цього необхідно побудувати геомеханічну модель та обґрунтувати параметри, що максимально адекватно відображають текстуру скиду. Щодо схематичного уявлення тектонічного порушення, наприклад, скиду, то акцентуємо увагу на достовірному відображенні його параметрів по відношенню до елементів залягання літотипів масиву та гірничих виробок поблизу. Важливість такого уявлення полягає в тому, що параметри залягання скиду значно впливають на аномалії НДС масиву, з одного боку, і, з іншого боку, – є дуже різними в зонах висячого та лежачого боків, у покрівлі, боках і підшві виробки. Слід враховувати відмінності в глибині розповсюдження тріщинуватості літотипів, що контактують зі скидом, ступеня їх обводненості та порушеності по площинах нашарувань. В результаті у всій гамі впливних факторів необхідно в кожній конкретній гірничо-геологічній ситуації знаходити компромісне рішення щодо використання доступного обчислювального ресурсу для забезпечення безвідмовного проведення обчислювального експерименту.

Процес побудови сітки скінченних елементів повинен враховувати вищевикладені міркування і базуватись на принципах, аналогічних відображенню шаруватості та тріщинуватості масиву. Більш конкретно відзначимо, що принцип відображення порушених контактів між сусідніми літотипами є обов'язковим для зон масиву, розташованих поблизу тектонічного порушення. Принцип безпосереднього моделювання тріщин також необхідно використовувати в зонах (наприклад, висячого та лежачого боків скиду), прилеглих до тектонічного порушення. Зважаючи на велику ширину порушення (іноді більше 10 м) і розміщення в його порожнині заповнювача слід скінченно-елементну сітку будувати як у породах по боках, наприклад, скиду, так і в самому матеріалі заповнювача з розміщенням вузлів сітки по поверхнях їх контакту, але без зв'язку один з одним. Таким чином, підтверджується універсальність викладених раніше принципів для відображення різних типів розривних порушень у гірському масиві.

Раніше зазначалося, що розривні тектонічні порушення породжують навколо себе збурення полів розподілу компонент НДС масиву, які значно відрізняються

від традиційних уявлень про початковий стан недоторканого масиву. Цю обставину необхідно враховувати в оцінці стійкості гірничих виробок, що перетинають тектонічне порушення. Але також актуальна оцінка впливу тектонічного порушення на виробки, що його не перетинають, а розташовані в безпосередній близькості. Прикладом може бути реальна гірничотехнічна ситуація відпрацювання виїмкової ділянки, розташованої поруч із тектонічним порушенням типу скид. Тут головне завдання геомеханічних досліджень полягає в оцінці ступеня впливу скиду на НДС масиву навколо виїмкового штреку і лави, що сполучається з ним. За параметрами цього впливу проводиться вибір мінімальної допустимої безпечної відстані між виробками та скидом.

Підсумовуючи розглянуті підходи, принципи та перспективи відображення структури і текстури гірського масиву, слід зробити загальний висновок про необхідність попереднього обґрунтування ступеня складності геомеханічної моделі для отримання результатів із заданим ступенем точності. Рівень адекватності і достовірності геомеханічної моделі повинен відповідати поставленому завданню без надмірних витрат трудового та обчислювального ресурсу.

Висновки

Аналіз існуючих підходів до моделювання будови та складання гірського масиву дозволив сформулювати наступні висновки.

1. Виділено основні фактори реального складання гірського масиву та прийоми їх відображення в геомеханічних моделях: шаруватість і тріщинуватість; окремому моделюванню особливостей підлягають розривні тектонічні порушення та «непологе» залягання породних шарів, вміщуючих поклад корисних копалин. Обґрунтовано імітацію будови літотипів, які складають масив, в «інтегральній» формі через відповідні фізико-механічні характеристики кожного типу гірської породи, що сприяє різкому обмеженню необхідного обчислювального ресурсу, підвищенню надійності проведення обчислювального експерименту та багаторазовому зниженню трудомісткості побудови геомеханічних моделей.

2. На основі аналізу підходів до моделювання шаруватості гірського масиву обґрунтовано найбільш доцільні принципи відображення її геометричних і механічних параметрів, що дозволяють отримати достовірний результат при помірних витратах трудового та обчислювального ресурсу. Викладено просту схему визначення ступеня порушень контактів між суміжними літотипами, що надзвичайно впливає на параметри НДС масиву навколо гірничотехнічного об'єкту та ступінь його стійкості.

3. Сформульовано принципи відображення природної та техногенної тріщинуватості гірського масиву в геомеханічних задачах розрахунку його НДС у районі ведення гірничих робіт. Виділено два основні напрями врахування тріщинуватості: в інтегральній формі шляхом зниження механічних характеристик літотипів залежно від інтенсивності їх тріщинуватості та безпосереднє моделювання параметрів систем тріщин. Другий напрям розкриває особливості поведі-

нки тріщинуватого масиву, але пов'язаний зі значними витратами часу на побудову геомеханічної моделі тріщинуватого масиву і необхідністю розпоряджатися підвищеним обчислювальним ресурсом. У цьому напрямі виділено два прийоми побудови скінченно-елементної сітки, які рекомендуються залежно від середньої ширини розкриття тріщин та наявності в них заповнювача.

4. При моделюванні розривних тектонічних порушень доцільно використання принципів побудови сітки скінченних елементів, які застосовуються при відображенні шаруватості масиву при порушених контактах між суміжними літотипами, а також їх тріщинуватості за наявності заповнювача в порожнині тріщини. Таким чином, рекомендована методика має універсальність у частині формування скінченно-елементної сітки в гірському масиві з різними порушеннями цілісності.

Тектонічна тріщина обумовлює розгляд масиву гірських порід як вельми неоднорідного з супутніми порушеннями цілісності, крім тектонічного розриву. Тому адекватне відображення такого об'єкту потребує значних витрат часу та обчислювального ресурсу. Тим не менш, вплив тектонічного порушення на поле НДС масиву та розміщеної поруч виробки настільки великий, що диктує необхідність відображення комплексу основних параметрів, які характеризують реальні гірничо-геологічні та гірничотехнічні умови.

Питання для самоконтролю:

1. Які основні фактори характеризують текстуру гірських масивів?
2. Яка головна складність відображення у моделі масиву різноманітних порушень його цілісності та однорідності?
3. Чому моделюванню контактів суміжних шарів гірських порід треба приділяти особливу увагу?
4. Як моделюється порушення контакту суміжних літотипів?
5. Перелічіть найбільш поширені ідеалізації щодо створення шаруватості гірського масиву.
6. Як вирішується питання зміни текстури шаруватого масиву у зоні впливу очисних робіт?
7. Як моделюється шаруватість окремого літотипу і коли в цьому виникає потреба?
8. Сформулюйте два основних напрями моделювання тріщинуватості гірського масиву.
9. Які недоліки існують у напрямі інтегрального врахування закономірностей зниження міцнісних і деформаційних характеристик тріщинуватого масиву?
10. Що стримує розповсюдження напрямку безпосереднього моделювання систем тріщин у гірському масиві?
11. Які параметри розривного тектонічного порушення треба обов'язково відобразити в геомеханічній моделі?
12. Які обставини треба враховувати при оцінці стійкості гірничих виробок, що перетинають розривне тектонічне порушення?

5 ДОСЛІДЖЕННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ В ШАРУВАТОМУ ГІРСЬКОМУ МАСИВІ

Виконано обґрунтування текстурних впливних факторів на стан шаруватого масиву та наведено приклади перетворень його НДС при порушенні контактів між суміжними літотипами. Шляхом розрахунку НДС гірського масиву біля підземної виробки оцінено вплив потужності, змінних механічних характеристик породних шарів та кута їх залягання.

Мета – сформувати у студентів низку знань щодо найбільш впливових текстурних факторів, які визначають НДС шаруватого масиву: потужність літотипів і ступінь порушеності контактів між ними; їх механічні властивості, тріщинуватість і кут залягання. За наочними прикладами розрахунку НДС геомеханічних моделей створити доказову базу важливості означених факторів впливу.

На базі вивчення матеріалу студент повинен вміти:

- розрізняти тенденції впливу окремих текстурних факторів на НДС гірського масиву навколо підземної виробки;
- аналізувати поля розподілу компонент напружень у геомеханічній моделі та виявляти тенденції впливу порушених контактів між породними шарами;
- визначати тенденції перетворювання НДС шаруватого масиву під впливом його змінної текстури;
- досліджувати закономірності перетворювання НДС шаруватого масиву під впливом його змінних механічних властивостей та кута залягання літотипів.

5.1 Обґрунтування факторів впливу текстури порід на стан шаруватого масиву

Аналіз особливостей будови гірського масиву виділяє його шаруватість у низку основних факторів, що обумовлюють поведінку при порушенні рівноважного стану під впливом підземних гірничих робіт. Накопичені на сьогодні численні дослідження НДС шаруватого масиву навколо підземних гірничотехнічних об'єктів вказують на тісний зв'язок полів розподілу компонент напружень і деформацій з параметрами текстурних факторів, головними з яких є: ступінь цілісності контактів між сусідніми літотипами, їх потужність і фізико-механічні властивості, тріщинуватість і кут падіння породних шарів. Ці фактори через зміну НДС шаруватого масиву суттєво впливають на розвиток проявів гірського тиску навколо виробок і, в кінцевому підсумку, на їх стійкість.

У даному параграфі розглянуто механізм впливу перелічених текстурних факторів на стан шаруватого масиву, а в наступних – конкретні закономірності зміни НДС, отримані за результатами виконання комплексу обчислювальних експериментів МСЕ.

Першим із текстурних впливних факторів є ступінь порушеності контактів між породними шарами, що складають гірський масив навколо підземного гірничотехнічного об'єкту (рис. 5.1). Сутність механізму впливу полягає в тому,

що порушення контакту між суміжними літотипами призводить до появи відносної свободи їх деформування у стиснених умовах впливу прилеглих порід. Ця відносна свобода переміщень зафіксована експериментально в умовах реального масиву та на моделях з еквівалентних матеріалів. Наприклад, у роботі [37] відзначаються рух породних шарів один відносно другого до 5 мм на 1 м довжини їх простягання в районі розміщення гірничих виробок. Цілком природно, що за таких взаємних переміщеннях контакт суміжних шарів порушується, а причиною цьому є дія концентрацій інтенсивності напружень σ , розтягуючих вертикальних σ_y і горизонтальних σ_x , σ_z напружень у зоні контакту; підвищених дотичних напружень τ_{xz} , τ_{zx} у площині нашарування.

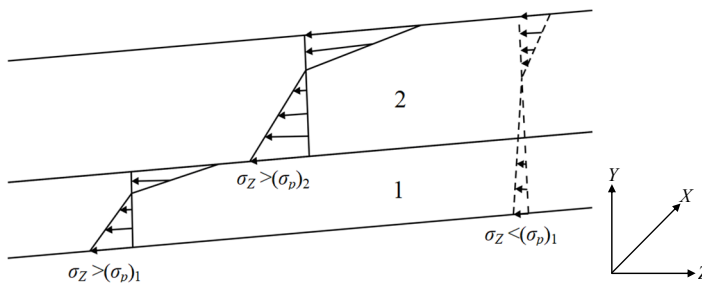


Рис. 5.1. До обґрунтування впливу цілісності контакту суміжних породних шарів на їх стійкість при вигині: — порушений контакт; - - - цілісний контакт

Масив гірських порід спочатку знаходиться під дією різновекторного геостатичного тиску, який стає значно нерівномірним поблизу гірничих виробок. Тут збурення гірського тиску створюють умови для порушення контактів суміжних літотипів, що призводить до зниження стійкості прилеглої об'єму масиву в цілому. Механізм такого явища пояснюється на простому прикладі навантаження двох суміжних породних шарів.

Класична теорія вигину балок і плит [41, 42] стверджує, що максимуми горизонтальних напружень розтягу (стиску), наприклад, σ_z виникають у приповерхневих ділянках балки (плити), а їх величина обернено пропорційна квадрату товщини балки (еквівалент потужності породного шару). Наприклад, при цілісному контакті двох породних шарів однакової потужності їх опір вигину збільшується у 4 рази (по відношенню до одиничного шару), тоді як сумарний опір при роздільному вигині (порушення контакту) зростає тільки у 2 рази. Такий механізм підвищення стійкості заанкерованої покрівлі виробки розглянуто понад півстоліття тому у роботах проф. Борисова О.О. та проф. Семевського В.М. Так, при роздільному деформуванні породних шарів (порушений контакт) розтягуючі на-

пруження σ_z мають підвищену величину і при суттєвому вигині шару перевищують опір породи на розтяг: $\sigma_z > (\sigma_p)_1$ і $\sigma_z > (\sigma_p)_2$; починається розвиток вертикальних тріщин розриву за потужністю кожного шару. При цілісному контакті суміжних породних шарів різко підвищується момент опору їх об'єднаного перерізу, що обумовлює зниження максимумів розтягуючих напружень $\sigma_z < (\sigma_p)_1$.

Процес появи та розвитку вертикальних тріщин значно обмежується або припиняється зовсім. Крім того, при збільшенні потужності вантажонесучої балки вдвічі (цілісний контакт) у 4 рази підвищується її жорсткість, що обмежує величину прогину шарів і знижує ймовірність поділу масиву на окремі шари та блоки з можливістю подальшого обвалення.

Збереження або порушення цілісності контактів літотипів, що складають породний масив, залежить від гірничо-геологічної ситуації і застосовуваних технічних рішень з підтримання виробок. Однак достовірність прогнозування проявів гірського тиску залежить від адекватного врахування ступеня порушеності контактів прилеглого шаруватого масиву, що необхідно відображати при побудові геомеханічної моделі та виконанні обчислювального експерименту.

Другим текстурним впливним фактором на НДС шаруватого масиву є потужність складових літотипів (рис. 5.2). Схематично механізм його впливу виглядає наступним чином. При однаковому вертикальному геостатичному тиску $\sigma_y = \gamma H$ мають місце суттєві відмінності процесу зрушення, наприклад, порід покрівлі в порожнину виробки залежно від потужності складових літотипів. Дані відмінності безпосередньо впливають на НДС прилеглого до виробки масиву.

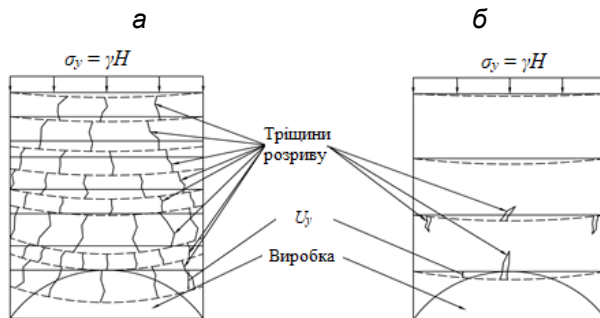


Рис. 5.2. Схеми впливу потужності породних шарів на їх переміщення навколо виробки: а – тонкошарувата текстура; б – крупношарувата текстура

Так, раніше вже було зазначено, що максимуми горизонтальних напружень (σ_x , σ_z) на поверхнях породних шарів при вигині обернено пропорційні квадрату їх потужності. Наприклад, при триразовій потужності одного літотипу по

відношенню до іншого максимуми горизонтальних напружень (стискних та розтягуючих) знижуються у 9 разів; аналогічно відбувається зменшення величини прогину U_y породних шарів підвищеної потужності. Отже, більш крупношарувата текстура априорі сприяє зниженню концентрацій напружень і переміщень масиву навколо порожнини виробки.

З іншого боку, в природі рідко трапляються випадки складання гірського масиву виключно тонко- або крупношаруватого типу; зазвичай спостерігається певна комбінація цих текстур і більш правильно оперувати такими поняттями як «переважно тонкошарувата» або «переважно крупношарувата» текстури. У зв'язку з цим численні дослідження встановили [36, 40, 43 – 46], що потужний породний шар в оточенні більш тонких літотипів сприймає на себе більшу частину гірського тиску через свою підвищену жорсткість; з цієї причини в потужному породному шарі можуть виникати підвищені концентрації напружень, але його опускання суттєво не збільшується. Таким чином, більш крупношарувата текстура, як правило, сприяє зниженню інтенсивності прояву гірського тиску в гірничих виробках.

Більш тонкошарувата текстура масиву через підвищену концентрацію напружень обох знаків характеризується розвитком навколо виробки вертикальної тріщинуватості так званого техногенного походження. У сукупності з природною тріщинуватістю літотипів ці порушення цілісності масиву суттєво впливають на його НДС, що буде проілюстровано в наступних параграфах на конкретних прикладах. Попередньо слід зазначити, що перетворення (вертикальними тріщинами) текстури масиву сприяє підвищенню його деформованості, посиленню процесу розшарування як усередині окремих літотипів, так і товщі порід в цілому. Дія зазначених тенденцій призводить до збільшення переміщень порід у порожнину виробки з одночасним зниженням їх стійкості при поділі цілісного шару на окремі породні пачки та блоки.

В цілому слід підсумувати викладені уявлення щодо взаємозв'язку та взаємовпливу один на одного окремих текстурних факторів, що посилює їх вплив на НДС масиву навколо гірничотехнічних об'єктів.

До впливу цих факторів слід додати вплив мінливості механічних властивостей літотипів, що складають гірський масив. Варіація механічних характеристик літотипів обумовлена як мінливістю їх внутрішньої будови та літологічного складу, так і дією послаблюючих породу факторів обводненості, тріщинуватості та реології. Механічні характеристики породних шарів мають не менший вплив на процеси розшарування масиву та його поділу на окремі пачки і блоки, а у підсумку – на інтенсивність проявів гірського тиску у підземних виробках. У зв'язку з цим практично всі існуючі теорії гірського тиску вказують на його посилення при зниженні механічних, а особливо міцнісних характеристик літотипів. Ця закономірність нерозривно пов'язана з дією раніше зазначених факторів з формування НДС шаруватого масиву; їх поділ досить умовний і покликаний показувати тенденції впливу кожного фактора при єдиному за своєю сутністю механізмі деформування шаруватого масиву навколо гірничої виробки.

Окремим фактором, який не можна віднести до текстурних особливостей, є такий елемент залягання літотипів як кут α їх падіння. Результати обчислювальних експериментів показують, що навіть при пологому заляганні вже при $\alpha \geq 7 - 10^\circ$ суттєво порушується симетрія розподілу компонент НДС відносно вертикальної осі гірничої виробки. Наприклад, посилюється концентрація одних компонент з боку падіння, інших з боку підняття; те ж відзначається і в розташуванні та розмірах зон розвантаження тих чи інших компонент напружень. З цих причин виникає асиметрія у характері проявів гірського тиску навколо виробки, а закономірності впливу текстурних факторів різняться з боку підняття і падіння.

У гірничотехнічному плані більшість кріпильних конструкцій менш ефективно чинить опір асиметричному навантаженню і цей факт слід враховувати при підтримці гірничих виробок, пройдених за простяганням літотипів масиву. Тому не можна виключити з розгляду фактор впливу кута падіння літотипів на НДС шаруватого масиву.

5.2 Перетворення напружено-деформованого стану масиву внаслідок порушення контактів між породними шарами

Після розгляду механізму впливу на НДС шаруватого масиву навколо підземної виробки низки текстурних факторів безпосередньо вивчимо кожну з них на геомеханічних моделях поведінки вуглевмісного масиву змінного складання і механічних властивостей літотипів.

Першим текстурним фактором, що вивчається, є ступінь порушеності контактів між сусідніми породними шарами. Для більш контрастних відмінностей епюр розподілу компонент НДС взяті два крайні випадки: у всій розрахунковій області геомеханічної моделі одиночної виробки, пройденої за простяганням вугільного пласта, контакти між суміжними літотипами повністю порушені, а в другому варіанті контакти зберігають початкову цілісність.

Нагадаємо, що порушені контакти дозволяють переміщатися одному шару відносно іншого досить вільно – їх взаємодія у площині нашарування здійснюється за рахунок сил тертя, що з'являються від дії нормальних напружень на контакт. За відсутності нормальних напружень на будь-якій ділянці контакту сили тертя зникають, що збільшує свободу взаємних переміщень породних шарів. Аналогічний процес розвивається і коли дотичні напруження зрушення (у площині нашарування) перевищать сили тертя.

Цілісність контактів передбачає виникнення лише деформацій зрушення (пружних, пластичних, в'язких) у площині нашарування суміжних літотипів, коли сили зчеплення і тертя (від нормальних напружень) перевищують діючі дотичні напруження. При цьому масив являє собою цілісне тіло зі змінними механічними властивостями літотипів, що його складають. Саме різні деформаційні характеристики літотипів (особливо при їх домежовому стані) породжують деякі збурення НДС, але вони набагато менш інтенсивні, ніж у випадку

порушення контактів між шарами, що буде наочно проілюстровано пізніше.

Ідеалізована певною мірою монолітність шаруватого масиву сприяє підвищенню стійкості в порівнянні з ситуацією порушення його цілісності і це знижує інтенсивність прояву гірського тиску в підземних виробках. У даному зв'язку є важливим адекватно відобразити у геомеханічній моделі текстурний фактор ступеня порушеності контактів шаруватого масиву для підвищення достовірності прогнозу проявів гірського тиску навколо гірничотехнічних об'єктів.

У плані кількісної оцінки ступеня впливу порушеності контактів на НДС шаруватого масиву обґрунтовано та побудовано його геомеханічну модель з одиночною виробкою, пройденою за простяганням вугільного пласта і закріпленою металевим рамним кріпленням.

Для порівняльної оцінки НДС на першому етапі досліджено розподіл компонент напружень у шаруватому масиві з цілісними контактами між сусідніми літотипами (рис. 5.3). Одночасно виконано тестування моделі на предмет її відповідності існуючим уявленням про процеси зрушення вуглевмісної товщі в порожнину одиночної виробки.

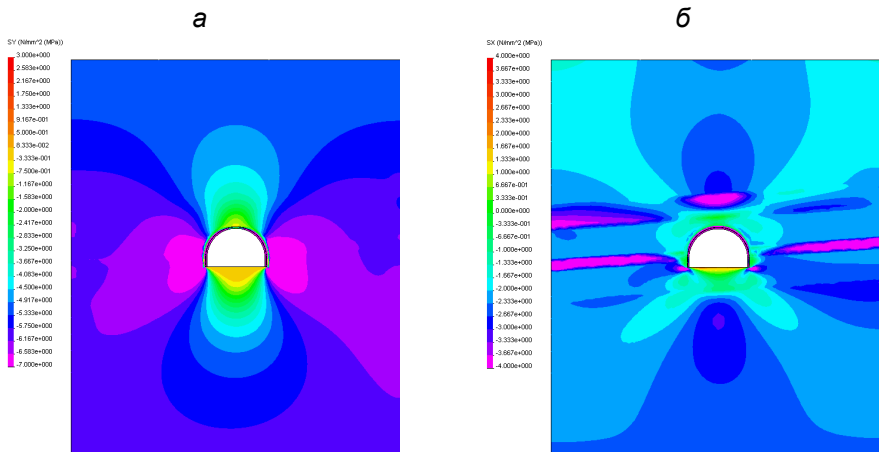


Рис. 5.3. Розподіл вертикальних σ_y (а) та горизонтальних σ_x (б) напружень у шаруватому масиві з цілісними контактами навколо одиночної виробки

Насамперед виконано оцінку достатності розмірів моделі за вертикальною Y та горизонтальною X координатами. Критерієм оцінки розмірів є вимога, щоб вертикальні σ_y , і горизонтальні σ_x напруження на границях моделі наближались до вихідного негідростатичного стану, яке задано наступними граничними умовами для прикладу закладання виробки на глибині $H = 200$ м. Так, на верхній границі моделі діє рівномірно розподілений тиск

$$\sigma_y = \gamma H = 25 \text{ кН/м}^3 \cdot 200 \text{ м} = 5 \text{ МПа}, \quad (5.1)$$

де γ – середньозважена об’ємна вага порід надвугільної товщі прийнята $\gamma = 25 \text{ кН/м}^3$.

На нижній границі моделі розміщено жорстку основу, яка своєю реакцією врівноважує початковий геостатичний тиск $\sigma_y = 5 \text{ МПа}$.

На бічних гранях моделі використано умову «симетрія» за обґрунтованими у розділі I рекомендаціями. При цьому автоматично відображається початкове горизонтальне напруження $\sigma_y = \lambda \gamma H$ з коефіцієнтом бічного розпору λ , що визначається відомими співвідношеннями [47 – 50]

$$\lambda = \frac{\mu}{1-\mu}, \quad (5.2)$$

де μ – коефіцієнт Пуассона гірської породи. Для спрощення подальшого аналізу НДС при тестуванні моделі всі складові літотипи наділені однаковим значенням коефіцієнта Пуассона $\mu = 0,25$; при цьому $\lambda = 0,33$, а $\sigma_x = 0,33 \cdot 5 \text{ МПа} = 1,67 \text{ МПа}$.

Сутність оцінки достатності розмірів моделі зводиться до того, щоб збурення компонент σ_y і σ_x з точністю до 10% наближалися на границях моделі до вихідного негідростатичного стану: $\sigma_y = 5 \text{ МПа}$ і $\sigma_x = 1,67 \text{ МПа}$. Для наочності процесу тестування наведено епюри розподілу компонент σ_y і σ_x у площині YX . Уздовж верхньої та нижньої границь моделі встановлюється рівномірний розподіл компоненти σ_y , відповідний величині γH (5 МПа на верхній межі та 5,9 МПа на нижній, з урахуванням ваги самої моделі), що вказує на достатність прийнятих вертикальних розмірів моделі $Y = 36 \text{ м}$. У боках виробки збурення σ_y загасають на відстані, набагато меншій від бічних границь моделі шириною $X = 30 \text{ м}$.

Отже, за характером розподілу та величиною вертикальних напружень σ_y побудована геомеханічна модель шаруватого масиву з непорушеними контактами між літотипами цілком задовольняє сформульованим вище вимогам і не суперечить існуючим у світі уявленням про перебіг процесу зрушення вуглевмісної товщі в порожнину одиночної виробки.

Перш ніж перейти до аналізу інших компонент напружень надаємо відомості про текстуру моделі та механічні властивості її літотипів. Модель породного масиву включає вугільний пласт, три породні шари в покрівлі і два породні шари в підшві; нумерація шарів у покрівлі (з індексом «К») та підшві (з індексом «П») проводиться від вугільного пласта. При цьому введені позначення: $m_i^{K,P}$ – потужність шару; $E_i^{K,P}$ – модуль пружності; $\mu_i^{K,P}$ – коефіцієнт Пуассона. Тут слід зазначити, що НДС даної геомеханічної моделі розрахову-

ється у пружній постановці, для якої двох зазначених деформаційних характеристик цілком достатньо.

Вугільний пласт: $m^y = 0,7$ м, $E^y = 0,35 \cdot 10^4$ МПа, $\mu^y = 0,35$.

Породи покрівлі: $m_1^K = 3$ м, $E_1^K = 0,1 \cdot 10^4$ МПа, $\mu_1^K = 0,25$;

$m_2^K = 2$ м, $E_2^K = 0,5 \cdot 10^4$ МПа, $\mu_2^K = 0,25$;

$m_3^K > 12$ м, $E_3^K = 0,28 \cdot 10^4$ МПа, $\mu_3^K = 0,25$.

Породи підшви: $m_1^{\Pi} = 3$ м, $E_1^{\Pi} = 0,1 \cdot 10^4$ МПа, $\mu_1^{\Pi} = 0,25$;

$m_2^{\Pi} > 14$ м, $E_2^{\Pi} = 0,28 \cdot 10^4$ МПа, $\mu_2^{\Pi} = 0,25$.

Ці параметри моделі взяті з реальних гірничо-геологічних умов розміщення виробок на шахтах Західного Донбасу.

З приводу особливостей розподілу інших компонент напружень необхідно зазначити наступне. Горизонтальні напруження σ_x повністю стабілізуються тільки на нижній границі моделі (другий породний шар підшви) на рівні $\lambda\gamma H$ недоторканого масиву. На верхній та бічних границях моделі є коливання, що пояснюється виникненням додаткових напружень σ_x від прогину породних шарів у напрямку порожнини виробки, що не суперечить класичним положенням механіки твердого деформівного тіла. Так у центральній частині верхньої границі моделі виникає підвищене напруження стиску з перевищенням до 25% від величини $\lambda\gamma H$.

На бічних границях моделі кривизна нейтральної осі вигину прилеглих до виробки породних шарів змінює знак, а через відносно невелику їх потужність σ_x зростають до 100 – 120% від $\lambda\gamma H$. Також звертають увагу підвищені стискні напруження σ_x у вугільному пласті, що має, як правило, більш високе значення коефіцієнта Пуассона μ у порівнянні з породними шарами, що характерно для гірничо-геологічних умов Західного Донбасу.

В цілому, епюра σ_x цілком узгоджується з існуючими уявленнями про вигин породних шарів навколо виробки і саме деформації вигину загасають з відстанню менш інтенсивно в породних шарах зниженої потужності, що призводить до спотворення початкового стану (за фактором σ_x) на бічних границях моделі.

Достовірність моделі на предмет відповідності класичним уявленням геомеханіки деформування породного масиву навколо виробки проаналізована також за епюрами дотичних напружень τ_{xy} та інтенсивності напружень σ (рис. 5.4). Дотичні напруження τ_{xy} мають збурення у породному масиві на-

вколо виробки на глибину до 1,9 – 2,0 м її ширини, а на границях моделі практично зникають. Це обумовлено малим кутом падіння вугільного пласта ($\alpha = 4^\circ$) та незначною різницею між векторами головних напружень σ_1 , σ_2 і нормальних напружень σ_y , σ_x . При цьому спостерігається зміна знаку дотичних напружень симетрично практично по вертикальній осі виробки. Ці результати тестування моделі вказують на відповідність класичним положенням механіки твердого деформівного тіла [50 – 54].

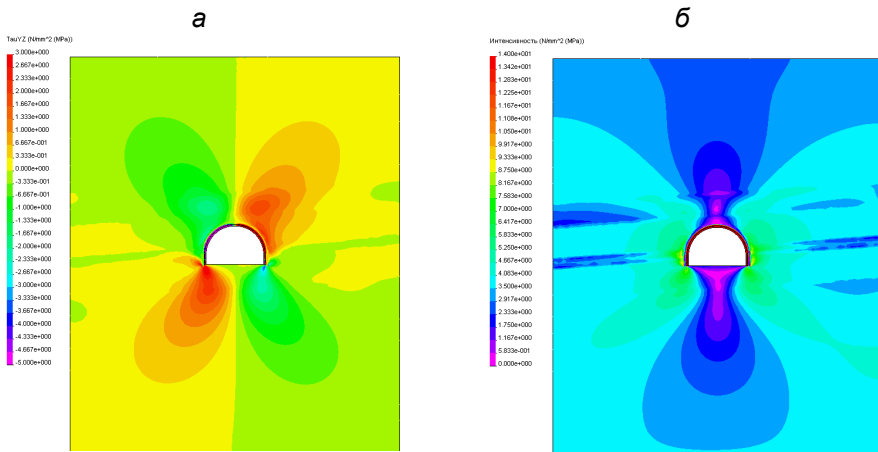


Рис. 5.4. Розподіл дотичних напружень τ_{xy} (а) та інтенсивності напружень σ (б) у шаруватому масиві з цілісними контактами навколо одиночної виробки

Аналіз епюри розподілу інтенсивності напружень σ показує їхню повну стабілізацію на нижній границі моделі. На верхній границі моделі коливання σ відносно невеликі – до 20 – 25% і обумовлені прогином породних шарів у порожнину виробки. Поблизу виробки спостерігається яскраво виражена зона розвантажених порід у покрівлі і підшві, а в її боках є концентрація напружень, яка інтенсифікує процес здимання підшви в слабких породах. Дані результати узгоджуються з уявленнями, що склалися [50, 53, 55 – 57] про геомеханічні процеси навколо одиночної виробки.

Таким чином, розроблена геомеханічна модель деформування шаруватого масиву (з цілісними контактами між сусідніми літотипами) навколо підземної виробки показала цілком прийнятні результати тестування за критеріями особливостей полів розподілу всіх компонент напружень. Тому модель рекомендована для подальших досліджень геомеханічних процесів.

Далі при збереженні граничних умов, параметрів текстури та механічних властивостей попередньої геомеханічної моделі у ній імітується повне порушення контактів між усіма суміжними породними шарами. Проведено обчислювальний експеримент і його результати візуалізовано у вигляді епюр розподілу у площині YX компонент напружень σ_y , σ_x , τ_{xy} і σ . Оскільки відмінність у двох порівнюваних моделях полягає лише за умови цілісності (або порушеності) контактів між суміжними літотипами, то виявлені відмінності епюр компонент напружень будуть повністю достовірні в частині встановлення ступеня впливу даного текстурного фактора.

Порівняльний аналіз НДС розпочато з вертикальних напружень σ_y (рис. 5.5), епюру розподілу яких для варіанта цілісних контактів була наведено раніше і по відношенню до неї вивчено відмінності епюри σ_y для варіанта порушених контактів. У покрівлі виробки формується зона розвантаження (по відношенню до початкової величини $\sigma_y = \gamma H$), яка поширюється за висотою до 10,2 м та шириною до 8,6 м; ці розміри отримано для зони з діапазоном $\sigma_y / \gamma H = 0,90 - 0,98$, тобто, з невеликою похибкою практично маємо початковий стан недоторканого масиву. Відмінності розмірів зон розвантаження у покрівлі для варіанта цілісних контактів між літотипами відносно невеликі: вони знижуються за висотою на 14,7%, а за шириною – на 11,2%. Межі розвантаженої зони у підшві виробки також не дуже вагомо відрізняються одна від одної: для моделі з порушеними контактами між породними шарами розміри збільшуються за висотою на 17,5% і шириною – на 9,6%.

Зі збільшенням ступеня розвантаження порід у покрівлі і підшві (знижується показник $\sigma_y / \gamma H$) відхилення у розмірах відповідних зон зростають більш суттєво. Так, за будь-яким із розмірів спостерігається їх ріст для варіанта порушених контактів:

- $\sigma_y = \gamma H = 0,73 - 0,82$ висота та ширина в покрівлі відповідно на 42,4 і 37,5%, у підшві на 19,4 і 23,3%;
- $\sigma_y = \gamma H = 0,48 - 0,57$ висота та ширина в покрівлі на 48,9 і 14,9%, у підшві – на 42,4 і 14,0%;
- $\sigma_y = \gamma H = 0,15 - 0,23$ висота та ширина в покрівлі на 52,9 і 10,2%, у підшві – на 24,3 і 41,4%.

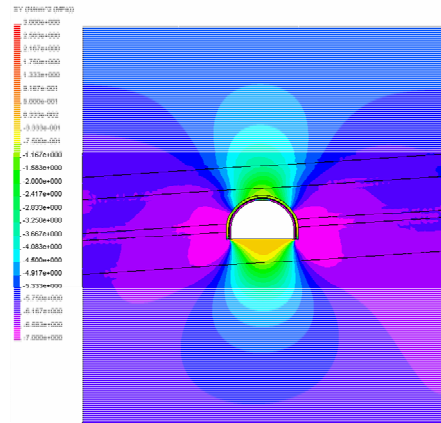


Рис. 5.5. Епюра вертикальних напружень σ_y при порушених контактах між породними шарами

Окремо слід зазначити зони повного розвантаження, де вертикальні напруження σ_y стиску практично повністю зникають ($\sigma_y \approx 0$). У покрівлі виробки вони мають значно обмежені розміри (до 0,5 – 0,7 м) і приблизно однакові для обох варіантів геомеханічних моделей. Той же факт приблизної сталості розмірів спостерігається і в підшві виробки, але розповсюдження зон повного розвантаження більш вагоме: за глибиною – до 2,2 м, за шириною – до 5,0 м.

Підсумовуючи результати аналізу розподілу вертикальних напружень σ_y у покрівлі та підшві виробки, слід зазначити наступну тенденцію: за граничних значень σ_y ($\sigma_y / \gamma H \approx 1,0$ і $\sigma_y / \gamma H \approx 0$) зони розвантаження несуттєво відрізняються одна від одної (для обох варіантів моделі), тобто вплив порушеності контактів між суміжними літотипами є досить малий. Навпаки, всередині зон розвантаження (діапазон $0 < \sigma_y / \gamma H < 1,0$) порушення контактів сприяє росту розмірів зон до 40 – 50% для конкретного прикладу геомеханічної моделі. Цей факт вказує на підвищений вигин породних шарів, що може спровокувати порушення їх шаруватості та зниження стійкості прилеглого масиву в цілому.

У боках виробки формуються зони так званого підвищеного гірського тиску (ПГТ) з концентраціями стискових σ_y різного рівня. Загальна тенденція впливу порушених контактів така, що вони збільшують висоту зони ПГТ від 13,6% для $\sigma_y / \gamma H = 1,32 - 1,40$ до 29,3% для $\sigma_y / \gamma H \geq 1,50$; діапазон росту ширини зони ПГТ – від 37,6% для $\sigma_y / \gamma H = 1,23 - 1,32$ до 54,4% для $\sigma_y / \gamma H \geq 1,50$.

В цілому за фактором розподілу вертикальних напружень σ_y підтверджується згадана раніше теза, що деформування шаруватого масиву з підвищеною свободою переміщення літотипів (за рахунок порушених контактів між ними) активізує розповсюдження аномальних зон (розвантаження у покрівлі та підшві виробки, ПГТ у її боках) і цей процес знижує стійкість прилеглих до виробки порід з посиленням проявів гірського тиску.

Даний висновок перевірено за допомогою порівняльного аналізу епюр розподілу горизонтальних напружень σ_x у моделях з цілісними і порушеними контактами між сусідніми породними шарами (рис. 5.6). У третьому шарі покрівлі виробки висота розвитку зони концентрацій стискових σ_x рівня $\sigma_x / \lambda \gamma H = 1,4 - 1,6$ збільшується не менше, ніж у 2,2 – 2,5 рази, що вказує на підвищений прогин навіть такого потужного та віддаленого від виробки літотипу, хоча при цьому ширина зони залишається практично незмінною. У другому шарі середньої потужності над виробкою утворюється зона концентрацій рівня $\sigma_x / \lambda \gamma H = 2,2 - 2,4$, розповсюдження якої за підняттям (падінням) збільшується до 31% через порушення контактів між сусідніми літотипами. У цьому ж шарі в районі бічних границь моделі концентрації стискових горизонтальних напружень різної величини зростають на 22 – 35% при порушенні контактів.

Над виробкою у першому породному шарі (він є безпосередньою покрівлею вугільного пласта) формується зона розвантаження з проявом розтягуючих σ_x . Розміри цієї зони ($\sigma_x < \lambda\gamma H$) стабільно більші на 19 – 27% (для різних значень $\sigma_x / \lambda\gamma H$) для моделі з порушеними контактами. Більш того, якщо при цілісних контактах розтягуючі σ_x не перевищують 1,0 МПа, то при порушенні контактів розтяг до 1,5 – 2,0 МПа виникає навіть у другому породному шарі покрівлі.

Таким чином, на конкретних моделях зафіксовано більш інтенсивні прогини породних шарів покрівлі при порушенні контактів між ними.

Вугільний пласт у боках виробки за основною шириною моделей навантажений підвищеними стисковими напруженнями $\sigma_x = 3 - 4$ МПа з тієї основної причини, що його коефіцієнт Пуассона на 40% більше, ніж у інших літотипів, і це обумовлює ріст коефіцієнта бічного розпору на 79,5%. Безпосередньо поблизу виробки на відстань до 2,0 – 2,5 м спостерігається зниження стискових σ_x аж до нуля. Такий розподіл σ_x характерний для обох варіантів моделей з деякими незначними відмінностями.

Безпосередня підшва вугільного пласта зазнає невеликих коливань σ_x на ділянці під виробкою та поблизу неї. По всій ширині виробки діють розтягуючі σ_x до 1,0 – 1,5 МПа, але глибина їх розповсюдження у підшву на 40 – 50% більше за порушених контактів між сусідніми літотипами, що дозволяє прогнозувати інтенсифікацію процесу здимання. В інших областях порід підшви не виявлено суттєвих відмінностей в епюрах розподілу σ_x для порушених та цілісних контактів між шарами.

Загальний висновок щодо особливостей полів розподілу горизонтальних напружень σ_x такий, що порушення контактів між породними шарами посилює деформації їх вигину в покрівлі та активізує здимання порід у підшві виробки, пройденої за простяганням вугільного пласта.

Порівняння епюр розподілу дотичних напружень τ_{xy} (рис. 5.7) дозволило встановити низку відмінностей у моделях з цілісними та порушеними контактами, що вказує на певний ступінь впливу цього текстурного фактора.

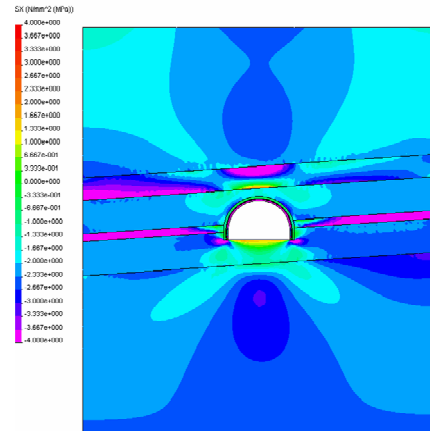


Рис. 5.6. Епюра горизонтальних напружень σ_x при порушених контактах між породними шарами

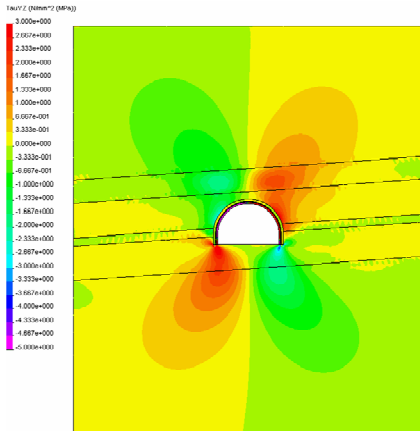


Рис. 5.7. Епюра дотичних напружень τ_{xy} при порушених контактах між породними шарами

Насамперед слід зазначити практично симетричну картину розподілу τ_{xy} відносно осі, нахиленої під кутом 45° до вертикальної осі виробки. Ця симетричність доводить адекватність виконаного розрахунку НДС шаруватого масиву з порушеними контактами між літотипами. За всіма канонами механіки твердого деформівного тіла саме таке поле τ_{xy} має сформуватися при невеликому куті падіння ($\alpha = 4^\circ$) вугільного пласта, а деякі порушення симетрії малосуттєві і зумовлені негоризонтальним заляганням літотипів.

Вертикальна вісь виробки поділяє (як у покрівлі, так і в підшові) епюру τ_{xy} на дві досить схожі зони дії позитивних та негативних значень дотичних напружень, їх

абсолютні величини близькі одна до одної, а знак вказує на взаємно протилежні напрями дії.

У частині виявлення порушеності контактів між породними шарами встановлено наступні кількісні показники. Так, у покрівлі вугільного пласта для рівня $\tau_{xy} = \pm 0,33 - 0,67$ МПа зафіксовано збільшення розмірів їх зони дії при порушених контактах:

- для позитивних значень τ_{xy} довжина зони зросла на 20,2%, а ширина – на 22,7%;
- для негативних значень τ_{xy} ріст склав 28 і 21% відповідно.

Значніші збурення $\tau_{xy} = \pm 2,0 - 2,33$ МПа мають менші зони розповсюдження, але вплив на їх розміри порушення контактів набагато вагоміший:

- для позитивних значень τ_{xy} довжина зони збільшується на 106%, а ширина – на 35%;
- для негативних значень τ_{xy} ріст склав 88,2 і 72,2% відповідно.

У підшові вугільного пласта відзначені аналогічні тенденції впливу порушеності контактів між породними шарами на розвиток зон дії дотичних напружень. Для інтервалу $\tau_{xy} = \pm 0,33 - 0,67$ МПа маємо наступний ріст розмірів зон:

- при позитивних значеннях τ_{xy} довжина збільшується на 13,7%, а ширина – на 22,9%;
- при негативних значеннях τ_{xy} перевищення становить 18,0 і 13,1% відповідно.

Дія інтервалу $\tau_{xy} = \pm 2,0 - 2,33$ МПа поширюється на зони масиву з наступним впливом порушення контактів у бік збільшення розмірів:

- для позитивних значень τ_{xy} довжина зростає на 22,5%, а ширина – на 20,5%;
- для негативних значень τ_{xy} ріст склав 35,0 і 48,1% відповідно.

Крім наведених кількісних значень слід вказати на виникнення концентрацій $\tau_{xy} \geq 3,0$ МПа тільки в моделі з порушеними контактами між породними

шарами. Отже, можна зробити загальний висновок, що і за фактором полів розподілу дотичних напружень, порушення контактів між літотипами сприяє росту концентрацій τ_{xy} і розмірів зон їх розповсюдження, що збільшує напруженість шаруватого масиву та ймовірність втрати стійкості його окремих зон.

Заключний етап аналізу впливу порушення контактів між літотипами на стан шаруватого масиву навколо одиночної виробки присвячений вивченню поля розподілу такої узагальнюючої компоненти як інтенсивність напружень σ (рис. 5.8). Цей показник є певним співвідношенням значень усіх компонент напружень і по ньому зазвичай судять про настання граничного стану певної зони масиву гірських порід або елементів гірничотехнічних споруд. Тому інтенсивність напружень σ є важливою складовою будь-якого аналізу НДС геомеханічної моделі.

Загальна тенденція зміни σ у покрівлі виробки і вугільному пласті полягає у збільшенні значень параметра та розмірів зон їх розповсюдження. Так, навіть у найбільш віддаленому потужному третьому (від вугільного пласта) шарі покрівлі зона розвантаження (знижених значень σ по відношенню до початкового стану недоторканого масиву) скорочується, а величина σ збільшується: над виробкою зникає зона розвантаження рівня 0 – 0,35 по відношенню до початкового стану. У другому породному шарі покрівлі мінімальні значення σ зростають на 30 – 50%, а зона їх дії скорочується на 17 – 25%. У першому шарі (безпосередня покрівля вугільного пласта) спостерігаються ті ж самі тенденції підвищення мінімумів σ . Це вказує на збільшення загальної напруженості порід покрівлі, що обумовлено підвищеними прогинами шарів при порушених контактах між ними.

На підтвердження даного висновку відзначимо збільшення на 20 – 30% зони підвищених σ (рівня 1,58 – 1,75) у бічних (по відношенню до виробки)

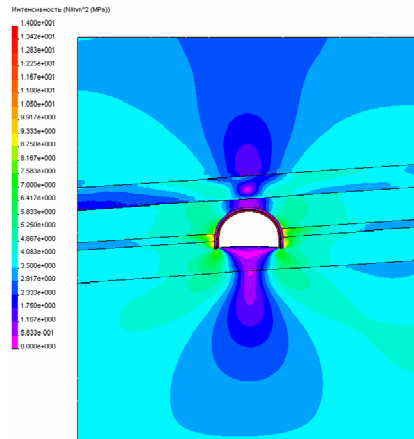


Рис. 5.8. Епюра інтенсивності напружень σ при порушених контактах між породними шарами

частинах першого породного шару. Більше того, в приконтурних зонах масиву в районі контакту стояків кріплення виробки з вугільними пластом і першим шаром підшви виникають концентрації σ відносно величиною до 2,8 – 3,0, які відсутні в моделі з цілісними контактами. Такий підвищений рівень напруженості прилеглого масиву з порушеними контактами між шарами збільшує ймовірність його знеміцнення та посилення проявів гірського тиску у виробці.

Таким чином, на прикладі одиночної пластової виробки встановлено (за всіма без винятку компонентами НДС) збільшення напруженості масиву внаслідок порушення контактів між породними шарами, що обов'язково слід враховувати при моделюванні різних геомеханічних процесів, пов'язаних зі стійкістю підземних гірничотехнічних споруд.

5.3 Вплив фактора потужності літотипів

Основна мета даного параграфу – простежити вплив наступного текстурного фактора – потужності літотипів, що складають шаруватий масив поблизу гірничої виробки. Завдання навмисно ускладнене моделюванням слабого шаруватого масиву, в якому є висока ймовірність порушення контактів між літотипами. Нагадаємо, що вплив текстурного фактора порушених контактів вивчено у попередньому параграфі, де рекомендується обов'язкове врахування цієї обставини у геомеханічних моделях для підвищення їх адекватності та достовірності.

Для оцінки впливу потужності літотипів на НДС шаруватого масиву побудовано три геомеханічні моделі зі значно різною текстурою порід, вміщуючих одиночну пластову виробку. Щоб виключити вплив інших факторів усі інші параметри прийняті однаковими. Аналіз НДС проводиться за всіма компонентами напружень (σ_y , σ_x , τ_{xy} , і σ) із завданням виявлення відмінностей полів їх розподілу, обумовлених виключно різною потужністю складових літотипів. Причому три наведені варіанти текстури мають одночасно схожі та відмінні риси. Схожість полягає в тому, що крайні (за висотою) шари моделей в покрівлі та підшві є дуже потужними (більше 10 м) і за координатами їх розповсюдження цілком очікувано відбувається згасання аномалій розподілу всіх компонент напружень. З цієї причини всі три моделі знаходяться у відносно рівних умовах за досліджуванним текстурним фактором. З іншого боку, характерною особливістю є різні потужності прилеглих породних шарів, де й спостерігаються найбільш вагомні перепади розподілу компонентів НДС. Тут геомеханічні моделі можна охарактеризувати так: модель I – переважно середньшарувата; модель II – крупношарувата (за винятком вугільного пласта); модель III займає проміжне положення між двома першими (рис. 5.9).

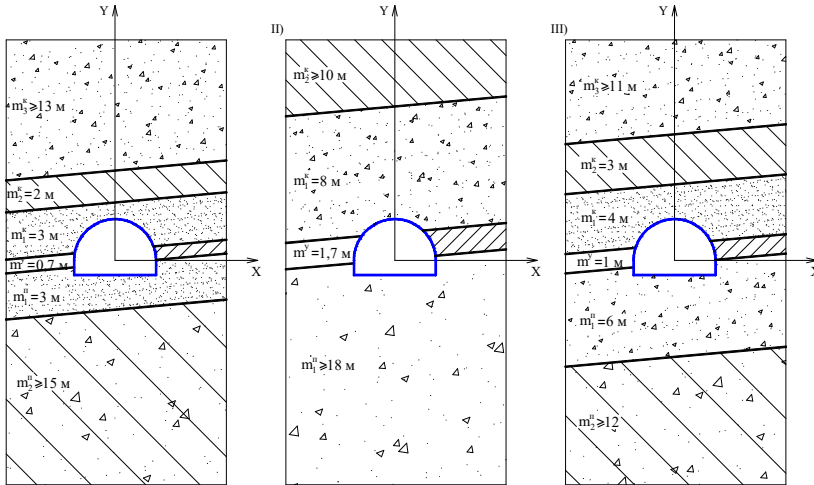


Рис. 5.9. Моделі текстури вуглевмісної товщі: варіанти моделей I – III

Вивчення поля розподілу вертикального напруження σ_y дозволило встановити наступні тенденції впливу текстури шаруватого масиву (рис. 5.10). Тут необхідно зазначити, що для різних варіантів моделей породні шари покрівлі та підшви вугільного пласта знаходяться на неоднаковій відстані від контуру виробки. Тому розміри зон збурень σ_y проаналізовано в цілому без прив'язки до конкретних шарів у плані рівня концентрацій або ступеня розвантаження вертикальних напружень.

Незалежно від текстури шаруватого масиву навколо пластової одиночної виробки стабільно формуються одні й ті самі характерні зони: розвантаження у покрівлі та підшві; ПГТ у боках виробки.

Відмінності параметрів зони розвантаження у покрівлі зводяться до наступного: розміри зон розвантаження визначаються мінімальним рівнем зниження $\sigma_y / \gamma H = 0,90 - 0,98$ по відношенню до початкового стану недоторканого масиву. За цією умовою, якщо взяти за базу для порівняння варіант I моделі текстури шаруватого масиву, висота зони розвантаження у варіанті II збільшилася на 10,7%, а у варіанті III – лише на 2,0%. Що стосується ширини зони розвантаження, то у варіанті II вона зменшилася на 14,9%, а у варіанті III зросла лише на 1,4%.

Зона практично повного розвантаження ($\sigma_y / \gamma H = 0,0 - 0,07$) має невеликі розміри в приконтурних породах покрівлі, але їх відмінності порівняно з варіантом моделі I досить суттєві:

– висота зони скорочується на 37,0% для варіанта II і на 18,1% для варіанта III;

– ширина зони знижується на 16,4% для варіанта II, а для варіанта III залишається практично незмінною.

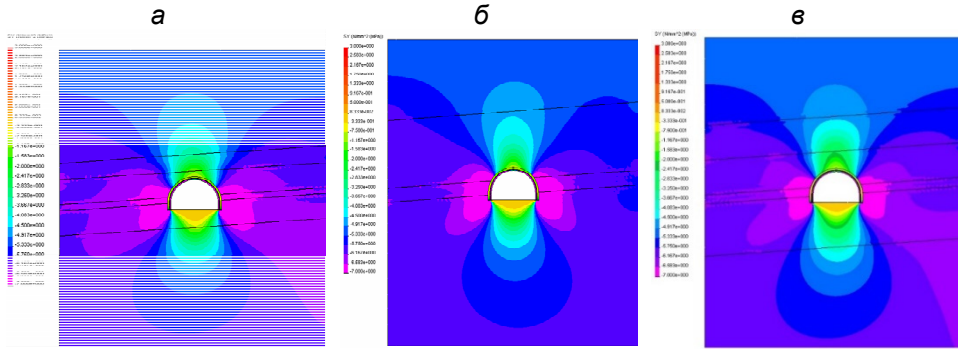


Рис. 5.10. Епюри вертикальних напружень σ_y у шаруватому масиві (при порушених контактах між літотипами) для варіантів: а – модель I; б – модель II; в – модель III

Крім того, у варіанті II і III (де змодельована крупношарувата текстура) практично зникають розтягуючі σ_y у приконтурних породах покрівлі, тоді як у варіанті I (переважно середньшарувата текстура) виникають локальні зони розтягу до 0,3 – 0,5 МПа.

В цілому слід зазначити наявність тенденції, хоча і слабковираженої, зниження розмірів зони і ступеня розвантаження порід покрівлі виробки зі збільшенням потужності прилеглих породних шарів вуглевмісної товщі. Механізм розвитку цієї тенденції досить очевидний: більш потужні породні шари обмежують прогини пропорційно квадрату своєї товщини, а знижені прогини сприяють зменшенню аномалій розподілу компонент НДС, у тому числі і вертикальних напружень σ_y .

У підшві виробки також утворюється зона розвантаження, що значно відрізняється за своїми параметрами від такої у покрівлі. Тенденції впливу текстури шаруватого масиву в підшві виробки можна охарактеризувати як слабо-виражені та неоднозначні. Так, розміри зони розвантаження ($\sigma_y / \gamma H = 0,98 - 0,90$) по ширині досить постійні (коливання від +1,7% до -3,6%) і не залежать від потужності прилеглих шарів. Глибина зони розвантаження збільшується лише на 5,6% для варіанта II і на 10,5% для варіанта III. Щодо розмірів зони повного розвантаження ($\sigma_y / \gamma H = 0,0 - 0,07$), то тут спостерігається сталість її ширини, а висота скорочується на 15,8% для варіанту моделі II і на 20,0% для варіанту моделі III. Крім того, зафіксовано зниження максимумів розтягуючих напружень σ_y на 25 – 35% зі збільшенням потужності літотипів.

Таким чином, можна зробити узагальнення, що текстура прилеглого масиву впливає, головним чином, на глибину зони повного розвантаження та величину максимальних розтягуючих напружень σ_y . Ця тенденція вказує на збільшення ймовірності здимання порід підшоши при зниженні потужності літотипів поблизу гірничої виробки.

У боках одиночної виробки сформовані відносно симетричні зони ПГТ з концентрацією стискних напружень $\sigma_y > \gamma H$. Вплив текстури шаруватого масиву не відрізняється стабільністю, що наочно відображає розміри зон ПГТ при концентрації рівня $\sigma_y / \gamma H = 1,3 - 1,4$. Так, для варіанта II висота зони збільшується на 18,0 – 33,2%, а ширина знижується до 16,6%; для варіанта III спостерігається зниження висоти зон до 10,5% і її ширини на 13,4 – 18,7%. Максимальні значення стискних σ_y ростуть від 10 – 15% до 30 – 35% зі збільшенням потужності складових літотипів. Очевидно, закономірності зміни концентрацій σ_y у боках виробки вимагають більш детального дослідження в комплексі з впливом інших текстурних факторів.

Підсумовуючи тенденції зміни поля вертикальних напружень під впливом текстурного фактора змінної потужності літотипів прилеглого шаруватого масиву, слід вказати на досить слабо виражені закономірності, які для низки параметрів епюри σ_y змінюють знак впливу. Тому компонента σ_y не може однозначно відобразити напрямок впливу текстури масиву на перетворення його НДС. Далі, виходячи з вищесказаного, перейдемо до аналізу полів розподілу інших компонент НДС, першою з яких є горизонтальні напруження σ_x .

Як відомо, горизонтальні напруження найбільш інформативно відображають вигини породних шарів (рис. 5.11), напрямок яких легко зафіксувати за розташуванням концентрацій стиску ($\sigma_x > \lambda \gamma H$) та зон знижених напружень ($\sigma_x < \lambda \gamma H$) аж до зміни їх знаку на розтяг. Параметри таких аномальних зон розподілу σ_x суттєво залежать від потужності літотипу і тому текстура шаруватого масиву прогнозовано має значно впливати на поле σ_x . Ще одна особливість епюри σ_x – це вагома дія граничних умов, що спотворюють певною мірою реальний розподіл горизонтальних напружень поблизу крайових ділянок геомеханічної моделі. Водночас нас цікавлять збурення поля σ_x поблизу гірничої виробки, що максимально впливають на стійкість прилеглого масиву та прояви гірського тиску. Ці міркування дозволяють виключити з аналізу крайові ділянки геомеханічних моделей як малоінформативні для оцінки НДС, але в його розрахунку ці зони беруть участь на рівних правах.

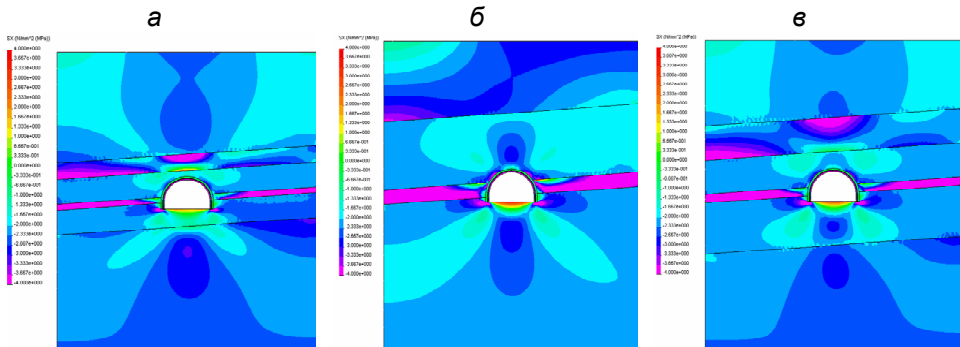


Рис. 5.11. Епюри горизонтальних напружень σ_x у шаруватому масиві (при порушених контактах між літотипами) для варіантів: а – модель I; б – модель II; в – модель III

Найбільшою мірою відрізняються за своєю текстурою варіанти I і II геомеханічних моделей і порівняльний аналіз їх полів σ_x представляє значний інтерес. У моделі II безпосередня покрівля вугільного пласта представлена потужним шаром високої несучої здатності; звідси перепади значень σ_x за площею його перерізу досить помірні. Так, у центральній частині шару над склепінням виробки максимальна концентрація напружень стиску становить $\sigma_x / \lambda \gamma H = 1,6 - 1,8$ з вельми обмеженою зоною розповсюдження за висотою до 2,0 м і за шириною до 1,6 м. Безпосередньо в районі контуру склепіння (висотою до 0,5 м і шириною до 2,3 м) розташовується зона з показником $\sigma_x / \lambda \gamma H = 0,80 - 1,20$, близьким до стану недоторканого масиву. Тобто, в класичному розумінні зона розвантаження у покрівлі виробки практично відсутня, не кажучи вже про появу розтягуючих напружень. Такий розподіл σ_x відображає вельми стійкий стан потужного породного шару безпосередньої покрівлі у варіанті II, що сприяє обмеженню проявів гірського тиску в покрівлі виробки.

Для порівняння у варіанті I геомеханічної моделі на всю відстань за падінням (підняттям) найменш потужного шару основної покрівлі вугільного пласта спостерігаються різкі перепади розподілу σ_x аж до появи розтягу лише на рівні 1,0 – 2,5 МПа. Так, у верхній частині літотипу над виробкою формується зона (шириною до 4,8 м і висотою до 0,9 м) з концентрацією стискових напружень рівня $\sigma_x / \lambda \gamma H = 2,2 - 2,4$, а в локальних зонах – $\sigma_x / \lambda \gamma H = 3,5 - 4,0$. Ці значення концентрацій σ_x у 2,0 – 2,5 рази перевершують такі для варіанту II геомеханічної моделі. У нижній частині шару основної покрівлі розтягуючі σ_x займають зону шириною до 4,3 м над виробкою і сприяють появі техногенних тріщин розриву в доповнення до природної тріщинуватості даного літотипу. Таким чином, наведені результати вказують на знижену стійкість порід покрівлі виробки у варіанті I порівняно з варіантом II. Це доводить раніше сказане

припущення про суттєвий вплив текстури шаруватого масиву на поле розподілу горизонтальних напружень σ_x у покрівлі виробки.

Варіант III геомеханічної моделі займає проміжне положення між моделями I і II щодо їх текстури. Тим не менш, відмінності в полі розподілу горизонтальних напружень σ_x , наприклад, у покрівлі виробки значно помітні. Так, незважаючи на збільшену в 1,5 рази потужність першого шару основної покрівлі вугільного пласта, його прогин над виробкою проявляється досить чітко. У верхній частині шару концентрації рівня $\sigma_x / \lambda\gamma H = 2,2 - 2,4$ займають зону шириною до 5,1 м і висотою до 1,4 м, тобто, порівняно з варіантом I розміри зони навіть зросли на 6,3 – 55,6%. Однак більш високий рівень концентрацій $\sigma_x / \lambda\gamma H = 3,5 - 4,0$ у моделі III відсутній. Також слід зазначити зникнення розтягуючих σ_x у нижній частині шару і це свідчить про підвищення його стійкості порівняно з варіантом I.

У безпосередній покрівлі вугільного пласта в районі над виробкою коливання компоненти σ_x у варіанті III мають знижену амплітуду ($\sigma_x / \lambda\gamma H = 0,80 - 1,20$) порівняно з варіантом I, де $\sigma_x / \lambda\gamma H = 0,60 - 1,40$. Це вказує на обмеження прогину безпосередньої покрівлі у варіанті III під впливом більш крупношаруватої текстури.

В цілому, у покрівлі виробки тенденція впливу текстури шаруватого масиву спрямована у бік обмеження вигину потужніших шарів, підвищення їх стійкості та зниження інтенсивності проявів гірського тиску. Цей висновок досить очевидний і не суперечить існуючим уявленням про зміщення порід покрівлі в порожнину одиночної виробки.

У бічних (по відношенню до виробки) частинах приконтурного шаруватого масиву спостерігаються наступні тенденції впливу його текстури. Спільними для усіх моделей є різкі перепади компоненти σ_x по висоті шарів та бокових порід в цілому, що свідчить про інтенсивний вигин розміщених тут літотипів; але градієнт перепаду σ_x різний. Наприклад, у варіанті II у верхній частині приконтурних порід боків виробки з'являються локальні зони з концентрацією $\sigma_x / \lambda\gamma H = 2,0 - 2,2$; у варіанті I геомеханічної моделі напруження стиску обмежені концентрацією $\sigma_x / \lambda\gamma H = 1,6 - 1,8$, а варіант III займає проміжне значення з величиною концентрації у цій зоні $\sigma_x / \lambda\gamma H = 1,8 - 2,0$. Така сама тенденція спостерігається не тільки з величиною, але і з розмірами зон концентрацій σ_x у кутових частинах виробки. По решті висоти боків виробки горизонтальні напруження мають діапазон коливань від $(0,2 - 0,4) \lambda\gamma H$ переважно у варіанті I до $(0,6 - 1,4) \lambda\gamma H$ переважно у варіанті II.

Таким чином, у боках виробки більш крупношарувата текстура сприяє росту концентрацій σ_x і зниженню ступеня розвантаження порід. Така тенденція може бути пояснена таким чином. Потужні літотипи крупношаруватої текстури

в покрівлі, маючи підвищену жорсткість при знижених прогинах, сприймають на себе більшу частину вертикального гірського тиску (по висоті надвугільної товщі), який передається на нижні породи в боках виробки, сприяючи посиленню їх напруженості, в тому числі і по компоненті σ_x .

Цей же механізм впливу текстури проявляється і в приконтурних породах підшви виробки. Так, підвищена напруженість порід у боках виробки сприяє їх більш інтенсивному видавлюванню у підшві, що неодноразово зазначалося у роботах [45, 46, 58]. Наші дослідження підтверджують зазначені тенденції: наприклад, у моделі II у підшві виробки практично по всій її ширині діють розтягуючі $\sigma_x = 2,0 - 3,5$ МПа, які однозначно призводять до розвитку вертикальних тріщин розриву техногенного проходження та сприяють інтенсифікації процесу здимання. У той же час, у варіанті I залягання шарів переважно середньої потужності розтяг зафіксовано рівня $0,5 - 1,3$ МПа і не може конкурувати з варіантом II за ступенем порушення цілісності порід підшви. Варіант III характеризується дією розтягуючих σ_x величиною $0,7 - 2,5$ МПа у приконтурних породах підшви і лише підтверджує виявлену тенденцію впливу потужності літотипів, що складають шаруватий масив.

На більш віддалених від виробки ділянках підшви слід відзначити тенденцію підвищеного розвантаження σ_x у менш потужних шарах варіанта I та наближення концентрацій стискаючих $\sigma_x > \lambda \gamma H$ у більш потужних шарах варіантів II і III.

Підсумовуючи результати аналізу розподілу горизонтальних напружень σ_x сформульовано такий висновок: збільшення потужності літотипів сприяє зниженню напруженості порід покрівлі (послаблення проявів гірського тиску), але її росту в боках виробки (посилення проявів гірського тиску, особливо у слабких породах); в рамках цієї ж тенденції підвищується ступінь знеміцнення приконтурних порід підшви за рахунок дії розтягуючих σ_x , що провокує розвиток більш інтенсивного здимання.

Аналіз поля розподілу дотичних напружень τ_{xy} , щодо пошуку тенденцій впливу текстури шаруватого масиву дав наступні результати (рис. 5.12). Насамперед проведено порівняння епюр τ_{xy} для суттєво різних текстур варіантів I і II геомеханічних моделей. Відразу відзначимо головну тенденцію – крупошарувата текстура сприяє росту концентрацій τ_{xy} різних знаків поблизу гірничої виробки, але обмеженню зони розповсюдження збурень дотичних напружень навіть мінімального рівня. Очевидно тут проявляється фундаментальний закон збереження енергії, який виявляється у тому, що потенційна енергія деформування геомеханічних моделей за незмінних умов їх навантаження залишається постійною і не залежить від текстури масиву.

Сутність головної тенденції підтверджується у наступних прикладах. Межі зон збурень дотичних напружень визначено за їх значеннями $\tau_{xy} = \pm$

0,33 – 0,67 МПа, що мінімально відрізняються від нуля. Для варіанта II крупношаруватої текстури (порівняно з варіантом I) довжина зон скорочується на 21,7 – 22,4% за позитивних τ_{xy} і на 25,3 – 31,0% за негативних τ_{xy} . Те саме спостерігається і зі зменшенням ширини зон: на 27,3 – 32,8% за позитивних τ_{xy} і на 21,6 – 25,2% за негативних τ_{xy} .

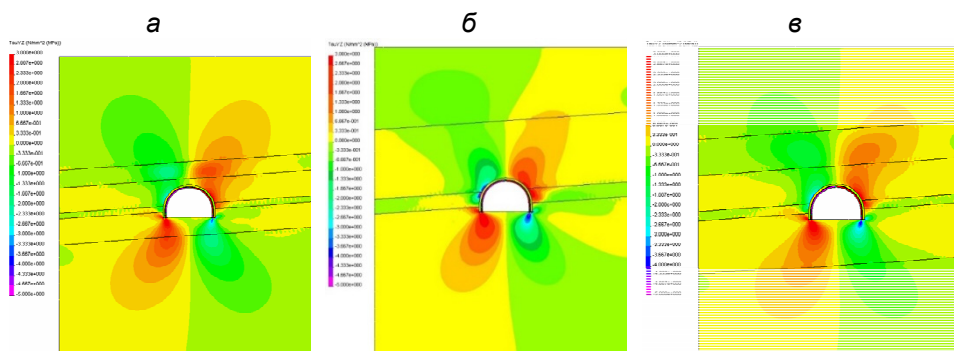


Рис. 5.12. Епюри дотичних напружень τ_{xy} у шаруватому масиві (при порушеннях контактах між літотипами) для варіантів: а – модель I; б – модель II; в – модель III

Зони розповсюдження високих концентрацій рівня $\tau_{xy} = \pm 2,0 - 2,5$ МПа також скорочуються для більш крупношаруватої текстури: довжина зменшується на 22,2 – 60,0% за позитивних τ_{xy} і на 37,3 – 42,9% за негативних τ_{xy} ; ширина зон знижується на 16,5 – 21,3% за позитивних τ_{xy} і на 10,2 – 18,0% за негативного напрямку τ_{xy} .

Крім викладеної інформації слід зазначити збільшення максимумів концентрацій τ_{xy} (різного знаку) для крупношаруватої текстури (модель II). Наприклад, дотичні напруження негативного напрямку досягають значення 5 – 6 МПа, які відсутні в моделі I переважно середньшаруватої текстури масиву.

Модель III займає проміжне положення (за значеннями потужності складових літотипів), але вона важлива для підтвердження існування вищевказаної тенденції впливу текстури шаруватого масиву на поле розподілу дотичних напружень τ_{xy} .

Підсумковою частиною вивчення тенденцій впливу текстури шаруватого масиву на його НДС є аналіз полів розподілу інтенсивності напружень σ щодо пошуку відмінностей у геомеханічних моделях I, II і III. У крупношаруватій текстурі моделі II порівняно з переважно середньшаруватою текстурою моделі I встановлені наступні відмінності полів σ (рис. 5.13).

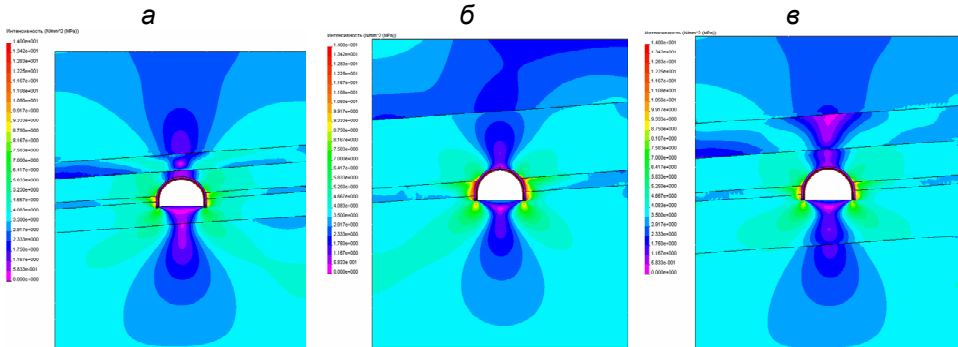


Рис. 5.13. Епюри інтенсивності напружень σ у шаруватому масиві (при порушених контактах між літотипами) для варіантів: а – модель I; б – модель II; в – модель III

Раніше були встановлені (епюра σ це підтверджує) знижені деформації вигину потужного шару безпосередньої покрівлі вугільного пласта, які обумовили зменшені амплітуди перепаду σ по всій площі перерізу в площинах YX . Наприклад, у центральній частині покрівлі виробки зона розвантаження скорочується по ширині до 1,5 – 1,6 раза, а по висоті – до 1,7 – 1,9 раза. При цьому ступінь розвантаження (по відношенню до початкового стану недоторканого масиву) становлять 0,35 – 0,70 для варіанта II, а для варіанта I – 0,15 – 0,50. Переважна частина породного шару займає зона, де величина σ не більше ніж на 4 – 7% відрізняється від такої для початкового стану недоторканого масиву. Мінімальний рівень концентрації 1,20 – 1,40 поширюється на відстань на 40 – 70% менше, ніж у варіанті I. У той же час, у приконтурних породах на периферії склепіння виробки виникають $\sigma = 9 – 11$ МПа, чого не спостерігається у геомеханічній моделі I.

Аналогічна тенденція має місце у боках виробки. З одного боку, розповсюдження невеликих концентрацій σ знижується, але в приконтурній зоні шириною 0,8 – 0,9 м діють концентрації до 14 – 15 МПа, які повністю відсутні у варіанті I переважно середньшаруватой текстури. Причини зазначених тенденцій вже були пояснені раніше і полягають у формуванні потужними шарами підвищеного опорного тиску в боках виробки. Цей підвищений опорний тиск передається і на прилеглі породи підшви: концентрації σ збільшуються, а зони їх розповсюдження знижуються.

Особливості розподілу σ у проміжному (за типом текстури) варіанті III лише підтверджують наявність вищеописаних тенденцій впливу потужності літотипів, що складають шаруватий масив. Цей вплив є досить вагомим і його слід враховувати в процесі обґрунтування та побудови геомеханічної моделі при прагненні максимально адекватно відобразити гірничо-геологічні умови підтримання виробки.

5.4 Вплив мінливості механічних характеристик шарів породи

Наступним текстурним фактором, виділеним нами як основний, є механічні властивості літотипів, що складають шаруватий масив, які впливають на його НДС навколо гірничої виробки, що підтверджено численними дослідженнями в даній області геомеханіки. Тобто, сам факт впливу не піддається сумніву, але нас цікавлять тенденції цього впливу на прикладі одиночної пластової виробки і актуальність достовірного відображення механічних характеристик породних шарів при виконанні обчислювального експерименту.

Поставлену задачу вирішено наступним чином. Щоб виключити вплив інших текстурних факторів ми їх зафіксували у частині:

- досліджується одна й та сама текстура масиву на прикладі варіанту III геомеханічної моделі;

- розміри та граничні умови навантаження залишаються незмінними;

- у межах розрахункової області контакти між літотипами порушені.

Змінними параметрами у даній задачі є лише механічні характеристики літотипів, які систематизовано в три варіанти («А», «Б» і «В») і наведено в табл. 5.1.

Згідно з наведеними відомостями виконано три розрахунки НДС геомеханічної моделі III для кожного із варіантів («А», «Б» та «В») механічних характеристик її літотипів. Встановлення тенденції впливу механічних характеристик породних шарів здійснено на основі аналізу епюр розподілу всіх компонент напружень: σ_y , σ_x , τ_{xy} і σ .

Вивчення полів розподілу вертикальних напружень σ_y виявило наступні основні тенденції впливу механічних характеристик літотипів, що складають шаруватий масив навколо одиночної пластової виробки (див. рис. 5.14). За базу для порівняння взято варіант «В», де механічні характеристики для усіх літотипів однакові за винятком вугільного пласта.

У якісному плані зміна механічних властивостей прилеглих літотипів немає вирішального впливу на формування характерних зон навколо виробки: у покрівлі та підшві утворюються зони розвантаження, а по її боках – зони підвищеного гірського тиску.

Параметри зони розвантаження у покрівлі виробки підпадають під наступні тенденції впливу. Мінімальний ступінь розвантаження рівня $\sigma_y / \gamma H = 0,90 - 0,98$ поширюється в області, висота якої скорочується на 34,2% для варіанта «Б» більш жорстких шарів безпосередньої покрівлі та підшви та збільшується на 12,3% при їх зниженій жорсткості у варіанті «А». Ширина області мінімального розвантаження (порівняно з варіантом «В» однорідних механічних характеристик) також скорочується на 31,2% у варіанті «Б» і збільшується на 10,4% у варіанті «А».

Таблиця 5.1 – Механічні характеристики літотипів

Механічні характеристики	Варіанти		
	«А»	«Б»	«В»
Перший породний шар підшоши	$E_1^{\Pi} = 0,1 \cdot 10^4$ МПа $\mu_1^{\Pi} = 0,25$ $\varphi_1^{\Pi} = 12^\circ$	$E_1^{\Pi} = 0,5 \cdot 10^4$ МПа $\mu_1^{\Pi} = 0,25$ $\varphi_1^{\Pi} = 30^\circ$	$E_1^{\Pi} = 0,28 \cdot 10^4$ МПа $\mu_1^{\Pi} = 0,25$ $\varphi_1^{\Pi} = 20^\circ$
Другий породний шар підшоши	$E_2^{\Pi} = 0,28 \cdot 10^4$ МПа $\mu_2^{\Pi} = 0,25$ $\varphi_2^{\Pi} = 20^\circ$	$E_2^{\Pi} = 0,28 \cdot 10^4$ МПа $\mu_2^{\Pi} = 0,25$ $\varphi_2^{\Pi} = 20^\circ$	$E_2^{\Pi} = 0,28 \cdot 10^4$ МПа $\mu_2^{\Pi} = 0,25$ $\varphi_2^{\Pi} = 20^\circ$
Вугільний пласт	$E^y = 0,35 \cdot 10^4$ МПа $\mu^y = 0,35$ $\varphi^y = 30^\circ$	$E^y = 0,35 \cdot 10^4$ МПа $\mu^y = 0,35$ $\varphi^y = 30^\circ$	$E^y = 0,35 \cdot 10^4$ МПа $\mu^y = 0,35$ $\varphi^y = 30^\circ$
Перший породний шар покрівлі	$E_1^K = 0,1 \cdot 10^4$ МПа $\mu_1^K = 0,25$ $\varphi_1^K = 12^\circ$	$E_1^K = 0,5 \cdot 10^4$ МПа $\mu_1^K = 0,25$ $\varphi_1^K = 30^\circ$	$E_1^K = 0,28 \cdot 10^4$ МПа $\mu_1^K = 0,25$ $\varphi_1^K = 20^\circ$
Другий породний шар покрівлі	$E_2^K = 0,5 \cdot 10^4$ МПа $\mu_2^K = 0,25$ $\varphi_2^K = 30^\circ$	$E_2^K = 0,1 \cdot 10^4$ МПа $\mu_2^K = 0,25$ $\varphi_2^K = 12^\circ$	$E_2^K = 0,28 \cdot 10^4$ МПа $\mu_2^K = 0,25$ $\varphi_2^K = 20^\circ$
Третій породний шар покрівлі	$E_3^K = 0,28 \cdot 10^4$ МПа $\mu_3^K = 0,25$ $\varphi_3^K = 20^\circ$	$E_3^K = 0,28 \cdot 10^4$ МПа $\mu_3^K = 0,25$ $\varphi_3^K = 20^\circ$	$E_3^K = 0,28 \cdot 10^4$ МПа $\mu_3^K = 0,25$ $\varphi_3^K = 20^\circ$

Примітка: у табл. 5.1 позначено: $E_i^{K,\Pi}$ і $\mu_i^{K,\Pi}$ – модуль пружності і коефіцієнт Пуассона породи; $\varphi_i^{K,\Pi}$ – її кут внутрішнього тертя; індекси «K» і «Π» відповідають шарам покрівлі та підшоши, а «i» – їх порядковий номер, починаючи від вугільного пласта.

Більш значимий ступінь розвантаження рівня $\sigma_y / \gamma H = 0,40 - 0,50$ розміщується у зоні, яка знижується за своєю довжиною на 35 – 45% у варіанті «Б» і збільшується на 20 – 25% у варіанті «А». Ширина даної зони менш схильна до впливу механічних показників прилеглих шарів: для варіанту «Б» вона скорочується всього на 7 – 12%, а для варіанту «А» залишається практично незмінною. Зона, що близька до стану повного розвантаження ($\sigma_y / \gamma H = 0,05 - 0,10$), у варіанті «А» не виникає зовсім, а у варіанті «Б» знижується за

довжиною до 25 – 30% та шириною до 40 – 50%.

Таким чином, встановлено стабільну тенденцію скорочення розмірів зон розвантаження (різного рівня) зі збільшенням модулів пружності (деформації) прилеглих породних шарів. Ріст цієї деформаційної характеристики може бути обумовлений, наприклад, підвищенням ступеня цілісності літотипів при скороченні кількості різних внутрішніх дефектів або інтенсивності тріщинуватості. З іншого боку, зниження розмірів зони розвантаження у покрівлі за будь-якою із сучасних теорій міцності гірських порід сприяє підвищенню стійкості елементарного породного об'єму. Тоді виявлена тенденція цілком логічна: ріст ступеня цілісності прилеглих порід сприяє підвищенню стійкості масиву в покрівлі одиночної виробки.

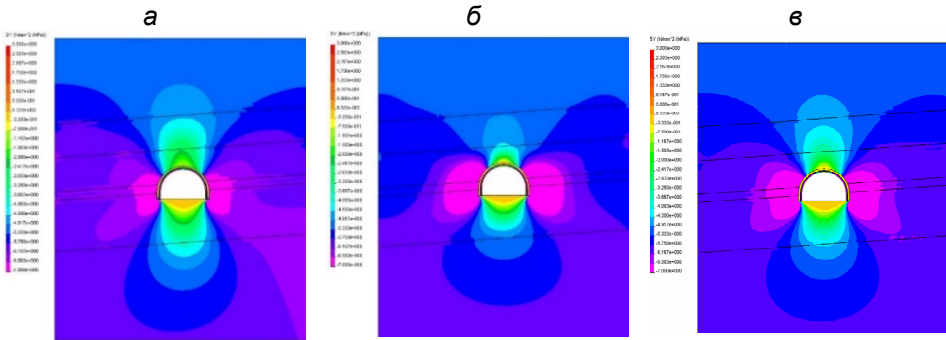


Рис. 5.14. Епюри вертикальних напружень σ_y у шаруватому масиві для варіантів механічних характеристик літотипів: а – варіант «А»; б – варіант «Б»; в – варіант «В»

Зона розвантаження у підшві виробки також піддається певному впливу механічних характеристик літотипів вуглевмісного шаруватого масиву. Так, розміри зони мінімального розвантаження ($\sigma_y / \gamma H = 0,90 - 0,98$) знижуються за своєю глибиною для варіанта «Б» на 39,2%, а по ширині – на 12,5% порівняно з варіантом «В». Отже, підвищення пружних властивостей порід безпосередньої підшви та покрівлі проявляється у наближенні меж зони розвантаження до контуру підшви виробки. Для варіанта «А» зниження деформаційних характеристик прилеглих шарів порід спостерігається зворотна тенденція: глибина зони розвантаження збільшується на 20,0%, а ширина – на 8,7%.

Для середнього ступеня розвантаження $\sigma_y / \gamma H = 0,40 - 0,50$ зазначені вище тенденції підтверджуються:

- при порівнянні варіантів «Б» і «В» глибина зони знижується на 15 – 20%, а ширина – до 8 – 10%;
- при порівнянні варіантів «А» і «В» глибина зони збільшується на 13 – 18%, а ширина – на 5 – 7%.

Розміри зон повного розвантаження ($\sigma_y \approx 0$) відрізняються практично сталістю їх ширини, а, за глибиною розповсюдження тенденції зберігаються: у варіанті «Б» глибина скорочується на 12,5%, а у варіанті «А» збільшується на 18,8%.

Наведені дані в цілому вказують на сталість тенденції обмеження розмірів зон розвантаження у підшві виробки зі збільшенням пружних властивостей прилеглих літотипів. Тобто, встановлена аналогічна (з покрівлею виробки) закономірність підвищення стійкості порід підшви (обмеження процесу її здимання) при збільшенні їх ступеня цілісності, що цілком логічно і не вимагає додаткових пояснень.

У боках виробки параметри зон ПГТ піддаються наступним тенденціям впливу механічних характеристик прилеглих породних шарів. Так, для концентрацій стискних σ_y рівня $\sigma_y / \gamma H = 1,3 - 1,44$ висота зони розповсюдження збільшується для варіанта «Б» (порівняно з варіантом «В») на 13,2%, а для варіанта «А», навпаки, знижується на 17,0%. Ті ж тенденції відзначаються і для ширини зон ПГТ: для варіанта «Б» вона зростає на 8,3%, а для варіанта «А» – знижується на 23,6%. Максимум концентрацій σ_y спостерігається у варіанта «Б» з підвищеними деформаційними характеристиками прилеглих породних шарів.

Таким чином, параметри зон ПГТ у боках виробки мають протилежні (по відношенню до зон розвантаження у покрівлі та підшві) тенденції впливу зміни механічних характеристик прилеглих породних шарів: зі збільшенням жорсткості останніх (збільшення модуля пружності з підвищенням ступеня цілісності літотипів) розміри зон ПГТ та максимум концентрацій стискних σ_y зростають. Сутність цього явища полягає в тому, що з підвищенням пружних властивостей за однієї і тієї ж деформації породних шарів напруження збільшуються згідно з класичним законом Гука. З іншого боку, ніхто не скасовував фундаментальний закон збереження енергії: знижені напруження σ_y покрівлі та підшві компенсуються підвищеними σ_y у боках виробки.

Підсумовуючи результати аналізу тенденцій зміни поля вертикальних напружень σ_y під впливом мінливості механічних властивостей прилеглих породних шарів слід вказати на помірний діапазон їх впливу в основному інтервалі 10 – 40%, а самі тенденції не суперечать класичним законам механіки твердого деформованого тіла.

Встановлені на прикладі розподілу вертикальних напружень σ_y тенденції впливу механічних характеристик літотипів шаруватого масиву навколо одиної виробки перевірені шляхом аналізу аналогічних закономірностей зміни полів розподілу горизонтальних напружень σ_x (рис. 5.15).

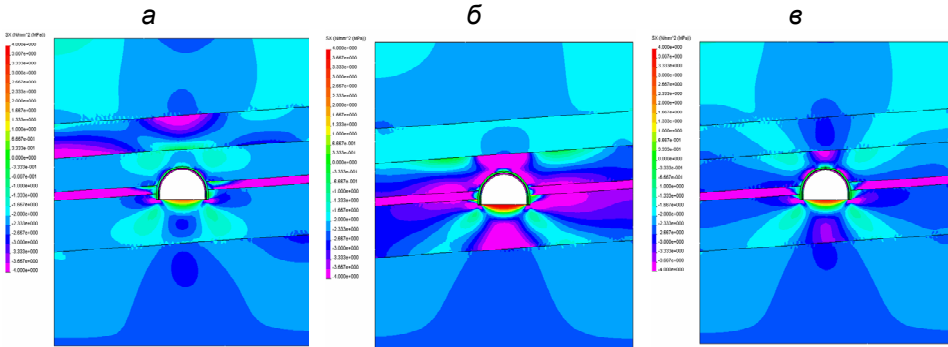


Рис. 5.15. Епюри горизонтальних напружень σ_x у шаруватому масиві для варіантів механічних характеристик літотипів: а – варіант «А»; б – варіант «Б»; в – варіант «В»

У породах покрівлі виявлено наступні особливості параметрів епюр σ_x для варіантів «А» і «Б» відносно варіанта «В» усереднених значень механічних характеристик шарів, де основну роль (у пружній постановці рішення геомеханічної задачі) відіграє модуль пружності (деформації) літотипу. Безпосередня покрівля вугільного пласта, що граничить з контуром виробки, зазнає найбільш різкий перепад напружень σ_x , які вельми інформативно фіксують вигин літотипу. Ріст модуля пружності безпосередньої покрівлі у варіанті «Б» сприяє збільшенню концентрацій стискових σ_x до 30 – 45% та розмірів зон їх розповсюдження над виробкою: наприклад, якщо висота зони (з концентрацією $\sigma_x / \lambda\gamma H = 2,2 - 2,4$) зростає лише до 40 – 50%, то її ширина збільшується у 3,0 – 3,5 рази. По положенню даної зони концентрацій σ_x чітко простежується вигин безпосередньої покрівлі в порожнину виробки на ділянці, приблизно рівній її ширині. За межами ширини виробки вигин безпосередньої покрівлі змінює знак і направлений у бік масиву. При цьому утворюються зони невеликого розвантаження ($\sigma_x / \lambda\gamma H = 0,7 - 0,8$), які у боках виробки на 60 – 70% поширюються ширше у варіанті «Б» порівняно з варіантом «В». Крім того, тут з'явилися вельми локальні зони розтягуючих $\sigma_x = 0,5 - 1,0$ МПа.

Усі наведені дані вказують на високий опір вигину порід безпосередньої покрівлі в районі розміщення виробки, а причиною тому є підвищені пружні властивості літотипу, які певною мірою відображають збільшення ступеня цілісності породи.

У варіанті «А» знижених деформаційних характеристик порід безпосередньої покрівлі спостерігається протилежна тенденція:

– концентрації σ_x зазначеного раніше рівня взагалі відсутні, а на обмеженій ділянці в центральній частині склепіння діють невеликі підвищені напруження $\sigma_x / \lambda\gamma H = 1,2 - 1,4$;

– по боках виробки зони слабкого розвантаження рівня $\sigma_x / \lambda\gamma H = 0,8 - 1,0$ на 15 – 20% менш поширені за підняттям (падінням) пласта.

Тут можна зробити висновок, що при знижених деформаційних характеристиках породний шар безпосередньої покрівлі різко знижує свою протидію гірському тиску за рахунок підвищених деформацій вигину, які за механізмом впливу можна порівняти з піддатливістю будь-якої кріпильної конструкції: її навантажує верхній масив, а вона завдяки можливості значних переміщень, як би «йде» від підвищених навантажень. Такий механізм деформування літотипів з низькими пружними характеристиками підтверджує сама епюра σ_x варіанта «А»: за винятком локальних приконтурних зон відносні коливання $\sigma_x / \lambda\gamma H = 0,8 - 1,4$ поширюються по всій площі перерізу XU цього породного шару.

Параметри розподілу σ_x у другому породному шарі покрівлі повністю підтверджують тенденції зв'язку з деформаційними характеристиками, встановленими для першого шару. Нагадаємо, що в другому літотипі покрівлі модуль пружності має підвищене значення у варіанті «А» (порівняно з усередненим у варіанті «В»), а у варіанті «Б» – знижену величину. Але, незважаючи на деякий вплив суміжних літотипів, тенденція впливу деформаційних характеристик породних шарів залишається незмінною:

– при підвищених пружних характеристиках виникають значні концентрації стискових σ_x на фоні появи локальних зон невеликого розтягу – літотип активно протидіє гірському тиску;

– при знижених пружних характеристиках літотип розвантажується за рахунок перерозподілу гірського тиску на сусідні більш жорсткі породні шари.

Аналогічна тенденція впливу деформаційних характеристик літотипів спостерігається і в підшві виробки. Тут у варіанті «А» при знижених пружних характеристиках порід безпосередньої підшві концентрацій рівня $\sigma_x / \lambda\gamma H \geq 2,0$ не спостерігається зовсім. У бічних частинах підшви ступінь розвантаження не опускається нижче $\sigma_x / \lambda\gamma H = 0,6 - 0,8$ і то в локальних зонах. При підвищених пружних характеристиках безпосередньої підшви варіанта «Б» приблизно по ширині виробки утворюється обширна зона з концентрацією $\sigma_x / \lambda\gamma H \geq 2,2 - 2,4$, а на деяких локальних ділянках цей показник сягає 3,0 – 4,0.

Окремо слід вказати на приконтурну зону порід підшви виробки, де діють розтягуючі напруження σ_x . Вони сприяють розвитку техногенних порушень суцільності літотипу та інтенсифікують процес здимання. Ширина зони дії розтягу практично однакова для всіх варіантів розподілу механічних характеристик літотипів і приблизно відповідає ширині виробки. У той же час, величина розтягуючих σ_x і глибина їхнього розповсюдження різна. Так, для варіанта «Б» зазначимо наявність розтягуючих σ_x до 4,0 – 6,0 МПа, а глибина розповсюдження розтягу на 40 – 55% більше, ніж для варіанта «В»; у варіанті «А»

знижених пружних властивостей безпосередньої підшоши розтягуючі σ_x не перевищують 2,5 МПа й обмежена на 20 – 30% глибина проникнення розтягу.

Узагальнивши результати аналізу епюр розподілу горизонтальних напружень можна з упевненістю стверджувати про існування тенденції посилення концентрацій стискових σ_x , збільшенні їх розтягуючої складової та зон розповсюдження з ростом деформаційних характеристик літотипу навіть поза зв'язком з властивостями прилеглих породних шарів. Це пояснюється тим, що шари підвищеної жорсткості у складі шаруватого масиву завжди навантажуються більшою мірою, ніж менш жорсткі літотипи; ми лише підтвердили встановлену раніше [45] тенденцію підвищеного опору більш жорстких літотипів, які мають, як правило, більший ступінь цілісності. Тут, ймовірно, проявляється фундаментальна властивість самоорганізації гірських масивів, коли кожен їх літотип чинить опір геостатичному тиску пропорційно своїм вантажонесучим можливостям.

Наступною компонентою НДС, що бере участь в аналізі тенденцій впливу механічних характеристик літотипів, є дотичні напруження τ_{xy} (рис. 5.16). Для цієї компоненти діють ті ж тенденції, що і для попередніх: збільшення пружних характеристик сприяє підвищенню концентрацій τ_{xy} обох напрямків (знаків), але скороченню відстаней їх розповсюдження для однакових величин дотичних напружень.

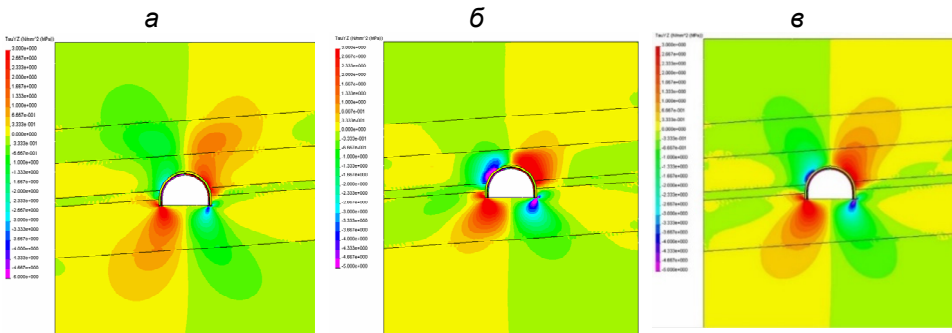


Рис. 5.16. Епюри дотичних напружень τ_{xy} у шаруватому масиві для варіантів механічних характеристик літотипів: а – варіант «А»; б – варіант «Б»; в – варіант «В»

У кількісному плані зазначені тенденції характеризуються наступними показниками. При порівнянні параметрів розподілу τ_{xy} для варіанту «Б» (підвищених пружних властивостей) по відношенню до варіанту «В» (усереднених значень модулів пружності літотипів) встановлено наступне:

– мінімальний рівень $\tau_{xy} = 0,33 - 0,67$ МПа, що відрізняється від початкового стану недоторканого масиву, мають зони розповсюдження (від контуру виробки), обмежені в 1,48 – 2,69 раза за своєю довжиною і в 1,08 – 1,41 раза – по ширині;

– найбільший діапазон $\tau_{xy} = 2,5 - 5,0$ МПа поширений у зонах, що зменшуються у своїх розмірах в 1,19 – 1,67 раза за довжиною та в 1,16 – 1,88 раза за шириною;

– концентрації рівня $\tau_{xy} = 5,0 - 6,0$ МПа у варіанті «В» взагалі відсутні.

Знижені пружні властивості безпосередньої покрівлі та підшви у варіанті «А» розвивають протилежні тенденції до зниження максимальних концентрацій τ_{xy} різних знаків до 1,7 – 2,2 раза, а розміри зон розповсюдження «ненульових» τ_{xy} від мінімального до максимального рівнів збільшуються у інтервалі 10 – 50%.

Таким чином, встановлено суттєвий вплив пружних властивостей прилеглих літотипів на розподіл дотичних напружень поблизу гірничої виробки, що підкреслює обов'язковість детального обґрунтування деформаційних характеристик породних шарів при вирішенні геомеханічних задач.

Підсумковою й узагальнюючою компонентою НДС шаруватого масиву навколо одиночної виробки є інтенсивність напружень σ , яка являє собою певне співвідношення вже досліджених нами компонент і тому цілком логічно припустити зв'язок σ з деформаційними характеристиками прилеглих породних шарів. На підтвердження даного припущення проаналізовано відмінності епюру σ для досліджуваних варіантів «А», «Б» і «В» розподілу деформаційних властивостей літотипів, що складають шаруватий масив (рис. 5.17).

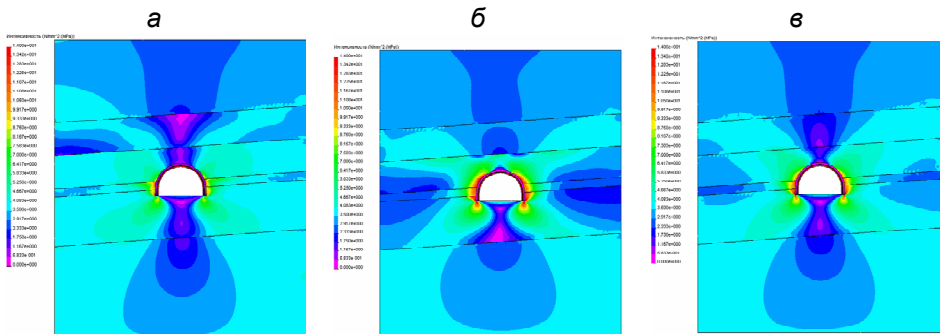


Рис. 5.17. Епюри інтенсивності напружень σ у шаруватому масиві для варіантів механічних характеристик літотипів: а – варіант «А»; б – варіант «Б»; в – варіант «В»

Основна тенденція впливу деформаційних характеристик на параметри епюри розподілу інтенсивності напружень включає низку таких найбільш суттєвих складових.

По-перше, зі збільшенням пружних властивостей (варіант «Б») у породах безпосередньої покрівлі вугільного пласта, що прилягають до виробки, зона

розвантаження у її центральній частині зникає практично повністю з дією невеликих підвищених σ рівня 1,05 – 1,40 по відношенню до початкового стану недоторканого масиву; у бічних частинах (відносно виробки) коефіцієнт концентрації σ зростає до 2,0 – 2,5. У той самий час, при усереднених значеннях модуля пружності, однакових для всіх літотипів у варіанті «В», зона розвантаження σ доходить до рівня 0,2 – 0,5 над центральною частиною склепіння виробки. Зі зниженням пружних властивостей (варіант «А») глибина відносного розвантаження зростає до 0,05 – 0,20 з розширенням зони до 1,7 – 2,0 рази.

Наведені дані вказують на активний опір гірському тиску порід безпосередньої покрівлі при збільшенні її пружних характеристик, що ми ототожнюємо з більш цілісним станом літотипу. З іншого боку, ріст σ може призвести до появи областей граничного та позамежного стану породи, що також небажано стосовно стійкості приконтурного масиву.

По-друге, у найближчому шарі основної покрівлі діє протилежна (раніше описаної) тенденція впливу росту пружних властивостей, що полягає у розвитку розмірів зони розвантаження над виробкою і посилення ступеня цього розвантаження. Так, у варіанті «А», де найближчий шар основної покрівлі має підвищений модуль пружності, зона розвантаження рівня 0,7 – 0,9 збільшується до 2,0 – 2,3 рази порівняно з варіантом «Б», для якого цей літотип має знижений модуль пружності. Одночасно у варіанті «А» ступінь розвантаження доходить до 0,1 – 0,3, а у варіанті «Б» залишається на раніше зазначеному рівні.

Причиною тому, на нашу думку, є вплив нижнього шару безпосередньої покрівлі: при його підвищеному опорі (варіант «Б») цей породний шар своєю реакцією створює умови вельми стійкого стану основної покрівлі, яка, до того ж завдяки зниженим пружним властивостям сприймає і менше навантаження; навпаки, слабка відсіч безпосередньої покрівлі у варіанті «А» перерозподіляє більшу частину навантаження на основну покрівлю, чому також сприяє підвищена жорсткість останньої.

Таким чином, зазначена тенденція є неоднозначною тільки на перший погляд, а її справжня сутність залишається незмінною – ріст пружних властивостей літотипів сприяє збільшенню концентрацій σ і розмірів зон їх розповсюдження, а також обмеженню зон і ступеня розвантаження.

По-третє, у боках виробки спостерігається попередня тенденція росту концентрацій σ і розмірів зон їх розповсюдження при збільшенні пружних характеристик літотипів. Наприклад, коефіцієнт концентрації σ рівня 4,0 – 5,0 з'являється тільки у варіанті «Б» підвищених пружних властивостей порід безпосередньої покрівлі та підшви, а концентрації більш низького рівня поширюються глибше в масив від 30 – 80% до 2,5 – 4,0 разів.

По-четверте, у породах безпосередньої підшви параметри зони розвантаження мають зворотну тенденцію впливу деформаційних характеристик літотипів: при підвищеному модулі пружності варіанта «Б» відносний ступінь розвантаження σ сягає рівня 0,1 – 0,2, чого не відбувається у варіантах «А» і

«В»; у цих же варіантах ширина зони розвантаження скорочується в 1,5 – 2,0 рази порівняно з варіантом «Б».

Пояснення цьому факту пов'язане з підвищеним навантаженням більш жорстких шарів безпосередньої покрівлі: більш високий гірський тиск передається (через боки виробки зі збільшеними концентраціями σ) на породи безпосередньої підшоши, що сприяє їх більш інтенсивному вигину – про це свідчать раніше проаналізовані епюри горизонтальних напружень σ_x . Більш різкий перепад деформацій вигину провокує появу великих зон розвантаження під виробкою та зон концентрацій σ у бічних частинах безпосередньої підшоши.

Примітним є те, що існування зв'язку параметрів розподілу інтенсивності напружень з деформаційними властивостями літотипів доводить епюра σ в породах основної підшоши: тут модулі пружності в усіх варіантах однакові і, не дивлячись на інші вагомні відмінності, інтенсивність напружень різної величини поширюється на свої приблизно однакові відстані з відмінностями до 10 – 30%.

Підсумовуючи результати досліджень даного параграфу, можна однозначно стверджувати про суттєвий вплив деформаційних властивостей літотипів шаруватого масиву на його НДС навколо одиночної пластової виробки.

5.5 Вплив величини кута залягання літотипів, які утворюють шаруватий масив

Серед раніше виділених нами основних текстурних факторів, що суттєво впливають на НДС шаруватого масиву навколо гірничої виробки, залишився без аналізу фактор «негоризонтального» залягання літотипів, вплив якого проявляється при розташуванні виробки за простяганням породних шарів. Саме таке орієнтування виробки щодо елементів залягання вугільного пласта розглядалося у попередніх параграфах при куті падіння $\alpha = 4^\circ$. Сам по собі кут залягання пласта і вуглевміщуючих породних шарів невеликий, але вже тут можна зазначити низку відмінностей у розподілі компонент НДС у різних боках відносно вертикальної осі виробки. З іншого боку, можна впевнено прогнозувати ріст відмінностей НДС при збільшенні кута α залягання літотипів. Тому представляє науково-практичне значення встановлення тенденцій впливу кута залягання літотипів шаруватого масиву на його стан навколо гірничої виробки. Для повноти аналізу вивчено особливості параметрів полів усіх компонент напружень σ_y , σ_x , τ_{xy} , σ у шаруватому масиві поблизу гірничої виробки, проведеної за простяганням вугільного пласта, а основна увага приділена відмінностям розподілу цих компонент по обидва боки виробки.

На першому етапі аналізу використані раніше наведені епюри компонент напружень ($\alpha = 4^\circ$), які розглянуті з точки зору їх асиметричності (відносно ве-

ртикальної осі виробки) під впливом «негоризонтального залягання літотипів». Як приклад досліджуємо НДС варіанта I текстури шаруватого масиву при розподілі деформаційних характеристик породних шарів за варіантом «Б».

Щодо асиметрії розподілу вертикальних напружень σ_y , то відразу необхідно вказати на її слабкість при $\alpha = 4^\circ$. Наприклад, зони розвантаження у покрівлі та підшві виробки дещо зміщуються до 0,5 – 0,7 м від вертикальної осі у бік падіння пласта, але в цілому спостерігається близька до симетричної форма цих зон; найбільша асиметрія форми встановлена в підшві при досягненні фактично повного розвантаження ($\sigma_y = 0$).

У боках виробки асиметричність зон концентрацій стискних σ_y характеризується наступними показниками:

- зона концентрацій рівня $\sigma_y / \gamma H = 1,2 - 1,3$ має підвищене розповсюдження з боку підняття пласта до 15% за висотою та до 22% за шириною;
- зона з концентраціями $\sigma_y / \gamma H = 1,4 - 1,5$ більша з боку підняття до 6 – 7% за висотою та до 14 – 17% за шириною.

Наведені дані підтверджують слабкий вплив кута залягання $\alpha = 4^\circ$ літотипів на епюру розподілу вертикальних напружень σ_y .

Для горизонтальних напружень σ_x ступінь асиметрії параметрів розподілу дещо зростає при тому ж куті залягання $\alpha = 4^\circ$, що найбільше проявляється у породах безпосередньої покрівлі та підшви. Так, у безпосередній покрівлі концентрація рівня 2,2 – 2,4 збільшує ширину свого розподілу над виробкою з боку падіння на 17 – 25%, але у її боках на 10 – 15% розвивається далі з боку підняття. Зони знижених $\sigma_x / \lambda \gamma H = 0,2 - 0,4$ поширюються далі на 10 – 12% з боку падіння пласта. У породах безпосередньої підшви концентрація стискних $\sigma_x / \lambda \gamma H = 2,2 - 2,4$ поширюється в 1,6 – 1,8 раза далі з боку підняття пласта в нижній частині боків виробки, а безпосередньо під нею різниця у ширині зони незначна – на рівні 5 – 7%. Більшою мірою збільшується (до 1,7 – 1,9 раза) у бік підняття ширина зон знижених горизонтальних напружень рівня $\sigma_x / \lambda \gamma H = 0,4 - 0,8$.

Таким чином, вплив α на епюру σ_x має два рівні: незначні зміни (до 10 – 20%) розмірів зон концентрацій стискних напружень; більш вагомій дії для зони знижених σ_x . Також слід зазначити асиметрію розподілу розтягуючих σ_x у приконтурних породах підшви – їх максимальна глибина проникнення зміщується у бік падіння на 0,6 – 0,8 м.

Епюра розподілу дотичних напружень τ_{xy} також піддається деякому впливу кута залягання літотипів шаруватого масиву поблизу гірничої виробки. Загальна тенденція така, що невеликі відхилення τ_{xy} від нуля розташову-

ються у зонах приблизно однакових розмірів: їх перевищення за падінням пласта становить до 7 – 15%; більш суттєві концентрації $\tau_{xy} = \pm 2,5 - 6,0$ МПа поширюються за падінням у 1,7 – 2,2 раза далі ніж за підняттям.

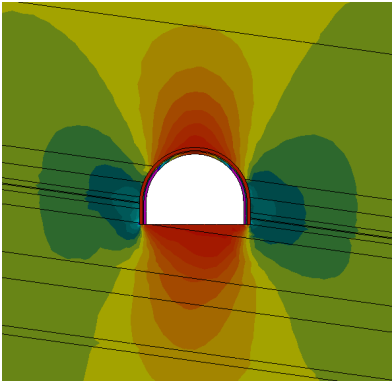


Рис. 5.18. Розподіл вертикальних напружень σ_y у шаруватому масиві навколо виробки при куті падіння пласта $\alpha = 8^\circ$

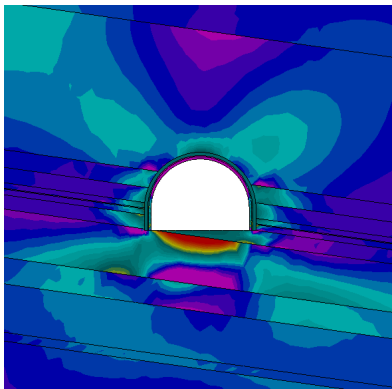


Рис. 5.19. Розподіл горизонтальних напружень σ_x у шаруватому масиві навколо виробки при куті падіння пласта $\alpha = 8^\circ$

Такі концентрації напружень зрушення здатні порушити цілісність слабких літотипів і створювати певну асиметрію проявів гірського тиску на контурі виробки, а існуючі уявлення про роботу більшості типів кріплень вказують на зниження їх стійкості при асиметричному навантаженні.

Підсумкова компонента – інтенсивність напружень σ за невеликого кута падіння $\alpha = 4^\circ$ має відносно симетричний розподіл:

- невеликі концентрації зі значенням коефіцієнта 1,3 – 1,6 поширюються на відстані, що відрізняються від підняття (падіння) до 4 – 6%;

- концентрації σ рівня 3,5 – 5,0, які здатні призвести до знеміцнення слабких порід, відрізняються за шириною розповсюдження до 12 – 20% перевищення у бік підняття.

Зі збільшенням кута падіння вугільного пласта і вміщуючих його породних шарів до $\alpha = 8^\circ$ ступінь асиметрії розподілу більшості компонент НДС посилюється. Виняток становить еюра вертикальних напружень σ_y :

збільшення розмірів зон розвантаження у покрівлі та підшві виробки у бік падіння, а також ріст зон концентрації напружень стиску в її боках у бік підняття становить лише 5 – 9% (рис. 5.18).

Еюра горизонтальних напружень σ_x більш піддана впливу α в плані збільшення ступеня асиметрії розподілу (рис. 5.19). Так, у верхній частині досить потужного прилеглого шару основної покрівлі зона концентрації стискних σ_x над виробкою зміщена на

1,2 – 1,3 м (від вертикальної осі виробки) у бік падіння пласта; зони знижених σ_x більш витягнуті у бік підняття на 20 – 30%. У боках виробки зони знижених σ_x поширюються на 30 – 70% далі за падінням, ніж за підняттям пласта.

Доречно нагадати, що увагу зонам розвантаження компоненти σ_x ми приділяємо з тієї причини, що, якщо в цій зоні діє концентрація вертикальних напружень σ_y , то згідно з будь-якою теорією міцності гірських порід таке співвідношення нормальних компонент (максимум σ_y – мінімум σ_x) найбільш небезпечно з погляду настання граничного стану та порушення цілісності літотипу.

У підошві виробки формується асиметрична зона дії розтягуючих σ_x , яка витягнута у бік падіння. Така ж асиметрія форми спостерігається для зони концентрацій стискових σ_x під виробкою у найближчому шарі основної підошви, а зони розвантаження за межами ширини виробки мають переважно розповсюдження (до 1,7 – 2,1 раза) з боку падіння пласта.

Ступінь асиметрії поля розподілу інтенсивності напружень σ займає проміжне положення між компонентами σ_y

і σ_x , оскільки є їх узагальнюючим показником (рис. 5.20). Найбільш високі значення коефіцієнтів концентрації σ рівня 3,0 – 5,0, що є руйнуючими навіть для порід міцних та середньої міцності в умовах проведення даного обчислювального експерименту ($H = 1200$ м), розташовуються у прилеглих до виробки літотипах. Їх загальна тенденція розподілу вказує на переважне розповсюдження у бік падіння пласта: у безпосередній покрівлі і боках – на 15 – 25%; у підошві – на 40 – 50%.

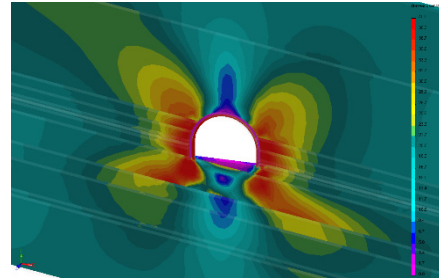


Рис. 5.20. Розподіл інтенсивності напружень σ у шаруватому масиві навколо виробки при куті падіння пласта $\alpha = 8^\circ$

В цілому, наведені дані є доказом суттєвості впливу кута падіння пласта і вміщуючих його породних шарів на розподіл компонент НДС шаруватого масиву навколо одиночної виробки. У практичному плані вплив α призводить до того, що поблизу виробки утворюються різні зони знеміцнення, що формують асиметричність розподілу за її контуром проявів гірського тиску. Останнє, як відомо, знижує опір традиційних конструкцій кріплень гірничих виробок та їх загальну стійкість. Тому урахування кута залягання літотипів шаруватого масиву обов'язкове при побудові геомеханічних моделей та подальшому проведенні обчислювального експерименту.

Підсумовуючи виконані дослідження приходимо до висновку, що всі раніше виділені текстурні фактори впливають на НДС шаруватого масиву навколо гірничої виробки: їх необхідно адекватно моделювати для отримання достовірних результатів обчислювального експерименту та надійного прогнозування проявів гірського тиску.

Висновки

За результатами вивчення стану шаруватого гірського масиву сформульовано наступні висновки.

1. Виділено найважливіші текстурні фактори, що впливають на НДС шаруватого масиву: ступінь порушеності контактів між літотипами, їх потужність і механічні властивості, тріщинуватість і кут залягання породних шарів. Їх вплив на прояв гірського тиску поблизу підземних виробок нерозривно пов'язаний один з одним, але для повнішого вивчення особливостей впливу доцільно поділ зазначених факторів відповідно до філософських канонів «від простого до складного» з подальшим об'єднанням у цілісну картину поведінки шаруватого масиву при веденні гірничих робіт.

2. Аналіз полів розподілу всіх компонент напружень у шаруватому масиві навколо одиночної пластової виробки показав стабільну тенденцію впливу порушених контактів між літотипами у напрямку росту розмірів зон концентрації напружень, їх розвантаження та появи розтягуючих зусиль. Ступінь впливу порушеності контактів залежить від рівня компонент (по відношенню до початкового стану недоторканого масиву) і змінюється в основному діапазоні від 20 – 30% до 70 – 100% збільшення розмірів зон розповсюдження аномалій НДС порівняно з варіантом збереження цілісності контактів між породними шарами. Крім цього, в деяких зонах приконтурних порід з'являються підвищені концентрації різних компонент напружень саме при порушенні контактів між літотипами. Виявлені особливості впливу даного текстурного фактора підкреслюють необхідність його врахування при оцінці стійкості шаруватого масиву та прогнозуванні проявів гірського тиску в одиничній виробці.

3. Вивчення тенденції перетворення НДС шаруватого масиву під впливом його змінної текстури (потужності складових літотипів) сформулювало наступні висновки. По-перше, вертикальні напруження σ_y не можуть однозначно відобразити напрямок впливу текстури масиву, оскільки він слабо виражений, з одного боку (в основному відхилення до 10 – 15%), а, з іншого, – для низки параметрів епюри σ_y змінюється знак впливу. По-друге, найбільшому впливу текстури піддані горизонтальні напруження σ_x , параметри розподілу яких можуть відрізнятися в 1,5 – 2,5 рази, іноді більше. Тут встановлено, що збільшення потужності літотипів сприяє зниженню напруженості порід покрівлі (послаблення вертикально спрямованих проявів гірського тиску), але й росту в боках виробки (посилення переважно горизонтально спрямованих проявів гірського тиску, особливо у слабких породах); в рамках цієї ж тенденції збільшується ступінь знеміцнення приконтурних порід підшви за рахунок дії розтягуючих σ_x , що може спровокувати розвиток більш інтенсивного здимання. По-третє, проміжне положення за ступенем впливу текстури шаруватого масиву займають дотичні напруження

τ_{xy} та інтенсивність напружень σ : збільшення потужності літотипів сприяє обмеженню розповсюдження аномалій τ_{xy} і σ , але підвищенню їх концентрацій у приконтурній частині масиву – в 1,4 – 1,6 раза.

Встановлені тенденції впливу текстури дозволяють прогнозувати більш інтенсивне зменшення обмеженої зони приконтурних порід з ростом потужності складових літотипів, але підвищення стійкості більш віддалених від виробки зон шаруватого масиву, стан яких і визначає переважно розвиток небезпечних проявів гірського тиску.

4. Результати аналізу тенденцій зміни НДС під впливом мінливості механічних властивостей прилеглих породних шарів дозволяють стверджувати про їх повну відповідність класичним законам механіки твердого деформівного тіла в частині взаємозв'язку параметрів зон розвантаження у покрівлі й підшви з параметрами зон підвищеного гірського тиску в боках виробки: згідно з законом збереження енергії зміни поля напружень в одному напрямку в певній зоні масиву компенсуються перетворенням НДС у протилежному напрямку на інших ділянках шаруватого масиву навколо виробки.

У кількісному плані встановлено:

– помірний діапазон впливу мінливості механічних властивостей на параметри розподілу вертикальних напружень σ_y в основному інтервалі 10 – 40%;

– більш суттєвий діапазон впливу від 20 – 50% до декількох сотень відсотків виявлено для параметрів розподілу горизонтальних напружень σ_x ; доведений ефект перерозподілу гірського тиску на більш жорсткі літотипи, що володіють, як правило, підвищеним ступенем цілісності та збільшеним опором;

– зафіксовано аналогічний вагомий вплив (від 10 – 50% до 1,7 – 2,2 раза) пружних характеристик прилеглих літотипів на параметри розподілу дотичних напружень τ_{xy} поблизу гірничої виробки, що вказує на обов'язковість детального обґрунтування деформаційних властивостей породних шарів при вирішенні геомеханічних задач;

– загальна тенденція зміни інтенсивності напружень σ зі збільшенням пружних характеристик літотипів включає зростання (від кількох десятків відсотків до кількох разів) концентрацій σ та зон їх розповсюдження у покрівлі та боках виробки з одночасним посиленням ступеня розвантаження (майже до повного рівня 0,0 – 0,1) у безпосередній підшві.

У припущенні зв'язку між жорсткістю і ступенем цілісності літотипів встановлено тенденції впливу можна розглядати як один із проявів фундаментальної властивості самоорганізації гірських масивів, коли кожен породний шар чинить опір геостатичному тиску пропорційно своїм вантажонесучим можливостям.

5. Тенденції впливу кута α залягання літотипів на асиметрію полів розподілу компонент НДС шаруватого масиву навколо виробки досить неоднозначні і посилюються з ростом α : вертикальні напруження σ_y найменше схильні до його впливу; горизонтальні напруження σ_x мають незначні зміни (до

10 – 20%) зон розповсюдження концентрацій σ_x і більш значні перетворення (до 1,6 – 1,9 раза) для зон знижених напружень; дотичні напруження τ_{xy} низьких значень незначним чином (до 7 – 15% перевищення у бік падіння) залежать від $\alpha = 4^\circ$, але їх концентрації рівня 2,5 – 6,0 МПа розширюють зону свого розповсюдження за падінням в 1,7 – 2,4 разів далі, ніж за підняттям; поле інтенсивності напружень σ має досить симетричний розподіл з перевищенням розповсюдження у бік підняття пласта від 4 – 6% до 12 – 20%.

Ріст кута залягання літотипів до $\alpha = 8^\circ$ посилює асиметрію розподілу компонент НДС за винятком вертикальних напружень σ_y , де ріст розмірів зон розвантаження у бік падіння та збільшення зон ПГТ у бік підняття вельми незначний – на рівні кількох відсотків. Аномалії розподілу горизонтальних напружень σ_x мають відмінності у своєму поширенні від 20 – 30% до 1,7 – 2,1 раза, а поле інтенсивності напружень σ характеризується розвитком небезпечних концентрацій переважно за падінням: у покрівлі та боках у середньому на 15 – 25% далі, ніж за підняттям; у підшві – до 40 – 50%.

Асиметричність розподілу компонент НДС породжує нерівномірність (відносно вертикальної осі виробки) проявів гірського тиску, яка посилюватиметься при появі областей граничного та позамежного станів шаруватого масиву поблизу виробки. У цьому плані асиметричність навантаження кріплення гірничої виробки негативно позначається на її стійкості, що слід приймати до уваги при розробці паспортів її кріплення і підтримання.

6. Проведені дослідження доводять, що всі виділені текстурні фактори мають вагомий вплив (хоч і різновеликий) на НДС шаруватого масиву навколо гірничої виробки: їх необхідно адекватно моделювати для отримання достовірних результатів обчислювального експерименту та надійного прогнозування проявів гірського тиску.

Питання для самоконтролю:

1. Перелічіть головні текстурні фактори, що суттєво впливають на НДС шаруватого масиву навколо підземної гірничої виробки.

2. Охарактеризуйте головний чинник, що зумовлює порушення контактів між суміжними літотипами шаруватого гірського масиву.

3. Опишіть тенденції перебудови НДС шаруватого масиву зі зміною потужності літотипів, що його складають.

4. Розкрийте механізм впливу потужності шарів на НДС масиву навколо підземної гірничої виробки.

5. Охарактеризуйте закономірності зміни НДС шаруватого масиву при варіації механічних властивостей його літотипів.

6. Які особливості впливу кута залягання породних шарів на НДС гірського масиву?

7. Які відмінності компонент напружень спостерігаються при порівнянні цілісних та порушених контактів між породними шарами гірського масиву?

8. Перелічіть основні параметри зміни вертикальних напружень при порушенні контактів між породними шарами.

9. Наведіть найбільш важливі перетворення епюр горизонтальних напружень при порушенні контактів між літотипами шаруватого масиву.

10. Як змінюються параметри інтенсивності напружень при порушенні контактів між породними шарами?

11. Перелічіть основні параметри зміни дотичних напружень при порушенні контактів між породними шарами гірського масиву.

12. У чому полягає невизначеність тенденцій впливу кута залягання породних шарів на компоненти напружень у гірському масиві навколо гірничої виробки?

6 ВПЛИВ ПОКАЗНИКА ТРІЩИНУВАТОСТІ НА СТАН ШАРУВАТОГО МАСИВУ НАВКОЛО ГІРНИЧОЇ ВИРОБКИ

Розглянуто особливості впливу тріщинуватості шаруватого гірського масиву на його стан та методичні прийоми дослідження поведінки масиву у декількох напрямках: кількість основних систем тріщин та середня відстань між ними; мінливість текстури та механічних характеристик літотипів; форма підземної виробки та вплив реакції її кріплення. По усіх напрямках дослідження виконані на конкретних геомеханічних моделях і результатах розрахунку їх НДС.

Мета – на базі комплексу багатоваріантних обчислюваних експериментів сформулювати системні уявлення про різновекторний вплив низки основних факторів на поведінку тріщинуватого масиву навколо підземної гірничої виробки. Із залученням широкомасштабних та багатofакторних досліджень НДС геомеханічних моделей усвідомити тенденції впливу основних параметрів: будови шаруватого масиву, порушень його текстури, механічних властивостей літотипів, форми виробки і реакції її кріплення.

На базі вивчення матеріалу студент повинен вміти:

– користуватись методикою вивчення тенденцій впливу різноманітних параметрів тріщинуватості на стан шаруватого гірського масиву навколо підземної виробки;

– відокремлювати головні фактори впливу тріщинуватості від другорядних;

– будувати низку геомеханічних моделей щодо дослідження впливу окремого фактора тріщинуватості, залишивши інші фактори сталими;

– робити обґрунтовані висновки відносно ступеня впливу низки факторів тріщинуватості масиву та потреби їх урахування у подальших дослідженнях.

6.1 Методичні особливості проведення досліджень

6.1.1 Гірничо-геологічні умови, у яких перебуває реальний об'єкт моделювання

Актуальність вивчення стану тріщинуватого масиву обумовлена майже повсюдним розповсюдженням даного типу порушення суцільності у різноманітних геолого-промислових регіонах. Загальновідомо [29 – 34], що тріщинуватість значно знижує міцнісні характеристики породи, а на її деформаційні властивості мають радикальний вплив. З іншого боку, врахування тріщинуватості літотипів у сучасних нормативних документах (наприклад, [35]) здійснюється в інтегральній формі тільки для показника опору породи стиску, а інші механічні показники залишаються поза увагою. При цьому до розгляду приймається лише один показник – середня відстань між поверхнями послаблення, а інші впливні фактори враховуються узагальнено або не враховуються зовсім.

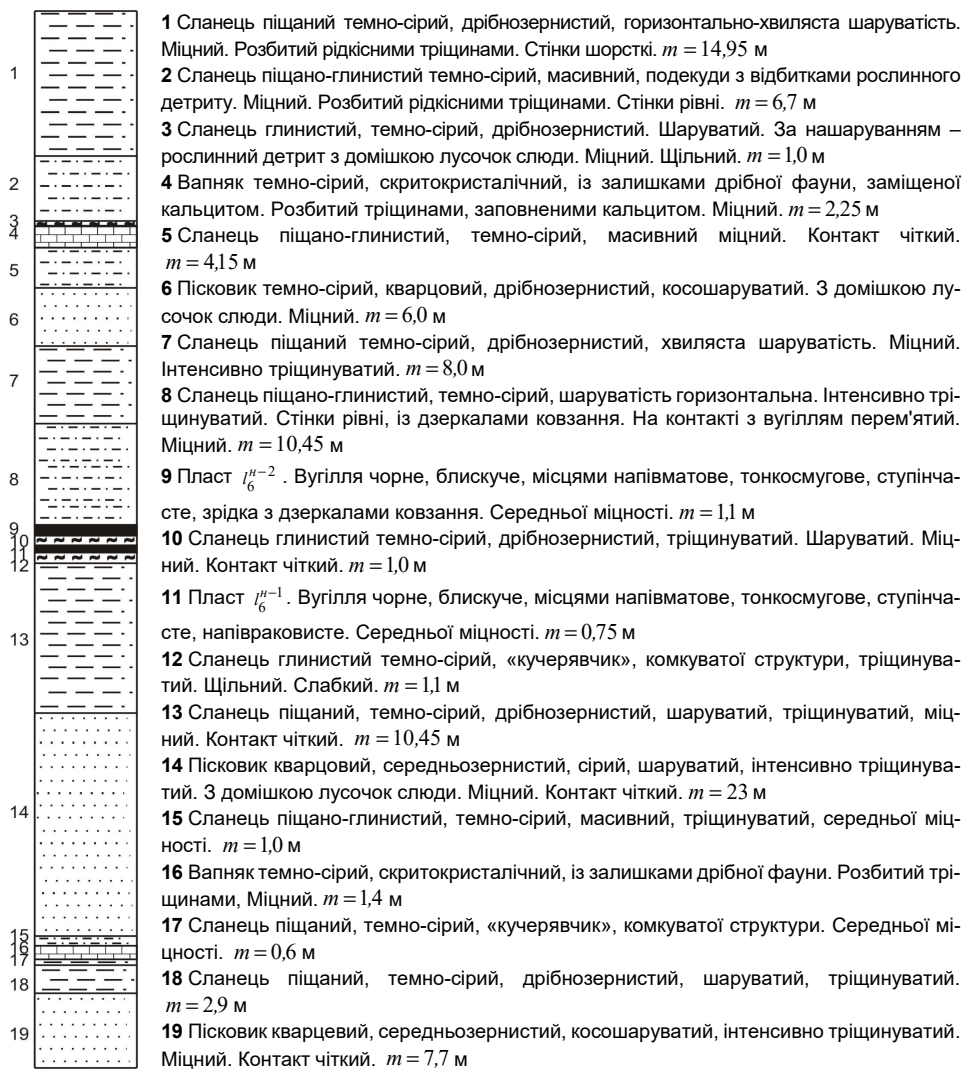
Усунення зазначених недоліків можливе, на нашу думку, шляхом вивчення механізму деформування та взаємодії один з одним породних окремоостей, утворених системами тріщин у межах одного літотипу, та взаємовпливу тріщинуватих літотипів, що складають шаруватий масив, в цілому. Особливості вивчення в методичному плані полягають у безпосередньому відображенні геометричних параметрів тріщини та систем тріщин як в окремому літотипі, так і шаруватому масиві в цілому: таке завдання під силу лише чисельним методам досліджень, наприклад МСЕ, основні підходи якого викладено у розділі 4.

З точки зору набуття практичної цінності розглянутих завдань вивчення стану тріщинуватого масиву дані дослідження проведено для конкретного геолого-промислового району Донбасу, де досить інтенсивна тріщинуватість порід середньої міцності і міцних створює технічні проблеми при забезпеченні стійкості навіть одиночної виробки, що знаходиться поза зоною впливу очисних робіт.

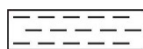
Гірничо-геологічні умови реального об'єкта моделювання залягання вугільних пластів l_6^{n-2} і K_5^1 полягають у наступному.

Досвід ведення гірничих робіт по пласту l_6^{n-2} показав значний вплив тріщинуватості на стійкість підготовчих і очисних виробок, не дивлячись на досить високі міцнісні характеристики вміщуючих порід. Так, згідно з даними геологічних досліджень опір стиску порід змінюється в основному діапазоні $\sigma_{cm} = 60 - 110$ МПа (пісковики в окремих пробах мають $\sigma_{cm} = 190 - 210$ МПа), опір зрушенню $\tau_{zp} = 20 - 25$ МПа, а кут внутрішнього тертя в середньому $\varphi = 40^\circ$.

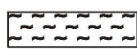
Аналіз результатів вивчення тріщинуватості та елементів залягання порід, отриманих методом акустичного каротажу, дозволив виділити три системи тріщин. Їхня характеристика буде повнішою з урахуванням розгляду літологічної колонки за однією з основних підготовчих виробок по пласту l_6^{n-2} (рис. 6.1).



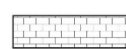
Умовні позначення:



Сланець піщаний



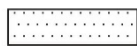
Сланець глинистий



Вапняк



Сланець піщано-глинистий



Пісковик



Вугілля

Рис. 6.1. Літологічна колонка з основної підготовчої виробки пласта l_6^{n-2}

Перша система тріщин приблизно паралельна найближчим скидам або близька до їх напрямку. Тріщини переважно заповнені кварцитом, їх відкритість коливається в межах 0,1 – 5,0 мм. Відстань між тріщинами змінюється у діапазоні 0,10 – 0,80 м. Для пісковика відстань між тріщинами витримана і становить 0,05 – 0,20 м, для сланців змінюється у ширших межах 0,10 – 0,50 м. Друга система тріщин має протилежний кут падіння по азимуту, а характеристика тріщин аналогічна тріщинам першої системи. Третя система тріщин має переважно перпендикулярний напрямок до перших двох. Тріщини закритого типу з повсюдним розповсюдженням у пісковиках з основним діапазоном відстаней 0,10 – 0,60 м між ними.

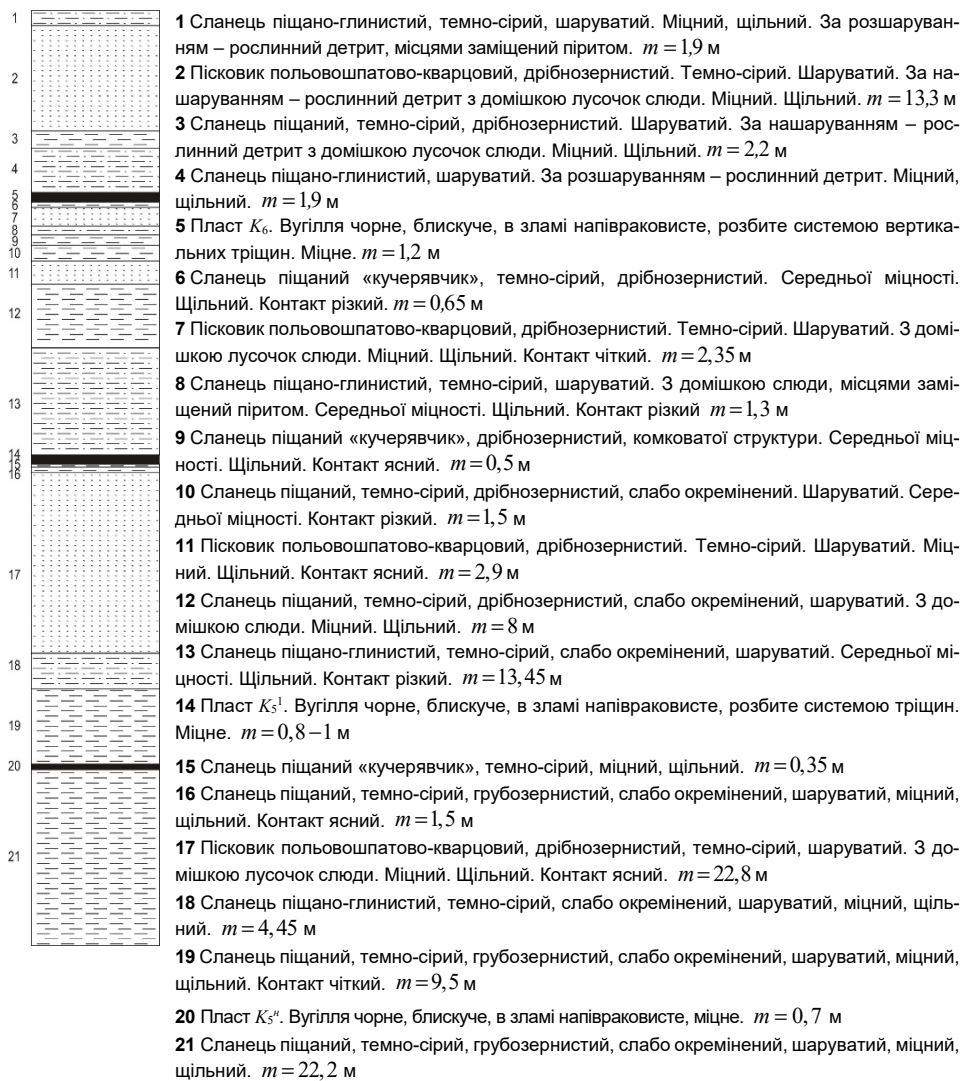
На іншій шахті даного геолого-промислового району, що відпрацьовує пласт K_5^1 , заміри тріщинуватості вуглевміщуючих порід проводилися як в очних, так і підготовчих виробках в межах усього шахтного поля, а для наочності складання масиву наведено літологічну колонку по одному з виїмкових штреків (рис. 6.2).

Перша система тріщин має елементи залягання, близькі до таких для розташованих поруч скидів. Тріщини даної системи зазвичай закриті й необводнені; вони не характерні для глинистих сланців, проте присутні в даних літотипах. У сланцях піщаних і особливо в пісковиках тріщинуватість виражена чітко і повсюдно. Тріщини переважно заповнені кварцитом, їх відкритість коливається в межах 0,05 – 3,0 мм. Для пісковиків відстань між тріщинами досить витримана і становить 0,10 – 0,30 м, для сланців змінюються у ширших межах – 0,10 – 0,60 м.

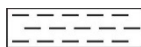
Друга система тріщин орієнтована перпендикулярно до тріщин першої системи. Тріщини в сланцевій товщі (сланці глинисті, піщано-глинисті, піщані) відзначаються лише на окремих ділянках і повторюються через 0,10 – 0,80 м; вони відносяться до тріщин закритого типу. У пісковиках тріщини спостерігаються повсюдно і повторюються через 0,15 – 0,60 м; зазвичай вони заповнені кварцем при відкритості 0,1 – 10 мм.

6.1.2 Основні фактори впливу на поведінку шаруватого тріщинуватого масиву

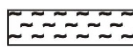
Головним фактором в експертному висновку з оцінки реального стану виробок різного призначення (сформульований на базі результатів шахтних спостережень) є невідповідність величини та характеру розподілу проявів гірського тиску досить високим міцнісним показникам порід вуглевмісної товщі. За основну причину цієї невідповідності гірничі інженери розглядають інтенсивну тріщинуватість масиву, що різко знижує його стійкість поблизу виробки. Так, зафіксовано стабільне вивалоутворення в покрівлі у формі склепіння заввишки до 1,5 – 2,0 м і шириною 2,1 – 2,4 м.



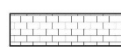
Умовні позначення:



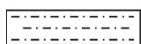
Сланець піщаний



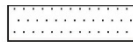
Сланець глинистий



Вапняк



Сланець піщано-глинистий



Пісковик



Вугілля

Рис. 6.2. Літологічна колонка з виймального штреку пласта K_5^1

У боках пластових виробок утворюється велика область граничного стану на ширину в масив до 2,8 – 3,4 м, що обумовлює розвиток значних бічних переміщень приконтурних порід з підвищеним бічним навантаженням на стояки рамного кріплення. У підшві виробок глибина знеміцнення порід сягає 1,3 – 1,4 м, а у випадку вологонасичення глинистих сланців збільшується приблизно в 2 рази. Цей фактор разом із обширною зоною граничного стану порід у боках виробки інтенсифікує процес здимання її підшви.

Більш повне розуміння геомеханічних явищ у тріщинуватому шаруватому масиві дозволить досить достовірно відобразити гірничо-геологічну ситуацію навколо виробки та адекватно відреагувати на неї шляхом розробки відповідних заходів щодо забезпечення умов надійної та безпечної експлуатації.

Більшість дослідників геомеханічних процесів навколо виробок відзначають тісний зв'язок між результатами, що отримуються, і кількістю геомеханічних факторів, які враховуються, ступенем їх адекватного моделювання по відношенню до явищ і закономірностей, що спостерігаються в шахтних умовах. Тому для отримання досить достовірного результату при математичному моделюванні необхідно найповніше відобразити сутність геомеханічних процесів навколо пластової виробки та її параметри, найважливішими з яких є наступні.

Перший – необхідно максимально достовірно (по відношенню до реальних гірничо-геологічних умов) відобразити будову (текстуру) і механічні характеристики шаруватої вуглевмісної товщі навколо пластової виробки. Дана вимога включає: оцінку кількості породних шарів покрівлі та підшви пласта, обов'язкових до відображення в математичній моделі, що розробляється; вибір (за даними геологічних досліджень) найбільш характерного варіанта (або кількох варіантів за довжиною виробки) розподілу потужності кожного з породних шарів та вугільного пласта, що включаються до математичної моделі; уточнення механічних характеристик кожного літотипу.

Другий – слід враховувати природну тріщинуватість в межах потужності кожного з породних шарів, де це виявлено на стадії геологічних досліджень. Необхідність урахування даного текстурного фактора в межах літотипу загальновідома [47, 59, 60] і в узагальненій формі нормована в керівних документах [35, 59, 60].

Третій – необхідно змоделювати умови контакту по площинах нашарування породних шарів вуглевмісної товщі. Справа в тому, що дослідження на еквівалентних матеріалах [37, 38, 61] та натурні спостереження [50] вказують на «прослизання» породних шарів відносно один одного поблизу виробки. Аналіз епюр розподілу дотичних напружень τ_{xy} навколо пластової виробки [45, 62] підтверджують дію τ_{xy} по площинах нашарування такого рівня, що багаторазово перевищує сили зчеплення. Тому для достовірного моделювання процесів зрушення вуглевмісної товщі необхідно вводити умову «прослизання» породних шарів, тобто порушення їх контактів.

Четвертий – необхідно максимально адекватно реальним умовам змоделювати гірничотехнічні параметри пластової виробки: її розміщення відносно

елементів залягання вугільного пласта; геометричні параметри виробки та рамного кріплення і його механічні характеристики.

П'ятий – параметри силової взаємодії шаруватого тріщинуватого масиву і кріплення пластової виробки повинні визначатися виключно з умови сумісності переміщень зазначених структур яка найбільш реально відображає геомеханічні процеси навколо виробки [47 – 50, 63].

Перелічені основні фактори при їх урахуванні забезпечують цілком достовірні результати обчислювального експерименту.

6.1.3 Методика досліджень і побудова тестових геомеханічних моделей

Основне завдання цього розділу полягає у вивченні НДС шаруватого масиву навколо гірничої виробки, особливістю якого є наявність літотипів з чітко вираженою тріщинуватістю. Таким чином, у структурі наших досліджень витримано лінію філософської тези – «від простого до складного»: на першому етапі розглянуто вплив порушених контактів між породними шарами; далі вивчено вплив мінливості текстури шаруватого масиву і механічних властивостей його літотипів з урахуванням порушеності контактів між ними; тепер завдання ще більше ускладнюється – частина прилеглих породних шарів має системну тріщинуватість при збереженні впливу попередніх текстурних факторів.

У методичному плані для наочного уявлення тенденції впливу тріщинуватості літотипів необхідно виключити вплив інших текстурних факторів, що забезпечується сталістю параметрів геомеханічних моделей за винятком фактора тріщинуватості. Реалізація такого підходу передбачає побудову так званих тестових моделей та проведення за ними комплексу обчислювальних експериментів; їх результати є базою порівняльної оцінки НДС тріщинуватого масиву та виявлення тенденцій впливу цього текстурного чинника.

Таким чином, для одних і тих самих гірничо-геологічних і гірничотехнічних умов будуються дві групи моделей: перша – без наявності тріщинуватості літотипів; друга – з імітацією системи тріщин у прилеглих породних шарах. Кількість моделей, що входять до групи тестових, залежить від кількості шуканих тенденцій впливу тріщинуватості. Наприклад, ставиться завдання оцінити зміни НДС вміщуючого виробку шаруватого масиву під впливом тріщинуватості його окремих літотипів. Це загальне завдання може бути вирішено за декількома напрямками впливу тріщинуватості:

- наявність однієї і двох основних систем тріщинуватості;
- мінливість складання тріщинуватого масиву;
- вплив механічних показників тріщинуватих літотипів;
- вплив змінної відстані між тріщинами;
- вплив форми виробки на зміну НДС тріщинуватого масиву;
- вплив реакції кріплення на стан приконтурних порід.

Перелічені напрями вивчення впливу тріщинуватості можуть розглядатися

не окремо, а в певних комбінаціях один з одним. Методика досліджень передбачає для кожного обраного напрямку створення окремої тестової геомеханічної моделі шаруватого масиву (без тріщинуватості) для забезпечення адекватності порівняльної оцінки НДС.

Комплекс обчислювальних експериментів виконаний для наступних напрямів вивчення впливу тріщинуватості, представлені однією та двома системами паралельно та перпендикулярно площині нашарування літотипів. Дві системи тріщинуватості обрані тому, що відображення третьої системи в плоскій моделі не має сенсу.

Перший напрям вивчає вплив тріщинуватості, як такої, при середній відстані між тріщинами $l_{mp} = 0,5$ м; при цьому виробка не закріплена, а її контур відповідає рамному кріпленню з циркульним склепінням.

Другий напрям оцінює вплив інтенсивності тріщинуватості; при цьому порівнюється НДС масиву навколо незакріпленої виробки з циркульним склепінням при $l_{mp} = 0,5$ м і $l_{mp} = 0,3$ м. Спроба моделювання тріщинуватості $l_{mp} = 0,1$ м не увінчалася успіхом через обмеженість доступного обчислювального ресурсу.

Третій напрям оцінює зміни НДС тріщинуватого шаруватого масиву, обумовлені його змінною текстурою.

Четвертий напрям вивчає вплив послаблюючих літотипи факторів тріщинуватості та обводненості, які суттєво знижують їх міцнісні й деформаційні характеристики.

П'ятий напрям вивчає вплив форми виробки для двох варіантів рамного металевого піддатливого триланкового кріплення типу КМП-А3-13,8 (циркульне склепіння) та КВТ-2-14,5 (випукло-трикутне склепіння), які мають приблизно однакову площу поперечного перерізу у світлі. При цьому аналіз проводиться для незакріпленої виробки при $l_{mp} = 0,5$ м і $l_{mp} = 0,3$ м.

Шостий напрям виявляє тенденції впливу реакції опору кріплення на стан приконтурних порід. Для цього моделюються дві вищезгадані конструкції рамних кріплень і аналіз НДС проводиться окремо для кожного типу кріплення при $l_{mp} = 0,5$ і $l_{mp} = 0,3$.

Представлений багатоваріантний обчислювальний експеримент дозволить, на нашу думку, всебічно проаналізувати тенденції впливу тріщинуватості у поєднанні з впливом інших факторів.

Дослідження виконані стосовно гірничо-геологічних умов відпрацювання пласта K_5^1 , описаних раніше і проілюстрованих вищенаведеною літологічною колонкою. Дані механічних характеристик вуглевмісної шаруватої товщі навколо виїмкового штреку, проведеного по пласту K_5^1 , закладені в тестову модель (рис. 6.3), одне із завдань якої полягає в об'ґрунтуванні мінімально до-

статніх її розмірів за традиційними критеріями допустимих відхилень (для гірничотехнічних розрахунків) компонент напружень на границях моделі вихідного поля негідростатичного стану недоторканого масиву.

У розробленій тестовій моделі координата Y розташована по вертикальній осі симетрії виробки, а координата X збігається з нижньою границею моделі. По висоті її розмір становить $Y = +30$ м; по ширині: права границя $X = +15$ м, ліва границя $X = -15$ м. У модель включено: вугільний пласт K_5^1 двопачечної будови; два породні шари безпосередньої покрівлі; перший та частково другий породні шари основної покрівлі; вугільний пласт-супутник K_5^2 , що розділяє основну та безпосередню покрівлю; два породні шари безпосередньої підшови; частково один породний шар основної підшови.

Аналіз полів розподілу компонент напружень у тестовій моделі встановив наступне. Вертикальні напруження σ_y на верхній границі моделі розподілені практично рівномірно з коливаннями не більше 8,9% по відношенню до величини недоторканого масиву $\sigma_y = \gamma H$. На нижній границі моделі коливання σ_y по координаті X дещо перевищують 10% тільки на ділянці шириною 2,5 – 3,0 м під виробкою. Але, оскільки глибина зони розвантаження у підшві становить менше половини глибини моделі, то адекватність відображення процесу здимання підшови не порушена. На бічних границях моделі по координаті Y коливання σ_y не перевищують 8,2% за винятком локальних концентрацій, обумовлених контактними напруженнями по поверхнях нашарувань дуже різномірних літотипів: вугільних пластів і сланців.

Горизонтальні напруження σ_x повністю стабілізуються лише на нижній границі моделі – відхилення до 3,5%. На верхній та бічних границях тестової моделі спостерігаються більш суттєві коливання σ_x , що пояснюється додатковими напруженнями вигину. Але ці збурення σ_x аж ніяк не позначаються у зоні розміщення виїмкового штреку, так як обумовлені крайовими ефектами закріплення і навантаження моделі та мають локальне розповсюдження.

Дотичні напруження τ_{xy} на границях моделі практично зникають, що обумовлено малим кутом падіння вугільного пласта і тому невеликою різницею

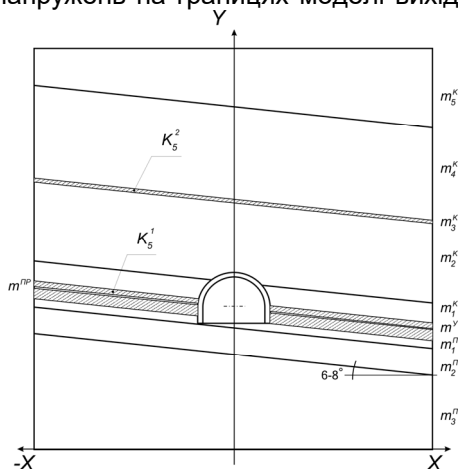


Рис. 6.3. Тестова модель шаруватого вуглевмісного масиву навколо виїмкового штреку, пройденого по пласту K_5^1

між векторами головних напружень та векторами σ_y , σ_x .

Інтенсивність напруження σ є похідною від компонент σ_y , σ_x і τ_{xy} , тому має аналогічні тенденції коливань на границях моделі.

У результаті аналіз поля напружень у тестовій моделі дозволяє стверджувати, що її розміри 30×30 м у поперечному перерізі виїмкового штреку цілком достатні для достовірного опису процесу зрушення прилеглого породного масиву.

Механічні характеристики вуглевмісного масиву прийняті за даними геологічних досліджень та каталогів [64, 65].

Вугільний пласт K_5^1 моделюється двошаровою будовою з усередненими (за довжиною виробки) за потужністю значеннями: нижня вугільна пачка – 0,8 м; прошарок піщано-глинистого сланцю – 0,12 м; верхня вугільна пачка – 0,38 м. Їх механічні характеристики: вугілля – модуль пружності $E^6 = 0,35 \cdot 10^4$ МПа, коефіцієнт Пуассона $\mu^6 = 0,35$, кут внутрішнього тертя $\phi^6 = 30^\circ$, межа міцності на одновісний стиск $\sigma_{cm}^6 = 12$ МПа; прошарок з піщано-глинистого сланцю $E^{np} = 2,7 \cdot 10^4$ МПа, $\mu^{np} = 0,25$, $\phi^{np} = 32^\circ$, $\sigma_{cm}^{np} = 60,5$ МПа.

Породні шари покрівлі і підшви по довжині виїмкових ділянок мають суттєво змінну потужність. Тому моделювання текстури вуглевмісної товщі виконано для двох найбільш відмінних між собою поперечних перерізів – на початку (варіант 1) та посередині (варіант 2) простягання виїмкових ділянок. Решта діапазону варіації текстури займає проміжне положення, так само, як і результати моделювання. Для системного викладу відомостей про механічні характеристики літотипів вуглевмісної товщі, розміщених у межах розмірів моделей, породні шари пронумеровані, починаючи від вугільного пласта, а індекси «К» і «П» при позначеннях механічних характеристик відображають належність шарів до порід покрівлі і підшви.

Варіант 1:

– $m_5^K \geq 8,0$ м (в реальних умовах породний шар більш потужний, але прийнята висота моделі його обмежує), $E_5^K = 5,3 \cdot 10^4$ МПа, $\mu_5^K = 0,25$, $\phi_5^K = 37^\circ$, $\sigma_{cm_5}^K = 85$ МПа;

– $m_4^K = 7,0$ м, $E_4^K = 2,7 \cdot 10^4$ МПа, $\mu_4^K = 0,25$, $\phi_4^K = 35^\circ$, $\sigma_{cm_4}^K = 50$ МПа;

– $m_3^K = 0,2$ м – вугільний прошарок K_5^2 з тими самими механічними характеристиками, що і вугільний пласт K_5^1 ;

– $m_2^K = 6,0$ м, $E_2^K = 2,7 \cdot 10^4$ МПа, $\mu_2^K = 0,25$, $\phi_2^K = 35^\circ$, $\sigma_{cm_2}^K = 70$ МПа;

- $m_1^K = 1,5$ м, $E_1^K = 2,7 \cdot 10^4$ МПа, $\mu_1^K = 0,25$, $\varphi_1^K = 35^\circ$, $\sigma_{cm_1}^K = 45$ МПа;
- $m_1^{\Pi} = 0,35$ м, $E_1^{\Pi} = 2,9 \cdot 10^4$ МПа, $\mu_1^{\Pi} = 0,25$, $\varphi_1^{\Pi} = 32^\circ$, $\sigma_{cm_1}^{\Pi} = 65$ МПа;
- $m_3^{\Pi} \geq 0,10$ м (в реальних умовах породний шар більш потужний, але обґрунтовані розміри моделі його обмежують), $E_3^{\Pi} = 5,3 \cdot 10^4$ МПа, $\mu_3^{\Pi} = 0,25$, $\varphi_3^{\Pi} = 37^\circ$, $\sigma_{cm_3}^{\Pi} = 100$ МПа.

Варіант 2:

- $m_5^K \geq 8,0$ м, $E_5^K = 5,3 \cdot 10^4$ МПа, $\mu_5^K = 0,25$, $\varphi_5^K = 37^\circ$, $\sigma_{cm_5}^K = 85$ МПа;
- $m_4^K = 3,5$ м, $E_4^K = 2,7 \cdot 10^4$ МПа, $\mu_4^K = 0,25$, $\varphi_4^K = 35^\circ$, $\sigma_{cm_4}^K = 50$ МПа;
- $m_3^K = 0,3$ м – вугільний прошарок K_5^2 ;
- $m_2^K = 6,0$ м, $E_2^K = 2,7 \cdot 10^4$ МПа, $\mu_2^K = 0,25$, $\varphi_2^K = 35^\circ$, $\sigma_{cm_2}^K = 70$ МПа;
- $m_1^K = 9,5$ м, $E_1^K = 2,7 \cdot 10^4$ МПа, $\mu_1^K = 0,25$, $\varphi_1^K = 35^\circ$, $\sigma_{cm_1}^K = 45$ МПа;
- $m_1^{\Pi} = 0,35$ м, $E_1^{\Pi} = 2,9 \cdot 10^4$ МПа, $\mu_1^{\Pi} = 0,25$, $\varphi_1^{\Pi} = 32^\circ$, $\sigma_{cm_1}^{\Pi} = 65$ МПа;
- $m_2^{\Pi} = 0,7$ м, $E_2^{\Pi} = 2,7 \cdot 10^4$ МПа, $\mu_2^{\Pi} = 0,25$, $\varphi_2^{\Pi} = 32^\circ$, $\sigma_{cm_2}^{\Pi} = 65$ МПа;
- $m_3^{\Pi} \geq 10$ м, $E_3^{\Pi} = 5,3 \cdot 10^4$ МПа, $\mu_3^{\Pi} = 0,25$, $\varphi_3^{\Pi} = 37^\circ$, $\sigma_{cm_3}^{\Pi} = 100$ МПа.

Кут падіння пласта K_5^1 однаковий для обох варіантів: $\alpha = 6^\circ$.

Таким чином, у розробленій моделі реалізовані перший і другий пункти геомеханічних вимог адекватного відображення поведінки шаруватого масиву навколо пластової виробки. Для третього пункту вимог змодельовано умови, що забезпечують можливість «прослизання» всіх шарів відносно один одного навколо виробки.

Наступним етапом обґрунтування геомеханічної моделі є оцінка параметрів виїмкового штреку, його кріплення та орієнтування у просторі.

Розташування виїмкового штреку щодо вугільного пласта моделюється для найпоширенішого випадку верхньої і нижньої підривки приконтурних порід. Розміри виробки і кріплення визначаються паспортом її проведення відповідно до [66]. Виїмковий штрек проведений арочної форми зі склепінням, близьким до циркульного; його розміри в проходці: ширина – 5200 мм, висота – 3660 мм. Кріплення виробки – рамне металеве піддатливе трилантне КМП-А3-13,8 зі спецпрофілю СВП-27, який виготовлений зі сталі Ст.5 [67] з механічними характеристиками: розрахункова межа текучості $\sigma_T = 270$ МПа, модуль пружності $E^P = 21 \cdot 10^4$ МПа, коефіцієнт Пуассона $\mu^P = 0,3$.

Таким чином, виконано четверту вимогу адекватного моделювання геомеханічних процесів навколо виїмкового штреку, а п'ята вимога задовольняється автоматично при побудові скінчено-елементної сітки з ретельним відображенням контактів всіх складових структур моделі.

6.2 Створення тестових моделей НДС для порівняльного оцінювання впливу тріщинуватості масиву

Основне завдання тестових моделей – створити базу параметрів НДС масиву, відносно яких буде простежуватися вплив його тріщинуватості за раніше зазначеними напрямками зміни поведінки вуглевмісної товщі та оцінки її стійкості. Це вимагає досить детального аналізу НДС шаруватого масиву без тріщин (тестових моделей), який доцільно, на наш погляд, поділити на три основні області:

- НДС покрівлі виїмкового штреку покликаний оцінити її стійкість з погляду прогнозування можливого вивалоутворення;
- НДС приконтурних порід у боках виробки необхідних для визначення розмірів зон порушених порід, що створюють бічне навантаження на кріплення;
- НДС підосви виїмкового штреку слугує для оцінки його стійкості щодо прогнозування процесу здимання.

6.2.1 НДС у породах покрівлі виїмкового штреку

У покрівлі виробки чітко простежується зона розвантаження вертикальних напружень σ_y склепінчастої форми, що певною мірою підтверджує відому гіпотезу склепіння проф. М.М. Протодьяконова (рис. 6.4). У верхній частині склепіння діють невеликі стискні напруження рівня $\sigma_y / \gamma H = 0,10 - 0,15$, які переходять у розтягуючі до 2 – 6 МПа в середній та нижній частинах склепіння. Відмінність двох моделей текстури полягає у тому, що з підвищеної потужності першого породного шару безпосередньої покрівлі розміри склепіння зменшуються. Це пояснюється підвищеною жорсткістю шару (за варіантом 2), що знижує його прогин у порожнину виробки та обмежує ефект розвантаження.

Також звертає увагу стабільна діюча для обох моделей зона концентрації стискних σ_y по вугільному прошарку K_5^2 , що розділяє основну та безпосередню покрівлі. Ця концентрація діє у площині нашарування K_5^2 по обидва боки від вертикальних меж виробки, та її поява обумовлено двома причинами. *По-перше*, тут залягають вельми різномірні літотиби (вугілля, сланці, пісковик), механічні характеристики яких відрізняються між собою до одного порядку, а деякі й більше. Цей високий ступінь неоднорідності сприяє виникненню додаткових збурень σ_y при деформуванні літотипів у напрямку виробки. *По-друге*,

дані збурення розташовуються в боках виробки над зонами ПГТ і певною мірою сприяють його поширенню в покрівлю зон на більш далекі відстані, будучи своєрідним «підживленням» розвитку аномалій σ_y . Дані особливості розподілу σ_y дозволяють прогнозувати збільшення в часі навантаження на склепіння рамного кріплення через збільшення прогину породних шарів основної покрівлі при частковому або повному руйнуванні масиву в районі вугільного пропластка K_5^2 .

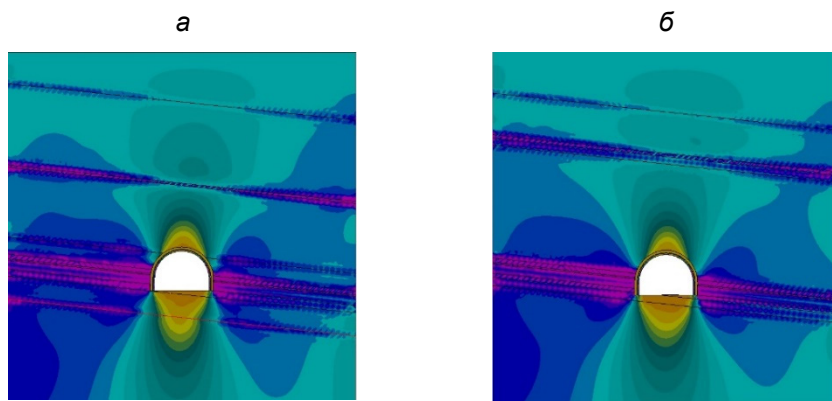


Рис. 6.4. Епюри вертикальних напружень σ_y у шаруватому нетріщинуватому масиві навколо виїмкового штреку: варіанти 1 (а) і 2 (б) текстури тестової моделі

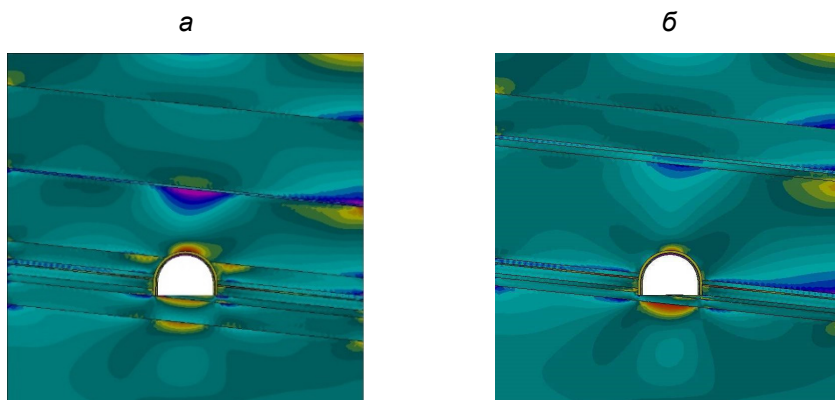


Рис. 6.5. Епюри горизонтальних напружень σ_x у шаруватому нетріщинуватому масиві навколо виїмкового штреку: варіанти 1 (а) і 2 (б) текстури тестової моделі

Епюри розподілу горизонтальних напружень σ_x чітко відображають прогин

породних шарів покрівлі в порожнину виробки (рис. 6.5). Максимуми σ_x розташовуються у двох зонах: в районі вертикальної осі виробки (у нижніх частинах шару – розтяг, у верхніх – стиск); в районі боків за межами ширини виробки з розміщенням під кутом 30 – 40° до площини нашарування, де кривизна прогину літотипів змінює знак.

Рівень розтягуючих напружень σ_x (10 – 15 МПа) та концентрації стискних σ_x (у деяких локальних зонах покрівлі) такі, що однозначно сприяють втраті цілісності літотипів. У районах дії максимумів σ_x з'являються так звані квазіпластичні шарніри, що збільшує піддатливість породних шарів (особливо безпосередньої покрівлі), їх прогин збільшується так само як і навантаження на склепіння рамного кріплення.

Величина розтягуючих напружень σ_x у приконтурних породах покрівлі в кілька разів вища їх опору на розрив, що обумовлює неодмінне руйнування певної області порід. Тут також є відмінності: у варіанті 2 текстури величина та розміри зони концентрацій σ_x набагато менші, що пов'язано з підвищеною жорсткістю потужнішого шару безпосередньої покрівлі.

Загалом особливості поля σ_x формують умови утворення і розвитку в породних шарах покрівлі деякої подоби тришарнірної балки, мають підвищену деформованість і з урахуванням послаблюючих породи факторів (тріщинуватості, обводненості та реології) сприяє росту навантаження на склепіння кріплення виїмкового штреку.

Аналіз епюр інтенсивності напружень σ (рис. 6.6) для обох варіантів текстури тестових моделей підтверджує раніше виявлені особливості полів розподілу компонент σ_y і σ_x , основні з яких зводяться до двох факторів посилення вивалоутворення у породах покрівлі виїмкового штреку.

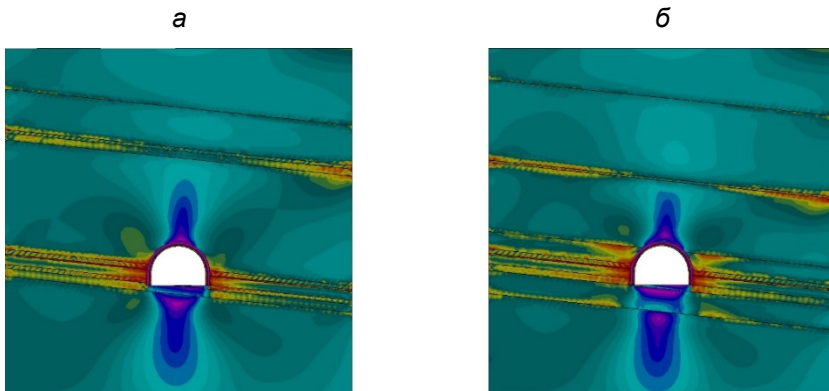


Рис. 6.6. Епюри інтенсивності напружень σ у шаруватому нетріщинуватому масиві навколо виїмкового штреку: варіанти 1 (а) і 2 (б) текстури тестової моделі

По-перше, вугільний прошарок K_5^2 слугує концентратором напружень в зоні поділу основної та безпосередньої покрівель. Тут максимуми інтенсивності напружень рівня $\sigma = 45 - 65$ МПа однозначно руйнують вугільний прошарок K_5^2 по обидва боки від вертикальних границь виробки. Також частково знеміцнюються локальні зони в районі площин нашарування як в основній, так і безпосередній покрівлях. Разом це збільшує переміщення надвугільної товщі в порожнину виробки.

По-друге, у породних шарах безпосередньої покрівлі утворюються локальні зони руйнування, що формують подібність тришарнірної балки, яка за рахунок підвищеної піддатливості може спровокувати з часом ріст переміщення масиву в покрівлі та збільшення навантаження на склепіння рамного кріплення.

6.2.2 НДС породах боків виробки

У боках виїмкового штреку головною особливістю розподілу вертикальних напружень σ_y є формування зони ПГТ більш інтенсивного за підняттям пласта і менше – за його падінням. Також загальною ознакою є те, що концентрація σ_y охоплює повністю вугільний пласт, перший породний шар безпосередньої підшви і частково приграничні ділянки першого шару безпосередньої покрівлі та другого шару безпосередньої підшви. Велика глибина розміщення виробки сприяє не тільки розвитку обширної зони ПГТ за падінням і підняттям пласта, але й появі концентрацій стискних σ_y по площинах контакту основної та безпосередньої підшви за вертикальними границями виробки на значну відстань. Цьому сприяє суттєво різні деформаційні характеристики літотипів основної та безпосередньої підшви.

Вертикальні напруження у зоні ПГТ сягають $\sigma_y = 45 - 65$ МПа і однозначно руйнують вугільний пласт K_5^1 на значну відстань від виробки за підняттям і падінням. Беручи до уваги міцність порід безпосередньої покрівлі та підшви, слід очікувати їх часткового знеміцнення в локальних, прилеглих до виробки зонах. Зазначені порушення бокових порід збільшують їх піддатливість та сприяють інтенсифікації вертикальних зрушень надвугільної товщі.

Горизонтальні напруження σ_x у боках виїмкового штреку мають локальні збурення у приконтурній зоні (до 1,0 – 1,5 м), де з'являються невеликі (до 2 МПа) розтягуючі σ_x , які з віддаленням від виробки переходять у стискні, наближаючись до величини недоторканого масиву. Виняток становлять два явища. По-перше, діє концентрація стискних напружень рівня $\sigma_x / \lambda \gamma H = 2,3 - 2,7$ в районі опор стояків рамного кріплення, що пояснюється, на нашу думку, високим опорним тиском, який згинає шари безпосередньої підшви

поблизу контуру виробки. По-друге, з'являються значні розтягуючі σ_x (до 10 – 15 МПа) у породному прошарку пласта K_5^1 , що викликають його руйнування. Ця зона за підняттям і падінням пласта розвивається на 6 – 8 м і обумовлена великою різницею (близько 7,7 раза) деформаційних характеристик вугілля та породного прошарку разом з високим опорним тиском: жорсткий породний прошарок малої потужності ($m^{np} = 0,12$ м), маючи піддатливу основу у вигляді нижньої пачки вугільного пласта, просто зминається (сколюється) високим опорним тиском.

Інтенсивність напружень σ у боках виробки має значну концентрацію рівня 45 – 70 МПа, що обумовлює руйнування вугільного пласта K_5^1 та часткове знеміцнення локальних зон породних пластів безпосередньої покрівлі та підосви. Зруйнований (знеміцнений) масив у боках виробки при високому опорному тиску сприяє розвитку значного бічного навантаження на кріплення відповідно до модифікованої теорії склепіння проф. П.М. Цимбаревича.

Таким чином, НДС порід у боках виробки вказує не тільки на розвиток вертикальних переміщень надвугільної товщі, але і на високу ймовірність значних бічних посувань масиву в порожнину виробки.

6.2.3 НДС породах підосви виїмкового штреку

Епюри вертикальних напружень σ_y у підосві виїмкового штреку чітко вказують на формування обширної зони розвантаження, що охоплює не лише безпосередню, але й основну підосву. Розміри зони розвантаження у підосві перевищують такі у покрівлі виробки; те саме стосується і максимумів розтягуючих напружень. Це відзначає стабільність закономірностей переміщень підосви в порожнину виробки незалежно від текстури вуглевмісної товщі. Тим не менш, глибина зони розвантаження скорочується при заляганні в підосві потужніших шарів. Перевищення розмірів і максимумів розтягуючих σ_y у підосві порівнюючи з покрівлею обумовлено інтенсивним опорним тиском у боках виробки на великих глибинах, вельми неоднорідною текстурою та властивостями вуглевмісної товщі. Цю тенденцію посилюють локальні осередки знеміцнення літотипів у районі поверхні контакту основної та безпосередньої підосви, що виникають через дії концентрацій стискних σ_y .

Епюри горизонтальних напружень σ_x у підосві виробки наочно відображають прогини породних шарів основної та безпосередньої підосви у порожнину штреку. У верхніх частинах кожного з породних шарів підосви діють розтягуючі σ_x , сягаючи значень 15 – 20 МПа. Таким розтягуючим зусиллям досліджувані породи чинити опір не в змозі. Тому виникають досить великі зони (приблизно рівні ширині виробки) у верхніх частинах кожного породного шару,

де відбувається їх руйнування. Це інтенсифікує процес переміщення порід під дошви в порожнину виробки.

Епюри інтенсивності напружень σ підтверджують виявлені тенденції прояву здимання піддошви:

- дуже широка зона розвантаження безпосередньо під виробкою, що провокує у часі розвиток та злиття зон руйнування у піддошві;
- локальні руйнування по площинах нашарування основної та безпосередньої піддошви посилюють горизонтальні переміщення та прогин породних шарів у порожнину виїмкового штреку.

6.2.4 Загальна оцінка стану нетріщинуватого масиву в тестових моделях

Результати аналізу НДС тестових геомеханічних моделей дозволяють сформулювати деякі загальні особливості поведінки нетріщинуватого шаруватого масиву, які покладені в основу для порівняльної оцінки тенденцій впливу тріщинуватості за зазначеними раніше напрямками впливу цього текстурного фактора.

По-перше, у породах покрівлі над виїмковим штреком формується зона розвантаження склепінчастої форми, в якій діють розтягуючі напруження σ_y і σ_x , що перевищують опір породи на розтяг і визначають її руйнування у певній зоні, схильній до вивалоутворення. Інтенсифікації даного процесу зі збільшенням переважно вертикально спрямованого навантаження сприяють два фактори:

- збільшення прогину породних шарів основної покрівлі за рахунок руйнування вугільного прошарку K_5^2 і часткового знеміцнення прилеглих локальних зон породних шарів основної та безпосередньої покрівель;
- формування горизонтальними напруженнями σ_x у безпосередній покрівлі розпірної системи на зразок тришарнірної балки, що має підвищену піддатливість.

По-друге, у сусідньому до боків виробки породному масиві формується зона опорного тиску значної протяжності за підняттям і падінням вугільного пласта. Рівень діючих напружень (обумовлений великою глибиною розробки та суттєвою неоднорідністю шаруватого масиву) вказує на руйнування вугільного пласта K_5^1 та можливість часткового знеміцнення (у локальних зонах) породних шарів безпосередньої покрівлі та піддошви. Цей процес збільшує піддатливість масиву в зоні опорного тиску і сприяє розвитку бічних переміщень порід у порожнину виробки.

По-третє, прояв здимання порід піддошви виїмкового штреку обумовлено дією двох основних факторів:

- формування великої зони розвантаження з підвищеними розтягуючими напруженнями σ_x до 15 – 20 МПа, що пов'язано з високим опорним тиском на

великих глибинах розробки і неоднорідною текстурою вуглевмісної товщі; це породжує розвиток і злиття зон руйнування (знеміцнення) у підшві безпосередньо під виробкою;

– інтенсифікація горизонтальних переміщень і прогинів породних шарів у порожнину штреку за рахунок виникнення локальних осередків знеміцнення у районі поверхні поділу основної і безпосередньої підшви за межами вертикальних границь виробки.

Особливості полів розподілу компонент НДС (у тестових геомеханічних моделях) становлять інтерес у більш практичному плані з точки зору визначення розмірів зон, де відбувається часткове або повне руйнування породи, що дуже важливо для прогнозування проявів гірського тиску у виїмковому штреку. Методологія пошуку зон порушення суцільності шаруватого вуглевмісного масиву обґрунтована в роботах [58, 68], а її сутність полягає у визначенні координат x та y для плоскої геомеханічної моделі, де виконуються умови відсутності розтягуючих напружень σ_y і σ_x

$$\sigma_y = 0; \sigma_x = 0, \quad (6.1)$$

або критерій руйнування породи

$$\sigma \geq \sigma_{cm}. \quad (6.2)$$

від дії інтенсивності напружень σ ; тут через σ_{cm} позначено межу міцності породи на одновісній стиск.

Згідно з критеріями (6.1) і (6.2) проведено оцінку розмірів вивалоутворення у покрівлі та зон знеміцнених порід у боках і підшві виїмкового штреку.

У покрівлі виробки для варіанта 1 тестової моделі висота зони вивалоутворення становить до 1,4 – 1,5 м. Ширина зони порушених порід, схильних до обвалення, поширюється до 3,6 – 3,8 м. Форма зони вивалоутворення куполоподібна (нагадує склепіння природної рівноваги по професору М.М. Протодьяконову) і розташована симетрично відносно вертикальної осі виробки. Для варіанта 2 тестової моделі всі висновки справедливі крім зменшених розмірів зони вивалоутворення: висота – до 1,0 – 1,1 м; ширина – до 3,2 – 3,4 м. Очевидно, деяке зниження розмірів зони вивалоутворення обумовлено підвищеною потужністю першого породного шару безпосередньої покрівлі.

У породах підшви виробки спостерігаються аналогічні тенденції. Зона порушених порід має куполоподібну форму, практично симетричну відносно вертикальної осі виробки; ширина зони по основі купола відповідає ширині виробки в проходці (5,45 м); глибина зони порушених порід становить до 4,3 м для варіанта 1 і до 3,5 м для варіанта 2 тестових моделей.

У боках виробки залягають вкрай неоднорідні породи: піщаний сланець (безпосередня підшва), піщано-глинистий сланець (безпосередня покрівля), вугільний пласт двошарової текстури з прошарком піщано-глинистого сланцю. Усі перелічені геологічні утворення мають різну величину опору стиску (від 12 МПа вугільного пласта до 65 МПа піщанистого сланцю). Тому ширина

зон порушених порід у боках виробки буде різною для кожного літотипу. Крім того, ширина зони порушених порід з боку падіння пласта на 10 – 20% нижча, ніж з боку підняття; тому оцінка ширини розповсюдження порушень зроблена за максимальними значеннями з боку підняття.

У першому породному шарі безпосередньої покрівлі порушені породи поширюються до 3,4 – 3,7 м за підняттям. У вугільному пласті знеміцнення практично сягає бічних границь моделей (до 12,0 – 12,7 м). У першому породному шарі безпосередньої підосви ширина зони порушених порід невелика (через підвищений опір стиску) і не перевищує 0,6 – 0,8 м. Виявлені великі зони порушених порід і вугільного пласта в боках виробки формують підвищене бічне навантаження на кріплення, що необхідно враховувати при оцінці стійкості виїмкового штреку.

При аналізі епюр повних переміщень шаруватого масиву поблизу пластової виробки встановлено деякі особливості. *По-перше*, не дивлячись на різну текстуру прилеглого вуглевмісного масиву епюри повних переміщень породного контуру виробки за варіантами 1 і 2 дуже схожі один з одним як в якісному, так і в кількісному плані. *По-друге*, у породах покрівлі чітко простежується прогин породних шарів з досягненням максимуму в районі замка склепіння виробки, а вектор повних переміщень практично перпендикулярний площині нашарування. *По-третьє*, в боках виробки вектор повних переміщень змінює напрямок від вертикального до похилого під кутом 30 – 45° до площини нашарування в районі опор стояків рами. *По-четверте*, відбувається інтенсивний стиск вугільного пласта внаслідок його малого модуля пружності та високого опорного тиску. Максимальний стиск вугільного пласта спостерігається на контурі виробки і з віддаленням від нього деформації зменшуються аж до пружних значень. Таким чином, яскраво проявляється ефект віджиму вугілля (ще за зоною впливу очисних робіт), який поширюється за простяганням на ширину до 3,0 – 3,3 м. *По-п'яте*, досить активно розвивається процес здимання порід підосви виробки: вектор повних переміщень змінює напрямок від паралельного площинам нашарування (під опорами стояків) до практично перпендикулярного посередині ширини виробки. У зв'язку з цим на епюрах повних переміщень чітко простежується прогин у порожнину виробки породних шарів основної та безпосередньої підосви.

Викладена загальна оцінка НДС тестових моделей нетріщинуватого шаруватого масиву використовується як порівняльна база для встановлення тенденцій впливу тріщинуватості за різними напрямками мінливості гірничо-геологічної та гірничотехнічної ситуації підтримання виробки.

6.3 Зміна НДС гірського масиві під впливом його тріщинуватості

Після створення бази для порівняльної оцінки впливу тріщинуватості на НДС шаруватого масиву навколо гірничої виробки виконано безпосереднє мо-

делювання систем тріщин (з різними параметрами) у двох прилеглих породних шарах покрівлі пласта K_5^1 , які відокремлені від основної покрівлі вугільним прошарком K_5^2 . Вибір тільки цих двох породних шарів для моделювання тріщинуватості продиктований такими причинами:

- основний фактор – обмеженість доступного обчислювального ресурсу з урахуванням майбутніх варіантів моделювання густої сітки двох систем тріщин у потужних літотипах;
- процес вивалоутворення охоплює виключно породи цих двох прилеглих шарів;
- в обох варіантах текстури шаруватого масиву зазначені літотипи мають сумарну потужність 7,5 м (варіант 1) і 10,1 м (варіант 2), за висотою яких повністю локалізується процес вивалоутворення за відсутності впливу очисних робіт;
- обидва прилеглі породні шари найбільш схильні до послаблюючої дії тріщинуватості і вологонасичення від вугільних пластів K_5^2 і K_5^1 .

Головне завдання даного параграфу простежити вплив тріщинуватості, як такої, на прикладі наявності двох її типів: одна система тріщин паралельна площинам нашарувань; дві системи тріщин (паралельні та перпендикулярні площинам нашарувань). Аналіз НДС тріщинуватого масиву виконаний за основними компонентами напружень (вертикальним σ_y , горизонтальним σ_x та інтенсивності напружень σ) на прикладі варіанта 1 текстури шаруватого масиву; його результати викладено в порівнянні з параметрами НДС тестової моделі нетріщинуватого шаруватого масиву.

6.3.1 Поле розподілу вертикальних напружень у масиві

Наявність тріщинуватості прилеглих породних шарів покрівлі залишає без змін якісну картину розподілу вертикальних напружень σ_y (рис. 6.7): у покрівлі над виробкою утворюється зона розвантаження у формі склепіння, така ж склепінчаста зона розвантаження формується безпосередньо під виробкою, а в її боках діє підвищений вертикальний гірський тиск, який зазвичай називають зоною ПГТ. У кількісному плані відмінності, що обумовлені впливом тріщинуватих шарів у покрівлі виробки, розглянемо більш детально по всіх вищезазначених зонах аномального розподілу вертикальних напружень σ_y .

У покрівлі виїмкового штреку параметри склепінчастої зони розвантаження мають наступні тенденції зміни. За однієї системи тріщин висота склепіння розвантаження збільшується порівнюючи з тестовою моделлю відсутності тріщинуватості, а при двох системах тріщин відбувається подальше розповсюдження склепіння у покрівлю. Так, при практично повному розвантаженні рівня $\sigma_y / \gamma H = 0,01 - 0,10$ висота відповідного склепіння збільшується на 24 – 27%

при одній системі тріщинуватості і на 55 – 60% при двох системах взаємно перпендикулярних тріщин. Висота склепіння розвантаження менш глибокого рівня $\sigma_y / \gamma H = 0,30 - 0,40$ ще більш суттєво залежить від наявності тріщин у покрівлі виробки – вона зростає в 1,8 – 2,0 рази за однієї системи та у 2,9 – 3,2 разів за наявності двох систем тріщинуватості.

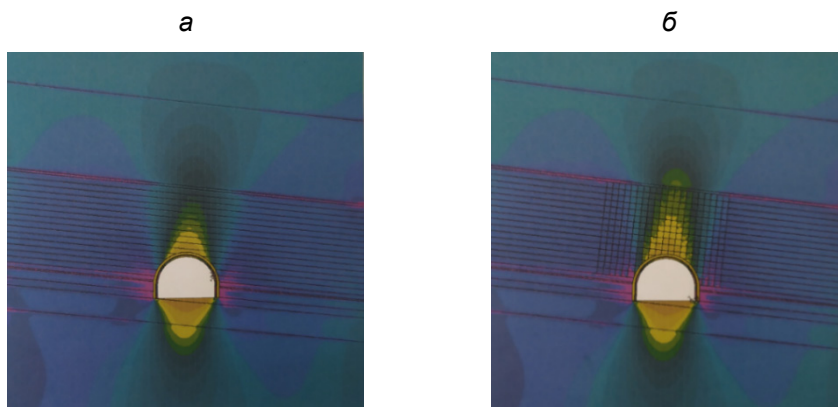


Рис. 6.7. Епюри вертикальних напружень σ_y у шаруватому тріщинуватому масиві навколо виїмкового штреку: а – одна система тріщин, паралельна площині нашарування; б – дві взаємно перпендикулярні системи тріщин

У той же час, ширина склепіння розвантаження залишається майже постійною і вплив тріщинуватості порід покрівлі не прослідковується. Тим не менш, обсяг порід ймовірного вивалоутворення збільшується до 3 разів за наявності двох систем тріщин (досить поширене явище); відповідно до 3 разів очікується ріст вертикального навантаження у покрівлі виробки лише через вплив текстурного чинника тріщинуватості порід покрівлі.

У підшві виїмкового штреку розміри зон різного рівня розвантаження зазвичай перевищують такі у покрівлі незалежно від наявності чи відсутності тріщинуватості літотипів. По відношенню до тестової моделі нетріщинуватого шаруватого масиву спостерігається тенденція деякого скорочення глибини розповсюдження зон розвантаження: рівня $\sigma_y / \gamma H = 0,01 - 0,10$ – на 16 – 23%; рівня $\sigma_y / \gamma H = 0,30 - 0,40$ – на 12 – 15%; причому це скорочення глибини розповсюдження практично не залежить від кількості систем тріщин. Ширина зон розвантаження у підшві стабільна і приблизно відповідає ширині виробки.

У боках виїмкового штреку параметри зон ПГТ також мають певний зв'язок із тріщинуватістю прилеглих порід покрівлі. Наприклад, ширина розповсюдження за підняттям (падінням) концентрацій рівня $\sigma_y / \gamma H = 1,5 - 2,0$ знижується:

– для однієї системи тріщин в 1,9 – 2,3 разів у безпосередній покрівлі, у 2,6 – 3,0 рази у вугільному пласті K_5^1 та у 2,4 – 2,7 разів – у безпосередній підшві;

– при двох взаємно перпендикулярних системах тріщин встановлено зниження у 3,1 – 3,4 разів у безпосередній покрівлі, у 3,5 – 3,9 разів у вугільному пласті K_5^1 та у 3,2 – 3,5 рази у безпосередній підшві.

Таким чином, у досліджених зонах розвантаження і ПГТ спостерігається різноспрямовані тенденції впливу тріщинуватості масиву; але механізм розвитку цього процесу єдиний і полягає в різкому зниженні деформаційних характеристик тріщинуватих літотипів, які провокують ріст деформацій породних шарів при тому самому геостатичному тиску. З такої точки зору пояснюються всі різноспрямовані тенденції впливу тріщинуватості:

– зростаючий прогин породних шарів над виробкою призводить до росту висоти зони розвантаження в покрівлі;

– підвищена деформованість тріщинуватих порід виконує функції демпфера, що згладжує концентрації опорного тиску в боках виробки;

– знижений опорний тиск у боках штреку сприяє зменшенню глибини розповсюдження зони розвантаження у його підшві; при цьому слід врахувати, що породи безпосередньої та основної підшви змодельовані нетріщинуватими.

В цілому, з погляду проявів гірського тиску у виїмковому штреку, вплив тріщинуватості можна оцінити так: у покрівлі збільшується навантаження переважно вертикального напрямку, знижується бічний гірський тиск та обмежується процес здимання підшви. Такі тенденції частково нагадують умови підтримання гірничих виробок в обвалених й ущільнених породах, а тріщинуватість масиву зближує поведінку цих двох форм порушеного масиву. Отже, поперше, можна відзначити цілком закономірне зближення особливостей поведінки тріщинуватого масиву з обрушеними й ущільненими породами, що підтверджує правильність наших висновків та реалістичність результатів досліджень; по-друге, доводить адекватність розроблених принципів і прийомів моделювання тріщинуватості.

6.3.2 Поле розподілу горизонтальних напружень у масиві

Як відомо, горизонтальні напруження σ_x найбільш інформативно відслідковують вигин породних шарів навколо гірничої виробки, а інтенсивність цього процесу безпосередньо впливає на прояви гірського тиску. Вплив тріщинуватості прилеглих літотипів проаналізовано послідовно для породних шарів покрівлі, боків та підшви виїмкового штреку з використанням епюр σ_x при одній і двох системах тріщин (рис. 6.8), а форма оцінки залишається незмінною – зміни параметрів розподілу σ_x по відношенню до тестової моделі нетріщинуватого шаруватого масиву.

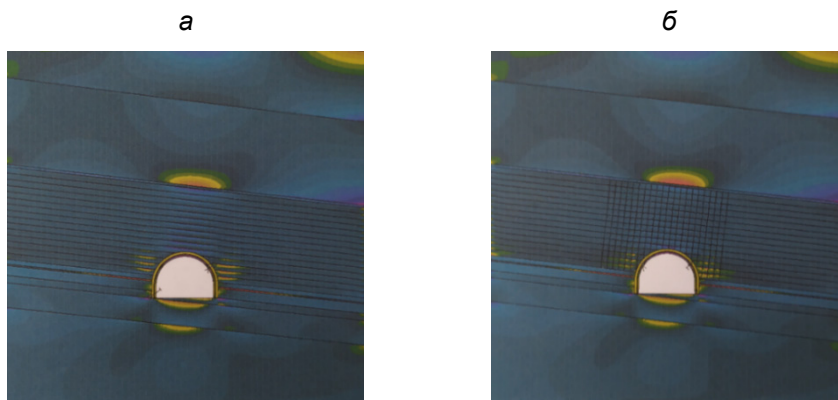


Рис. 6.8. Епюри горизонтальних напружень σ_x у шаруватому тріщинуватому масиві навколо виїмкового штреку: **а** – одна система тріщин, паралельна площині нашарування; **б** – дві взаємно перпендикулярні системи тріщин

У покрівлі виробки основну увагу приділено двом породним шарам безпосередньої покрівлі та першому шару основної покрівлі (вище вугільного прошарку K_5^2), тому що вигин більш віддалених літотипів проявляється відносно слабо. У найближчому породному шарі основної покрівлі спостерігається тенденція посилення його прогину (особливо над склепінням штреку) за наявності тріщинуватості літотипів безпосередньої покрівлі, що цілком закономірно, оскільки знижуються їх деформаційні характеристики і збільшується піддатливість основи, на яку спирається перший породний шар основної покрівлі. У кількісному плані можна навести наступні дані:

- зона повного розвантаження ($\sigma_x = 0$) у нижній частині літотипу відсутня повністю у тестовій моделі нетріщуватого шаруватого масиву, а за однієї системи тріщин вона поширюється за висотою до 0,8 – 0,9 м і за шириною – до 4,2 – 4,5 м; за двох систем тріщин висота зони збільшується на 20 – 23%, а ширина – на 12 – 13%;

- зростає також і величина розтягуючих σ_x : до 2 – 4 МПа – за однієї системи тріщин і до 5 – 8 МПа – за двох систем тріщин;

- зона «середнього» розвантаження рівня $\sigma_y / \lambda \gamma H = 0,35 - 0,50$ має аналогічну тенденцію росту своїх розмірів на 45 – 55% по висоті і на 60 – 70% – по ширині за наявності однієї системи тріщин, а при двох системах – ширина зони залишається практично незмінною з невеликим ростом висоти на 5 – 7%;

- у верхній частині літотипу при його вигині в порожнину виробки концентрації стискових σ_x рівня 2,6 – 3,0 відсутні повністю для умов тріщуватої безпосередньої покрівлі, а за відсутності тріщуватості вони поширюються у зоні висотою до 0,6 м і шириною до 4,0 м;

– невеликі концентрації $\sigma_y / \lambda\gamma H = 1,2 - 1,4$ навпаки збільшують своє розповсюдження за висотою до 65 – 70%, за шириною до 35 – 40% за однієї системи тріщин, а за двох систем ріст склав 2,5 – 2,7 разів і 1,7 – 1,8 разів відповідно.

У тріщинуватих породах безпосередньої покрівлі спостерігаються наступні зміни (порівнюючи з тестовою моделлю нетріщинуватого шаруватого масиву), обумовлені, насамперед, різким зниженням деформаційних параметрів. *По-перше*, у більш потужному другому породному шарі встановлюється досить низькоамплітудна зміна σ_x по всій ширині моделі, за якої не тільки відсутні напруження розтягу, а й виключена сама зона розвантаження:

- за межами ширини виробки за підняттям і падінням пласта розподіл σ_x стабільний і близький до початкового стану недоторканого масиву;
- над виробкою по її ширині та на всю потужність літотипу діють невеликі концентрації стискних σ_x рівня 1,1 – 1,4;
- тут відмінності між однією і двома системами тріщин полягають у знижених амплітудах коливання σ_x у другому випадку, а в першому – все ж таки спостерігаються прогини породних пачок, в результаті яких у їхній верхній частині збільшуються концентрації стиску до $\sigma_y / \lambda\gamma H = 1,6 - 1,9$.

По-друге, описане поле σ_x різко контрастує з таким для тестової моделі нетріщинуватого шаруватого масиву. Тут другий породний шар безпосередньої покрівлі схильний до дії інтенсивного вигину в порожнину виробки, в результаті якого поблизу її контуру розвиваються розтягуючі σ_x до 8 – 12 МПа, а у верхній частині літотипу діє концентрація стискних напружень рівня $\sigma_y / \lambda\gamma H = 3,0 - 3,5$.

У першому менш потужному породному шарі безпосередньої покрівлі тестова модель фіксує його суттєвий вигин поблизу виробки на відстань до 2,6 – 2,8 м; розтягуючі σ_x сягають 4 – 7 МПа, а концентрація стиску в нижній частині літотипу має рівень $\sigma_y / \lambda\gamma H = 2,0 - 2,5$. Урахування тріщинуватості даного породного шару знижує розтяг до 0,5 – 2,0 МПа, а концентрація стискних σ_x практично зникає.

Таким чином, у породах покрівлі виїмкового штреку встановлені дві взаємно протилежні тенденції впливу тріщинуватості: у близькому до порушених літотипів цільному породному шарі основної покрівлі концентрації напружень згину зростають, а в самих тріщинуватих літотипах вони знижуються. Обидві тенденції цілком пояснюються кардинальним падінням деформаційних характеристик породи за наявності її тріщинуватості.

У вугільному пласті і породах підшви виробки діє одна із зазначених тенденцій: за відсутності тріщинуватості концентрації σ_x різних знаків суттєво вище, ніж з урахування тріщинуватості порід безпосередньої покрівлі. Основна причина – зниження інтенсивності опорного тиску в боках виробки за рахунок зростаючої деформованості тріщинуватих порід безпосередньої покрівлі.

В цілому тенденції впливу тріщинуватості на параметри розподілу горизонтальних напружень σ_x знаходяться відповідно до таких для вертикальних напружень σ_y і головним фактором тут є демпфуючі властивості тріщинуватих порід.

6.3.3 Поле розподілу інтенсивності напружень у масиві

За параметрами поля розподілу інтенсивності напружень σ підіб'ємо підсумки тенденцій впливу тріщинуватості на стан масиву навколо пластової виробки (рис. 6.9).

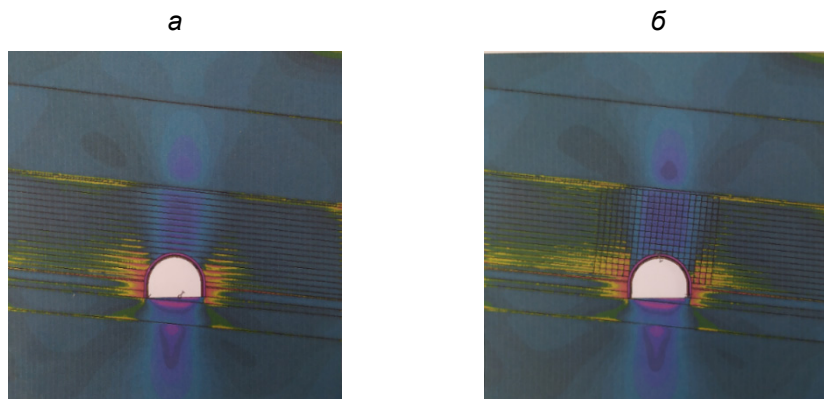


Рис. 6.9. Епюра інтенсивності напружень σ у шаруватому тріщинуватому масиві навколо виїмкового штреку: *a* – одна система тріщин, паралельна площині нашарувань; *б* – дві взаємно перпендикулярні системи тріщин

Почнемо з одного з найбільш віддалених літотипів – вугільного прошарку K_5^2 , що розділяє безпосередню та основну покрівлі. На ділянці його протяжності за підняттям (падінням), розташованій над виробкою, утворена зона «помірного» розвантаження з коефіцієнтом 0,4 – 0,6. Тут тенденція впливу тріщинуватості така, що у тестовій моделі нетріщинуватого масиву зона «помірного» розвантаження не простежується зовсім; за однієї системи тріщин вона займає ширину 2,0 – 2,1 м, а при двох системах тріщин збільшується на 40 – 55%. Також слід зазначити, що більш глибокого ступеня розвантаження, наприклад, повного ($\sigma = 0$) не спостерігається як при цілісному, так і при тріщинуватому масиві. За параметром «помірного» коефіцієнта концентрації σ рівня 1,6 – 1,7 зафіксовано тенденцію зниження протяжності цієї зони за підняттям (падінням) на 45 – 50% при тріщинуватих породах безпосередньої покрівлі; причому практично не простежується відмінностей між моделями з однією та двома системами тріщин. Концентрації σ вищого рівня (коефіцієнт 2,0 – 2,5) з'являються лише у тестовій моделі нетріщинуватого масиву і займають ширину 5,5 – 6,3 м за межами ширини виробки.

Отже, навіть у віддаленому від виробки літотипі є вплив тріщинуватості порід безпосередньої покрівлі у напрямі розширення зони розвантаження та скорочення розмірів зон ПГТ, що пояснюється ефектом різкого зниження деформаційних показників тріщинуватих порід.

У найближчому до виробки породному шарі основної покрівлі вплив тріщинуватості літотипів безпосередньої покрівлі вельми помірний через його суттєву потужність у 7,0 м. Тут слід зазначити:

– розповсюдження концентрацій σ рівня 1,6 – 1,7 на ширину за підняттям (падінням) до 6,8 м, але тільки поблизу контакту з вугільним прошарком K_5^2 на висоту 0,2 – 0,3 м і тільки в тестовій моделі нетріщинуватого масиву;

– поява зони «помірного» розвантаження (з коефіцієнтом 0,4 – 0,6) над виробкою тільки за наявності тріщинуватості породних шарів безпосередньої покрівлі: для однієї системи тріщин висота зони становить 3,8 – 4,0 м, а ширина 3,0 – 3,1 м; для двох систем тріщин ширина зони практично не змінюється, а висота збільшується на 25 – 30%.

Таким чином, у найближчому до виробки породному шарі основної покрівлі тенденції впливу тріщинуватості не змінюються, а їх слабша дія обумовлена великою потужністю аналізованого літотипу, що розглядається.

У другому породному шарі безпосередньої покрівлі коефіцієнт концентрації рівня 2,0 – 2,5 не простежується як при його цілісній, так і тріщинуватій текстурі, а ширина зон дії «помірного» коефіцієнта концентрації рівня 1,6 – 1,7 знижується в 1,6 – 1,9 разів за однієї системи тріщин та у 2,0 – 2,5 разів за двох систем тріщин. Що стосується зони «помірного» розвантаження рівня 0,4 – 0,6, то вона залишається майже постійною, а локальна зона повного розвантаження зафіксована тільки в тестовій моделі нетріщинуватого масиву. В результаті, у даному тріщинуватому літотипі тенденція впливу досліджуваного текстурного фактора дещо змінюється: зона концентрацій σ суттєво скорочується, а розміри зони розвантаження відносно стабільні.

У першому породному шарі безпосередньої покрівлі (прилеглому до вугільного пласта K_5^1) зон розвантаження практично не утворюється в жодній із розглянутих моделей. Зона концентрацій σ має загальну тенденцію до зниження своїх розмірів за падінням (підняттям) за наявності тріщинуватості цього літотипу. Однак градієнт обмеження розмірів зон різний:

– для коефіцієнта концентрації рівня 2,0 – 2,5 за однієї системи тріщин ширина зон зменшується в 1,5 – 1,7 разів, а за двох систем тріщин – у 2,4 – 2,7 разів;

– для коефіцієнта концентрації величиною 1,6 – 1,7 вплив слабшає і зона її дії обмежується на 25 – 30% за однієї системи тріщин і на 40 – 45% за двох систем тріщин.

Нижній вугільний пласт K_5^1 і породні шари його підшови не змодельовані тріщинуватими, але вплив присутності цього текстурного порушення в породах безпосередньої покрівлі все ж таки прослідковується. У вугільному пласті

K_5^1 зони розвантаження σ відсутні в усіх варіантах геомеханічних моделей, але спостерігається стійка тенденція обмеження розмірів за підняттям (падінням) зон концентрацій σ різного рівня за наявності тріщинуватості порід безпосередньої покрівлі:

– для коефіцієнта концентрації 2,0 – 2,5 відбувається скорочення ширини розповсюдження цієї зони в 1,9 – 2,1 разів за однієї системи тріщин та у 2,5 – 2,7 разів за двох системах тріщин;

– для коефіцієнта концентрації 1,6 – 1,7 відповідне зниження ширини його розповсюдження становить 2,0 – 2,3 разів за однієї системи тріщин і 2,6 – 3,0 разів за двох системах тріщин.

Сутність виявленої тенденції було вже пояснено неодноразово – тріщинуваті породи безпосередньої покрівлі виконують функції демпфера (завдяки своєму високому ступеню деформівності), що згладжує концентрації напружень в опорній зоні боків виробки.

Аналогічні в якісному плані тенденції спостерігаються й у першому породному шарі безпосередньої подошви. Тут також відбувається обмеження відстані розповсюдження концентрації σ за наявності тріщинуватих порід безпосередньої покрівлі:

– для коефіцієнта концентрації рівня 2,0 – 2,5 зниження ширини зони відбувається в 1,5 – 1,6 раза за однієї системи тріщин і в 1,7 – 2,0 разів при двох системах тріщин;

– для коефіцієнта концентрації 1,6 – 1,7 також має місце обмеження їх розповсюдження в 1,8 – 2,1 разів за однієї системи тріщин і у 2,2 – 2,4 разів при двох системах тріщин.

Що стосується ширини дії так званої зони «помірного» розвантаження рівня 0,4 – 0,6, то вона практично постійна, не залежить від наявності тріщин у породах безпосередньої покрівлі і приблизно відповідає ширині виробки. У зоні, де породи близькі до стану повного розвантаження ($\sigma \approx 0$), спостерігається деякий ріст її ширини (під виробкою) на 30 – 40% за однієї системи тріщин і на 65 – 75% при двох системах тріщин.

Другий (більш потужний) породний шар безпосередньої подошви повторює певною мірою тенденції впливу тріщинуватості, зазначені вище для першого шару. Так, для коефіцієнта концентрації діапазону 1,6 – 1,7 зниження ширини розповсюдження відбувається в 1,30 – 1,35 разів за однієї системи тріщин і в 1,50 – 1,65 рази при двох системах тріщин; концентрації рівня 2,0 – 2,5 взагалі відсутні у всіх геомеханічних моделях. Тут ми спостерігаємо тенденцію зниження впливу тріщинуватості порід безпосередньої покрівлі на розподіл σ у породних шарах подошви в міру віддалення їх залягання від контуру виробки. Щось подібне відбувається і з зоною розвантаження: як і для першого шару безпосередньої подошви, у його другому літотипі ширина розповсюдження зони «помірного» розвантаження (коефіцієнт 0,4 – 0,6) приблизно відповідає ширині виробки; для розмірів зони майже повного розвантаження настає стабілізація ширини розповсюдження величиною 3,1 – 3,3 м незалежно від наявності чи відсутності тріщинуватості порід безпосередньої покрівлі.

З переходом у потужний шар основної підшви процес згасання впливу тріщинуватості ще більш посилюється: концентрації σ раніше аналізованих величин відсутні; розміри зони «помірного» розвантаження не залежать від наявності тріщинуватості в породах безпосередньої покрівлі, а зона повного розвантаження має локальне розповсюдження (висота – 0,9 м, ширина – 1,0 м) тільки в тестовій моделі нетріщинуватого шаруватого масиву.

Підсумовуючи результати виконаного аналізу, відзначимо дію наступних тенденцій впливу тріщинуватості порід безпосередньої покрівлі на параметри розподілу інтенсивності напружень σ поблизу пластової виробки:

- незалежно від розташування літотипів наявність тріщинуватості в деяких з них «згладжує» концентрації σ будь-якого рівня, що сприяє обмеженню їх розповсюдження;

- цей процес інтенсивніший при текстурних порушень, які включають дві системи тріщин;

- ріст розмірів зон розвантаження σ менш суттєвий і спостерігається тільки в літотипах, розташованих поруч із тріщинуватими породними шарами безпосередньої покрівлі; з віддаленням від них вплив тріщинуватості згасає.

Зазначені тенденції впливу тріщинуватості припускають єдиний механізм їх розвитку – системи тріщин кардинально знижують деформаційні характеристики літотипів, зростає їх здатність до різновекторних переміщень у масиві, що «згладжує» концентрації компонент напружень, що діють поблизу гірничої виробки. Цей процес позитивно впливає на зниження інтенсивності проявів гірського тиску, але падіння міцнісних характеристик тріщинуватих літотипів формує протилежну тенденцію: яка з них матиме вирішальний вплив покаже лише розрахунок НДС геомеханічної моделі в конкретних умовах підтримання гірничої виробки.

6.3.4 Узагальнення тенденцій впливу тріщинуватості на стан масиву

Викладені результати порівняльного аналізу НДС шаруватого масиву за наявності та відсутності тріщинуватості його окремих літотипів доцільно узагальнити шляхом побудови низки гістограм, що наочно відображають основні тенденції зміни параметрів розподілу компонент напружень.

Для поля розподілу вертикальних напружень σ_y визначено три стійкі тенденції впливу тріщинуватості (рис. 6.10): ріст висоти розповсюдження зони розвантаження у покрівлі виробки та обмеження глибини її розвитку в підшві; скорочення ширини розповсюдження зони концентрацій стискових σ_y у боках виїмкового штреку (рис. 6.11). Всі три тенденції мають одну природу виникнення – радикальне зниження деформаційних параметрів тріщинуватих літотипів «нівелює» концентрації напружень, з одного боку, та активізує прогини цілісних породних шарів з іншого.

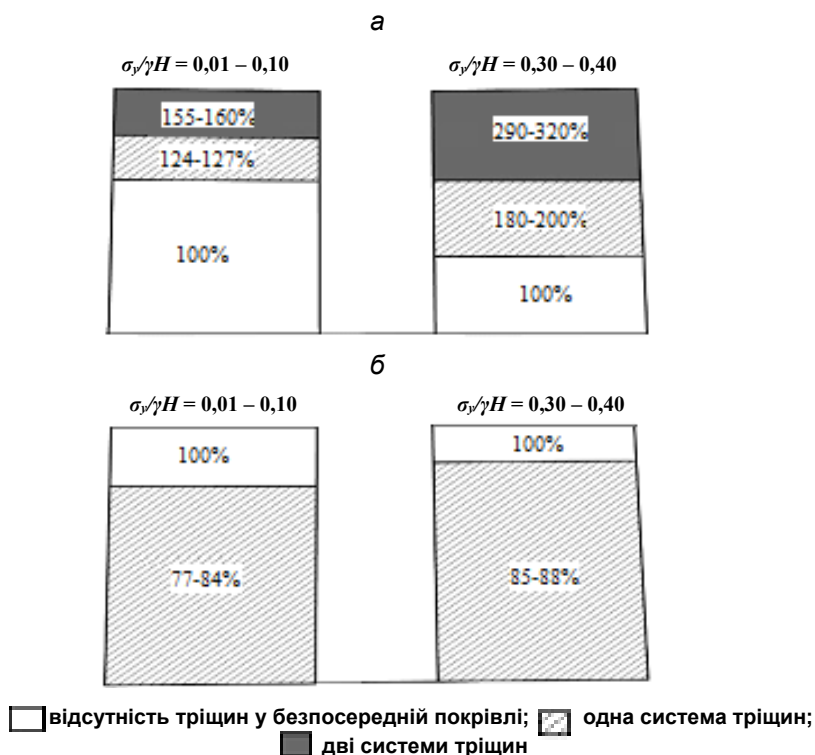


Рис. 6.10. Зміна висоти (глибини) розповсюдження склепіння розвантаження σ_y у покрівлі (а) та підшві (б) виробки

Та ж сутність механізму впливу тріщинуватості проявляється і в тенденціях зміни горизонтальних напружень σ_x (рис. 6.12). Так, дуже показовими є закономірності перетворення поля σ_x в основній покрівлі: висота розповсюдження зон аномалій суттєво збільшується, що свідчить про підвищений прогин навіть досить віддалених породних шарів через різке зниження деформаційних характеристик основи (тріщинуватих літотипів безпосередньої покрівлі), на яку спирається основна покрівля.

Подібні тенденції впливу тріщинуватості спостерігаються і для поля розподілу інтенсивності напружень σ як у покрівлі (рис. 6.13), так і у підшві пластової виробки (рис. 6.14). Тут найбільш важливі закономірності зниження концентрацій σ та зон їх розповсюдження: за цим фактором обмежуються зони знеміцнення приконтурних порід та величина різновекторного гірського тиску на кріплення виробки. Тобто, ще раз підкреслюється деяка аналогія з демпфуючим ефектом легкодеформованого середовища, яке «поглинає» різного роду збу-

рення зовнішніх сил. Цей ефект можна віднести до позитивних щодо підвищення стійкості виробки. Але, з іншого боку, тріщинуваті породи характеризуються різким зниженням своїх міцнісних характеристик, що посилює прояви гірського тиску. У цьому виявляється філософська категорія про «єдність і боротьбу протилежностей» двох тенденцій впливу тріщинуватості масиву, яку необхідно враховувати в геомеханічних дослідженнях і прогнозних оцінках розвитку гірського тиску.

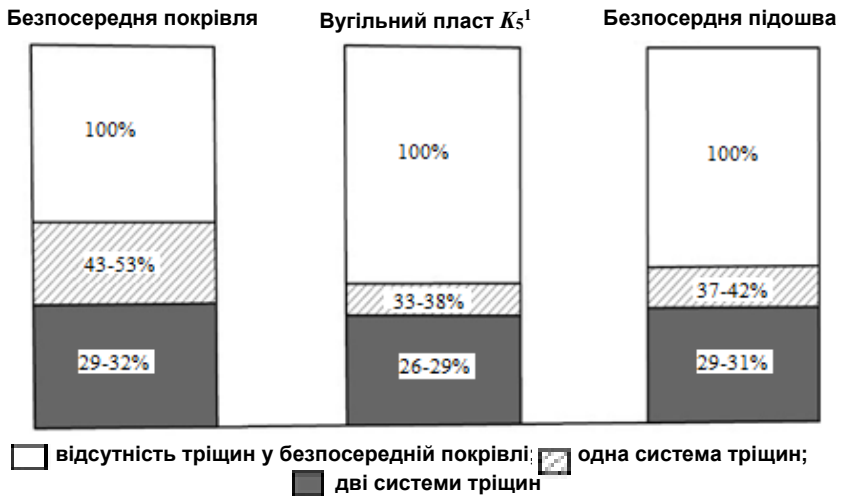


Рис. 6.11. Зміна ширини зони концентрації $\sigma_y/\gamma H = 1,5 - 2,0$ в боках виробки

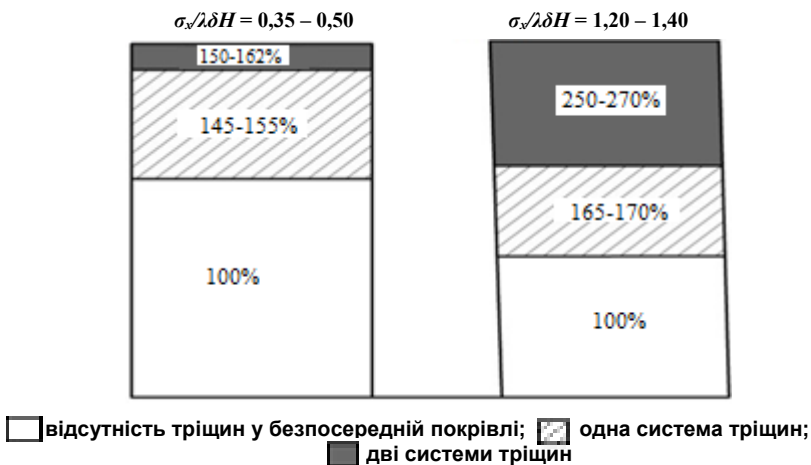


Рис. 6.12. Зміна висоти розповсюдження зони аномалій горизонтальних напружень σ_x в основі покрівлі пласта

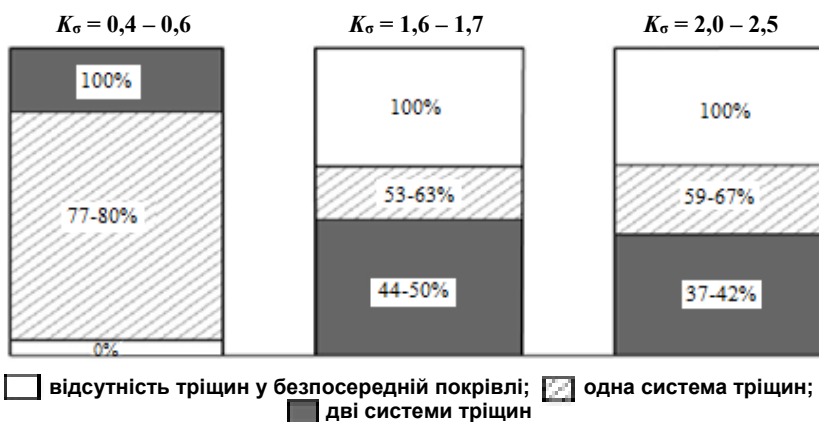


Рис. 6.13. Зміна розмірів зони аномалій розподілу інтенсивності напружень σ у породах покрівлі (K_σ – коефіцієнт концентрації σ)

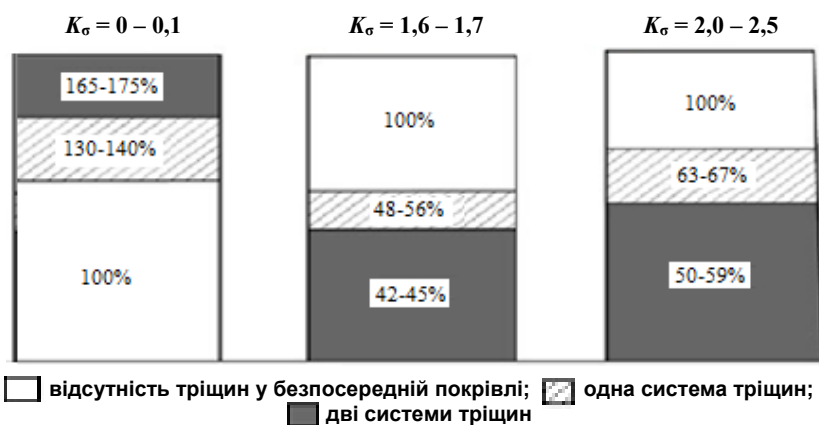


Рис. 6.14. Зміна ширини зони аномалій розподілу інтенсивності напружень σ у породах підшоши (K_σ – коефіцієнт концентрації σ)

6.4 Вплив текстури тріщинуватих порід

Серед численних факторів, що впливають на НДС тріщинуватого вуглевмісного масиву, представляє науковий і практичний інтерес виявлення тенденцій впливу його текстури, особливо літотипів покрівлі, де моделюється даний вид порушення цілісності. Розподіл компонент σ_y , σ_x та інтенсивності напружень σ було вивчено у попередньому параграфі для варіанта 1 текстури масиву за однієї та двох взаємно перпендикулярних систем тріщин у літотипах

покрівлі. У даному параграфі проведено порівняння епюр розподілу компонент НДС для варіанта 2 текстури вуглевмісної товщі, де прилеглі тріщинуваті породні шари покрівлі за своєю потужністю суттєво (на 35%) відрізняються від таких для варіанта 1. Тому пошук тенденцій впливу текстури вуглевмісного масиву будемо здійснювати шляхом виявлення відмінностей в епюрах σ_y , σ_x

і σ для двох раніше описаних текстур; порівняння проводиться окремо для однієї та двох систем тріщин. Для варіанта 2 текстури було також розраховано НДС базової моделі відсутності тріщин, але цю групу епюр не наведено, оскільки тенденції впливу самої тріщинуватості, що встановлені для текстури 1 у попередньому параграфі, дуже схожі і для текстури 2.

6.4.1 Тенденції зміни поля розподілу вертикальних напружень у масиві

Як зазначалося вище, відмінності компоненти σ_y встановлені окремо для двох досліджуваних варіантів тріщинуватості порід прилеглої покрівлі (рис. 6.15). За однієї системи тріщин, паралельних площині нашарування літотипів, виявлено наступні зміни епюр вертикальних напружень σ_y , обумовлені іншою текстурою вуглевмісної товщі. Відразу ж зазначимо, що у якісному плані не спостерігається принципових змін характеру розподілу σ_y : у покрівлі та підшві пластової виробки утворюються зони розвантаження, з її боків – зони ПГТ.

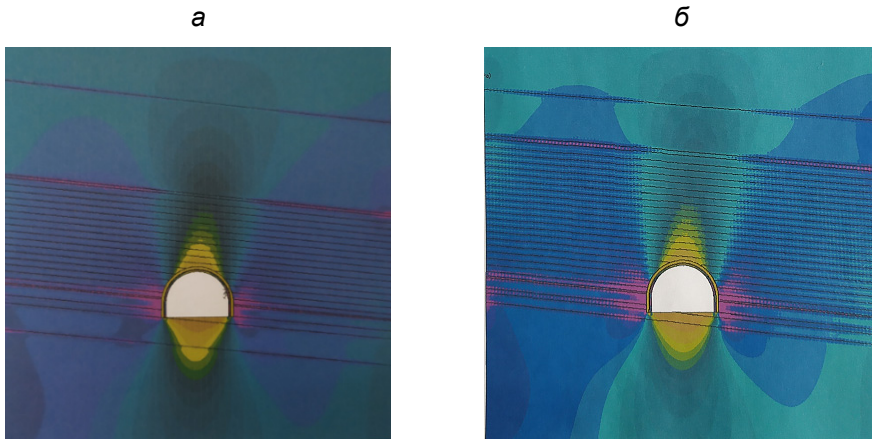


Рис. 6.15. Розподіл вертикальних напружень σ_y навколо виробки за однієї системи тріщин у прилеглої покрівлі, паралельній площині нашарування: варіант 1 (а) і варіант 2 (б) текстури масиву

Кількісну оцінку почнемо із зони розвантаження у покрівлі виробки. Зони повного розвантаження ($\sigma_y = 0$) займають у приконтурних породах покрівлі невеликий об'єм (за висотою – до 0,25 – 0,30 м; за шириною – до 1,1 – 1,4 м) та в текстурі варіанту 2 розміри даної зони виявилися більшими всього на 7 – 12% порівнюючи з текстурою варіанту 1. Розвантаження рівня $\sigma_y / \gamma H = 0,01 – 0,10$ збільшується за висотою до 0,7 – 0,9 м, а за шириною розповсюдження – до 2,3 – 3,0 м зі збереженням тенденцій росту на 9 – 16% у варіанті 2 вуглевмісної товщі. З віддаленням у покрівлю виробки ступінь розвантаження σ_y знижується, наближаючись до вихідного геостатичного стану $\sigma_y / \gamma H = 1,0$ недоторканого масиву, а відмінності в областях розповсюдження цих зон практично зникають при порівнянні двох варіантів текстур масиву. Наприклад, при рівні розвантаження $\sigma_y / \gamma H = 0,10 – 0,19$ відмінність розмірів зони становить 3,5 – 7,0%; при $\sigma_y / \gamma H = 0,28 – 0,37$ зафіксовано різницю до 1,5%, а при $\sigma_y / \gamma H = 0,64 – 0,73$ відмінності майже повністю зникають.

Узагальнюючи наведені результати, можна стверджувати про незначний вплив текстури масиву на розповсюдження зон розвантаження вертикальних напружень σ_y у тріщинуватих породах покрівлі виробки з однією системою тріщин, паралельної площині нашарування.

За двох систем взаємно перпендикулярних тріщин спостерігаються наступні тенденції впливу текстури вуглевмісного масиву на розподіл вертикальних напружень σ_y (рис. 6.16). У зонах різного ступеня розвантаження текстура масиву має незначний вплив: від 7 – 13% при «глибокому» ступені розвантаження $\sigma_y / \gamma H = 0 – 0,37$ до практично повної рівності розмірів при $\sigma_y / \gamma H = 0,64 – 0,73$. Тобто, за двох систем тріщин встановлено аналогічні результати незначного впливу текстури масиву, але тут зниження (хоч і невелике) розмірів зон розвантаження відбувається для варіанта 2 текстури і ця головна відмінність у дії двох систем тріщин.

Таким чином, підсумовуючи результати аналізу тенденцій впливу текстури вуглевмісного масиву на розміри зони розвантаження вертикальних напружень σ_y у покрівлі виробки, необхідно дати пояснення такого незначного зв'язку досліджуваних параметрів. Так, у варіанті 2 текстури сумарна потужність змодельованих тріщинуватих порід покрівлі склала 10,1 м, а у варіанті 1 – всього 7,5 м, тобто майже на 35% менше, а різниця в розмірах зон розвантаження не перевищувала 16% при середньому діапазоні коливань 4 – 7%, причому як у позитивну, так і негативну сторону впливу. Крім того, повинна впливати різна текстура масиву за межами змодельованих тріщинуватих порід покрівлі. Пояснення такої суперечності (на перший погляд) бачиться у радикальному зниженні деформаційних характеристик тріщинуватих порід: його цілком достатньо для

компенсації відмінностей текстури, що становлять десятки відсотків (за потужністю), оскільки згідно з дослідженнями [29 – 32] тріщинуватий літотип може відрізнятися на два – три порядки за своїми деформаційними здібностями.

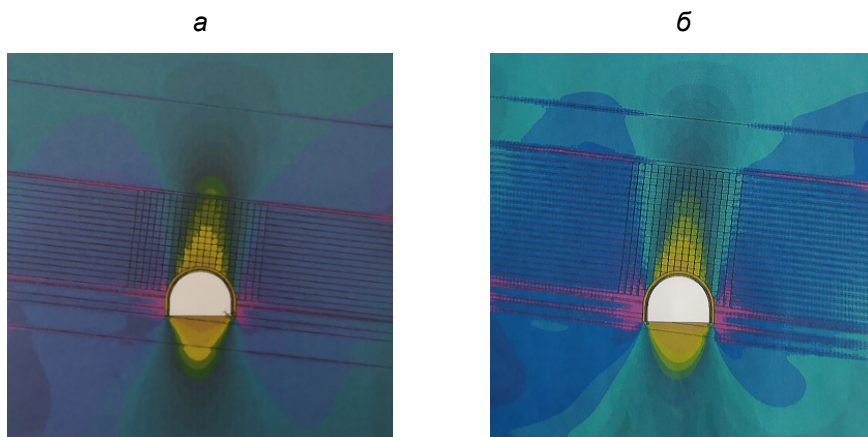


Рис. 6.16. Розподіл вертикальних напружень σ_y навколо виробки за двох систем взаємно перпендикулярних тріщин у прилеглий покрівлі: варіант 1 (а) і варіант 2 (б) текстури масиву

Розміри зон розвантаження різного рівня у підшві виробки мають як схожі, так і відмінні риси з такими у покрівлі щодо вивчення тенденцій впливу текстури вуглевмісної товщі. Частково подібні риси полягають у відносно невеликому впливі текстури на розміри зон розвантаження. Як за однієї, так і двох системах тріщин, максимальні відмінності не перевищують 15 – 16% для всіх рівнів розвантаження. Відмінності для зон розвантаження у підшві: по-перше, має місце практично стабільне зниження розмірів варіанта 2 текстури масиву; по-друге, з'являються досить вагомні зони (глибиною до 1,2 – 1,5 м), де діють розтягуючі σ_y до 2,5 МПа.

Причина зниження розмірів зон розвантаження у варіанті 2 текстури масиву полягає, на наш погляд, не в підвищеній потужності тріщинуватих порід покрівлі, а в близькому розташуванні до виробки вельми потужного і жорсткого породного шару основної підшви. Його висока жорсткість не допускає значних деформацій порід підшви – цей літотип служить як би жорсткою основою для всіх верхніх породних шарів; він активно протидіє вертикальному гірському тиску, що сприяє обмеженню розмірів зон розвантаження у підшві (під виробкою) та росту розмірів зон ПГТ в її боках. Останнє твердження піддано більш детальному аналізу та встановлено наступне.

Для однієї системи тріщин, паралельних площині нашарування, ширина розповсюдження зон концентрацій вертикальних напружень рівня $\sigma_y / \gamma H =$

1,5 – 2,0 в боках виробки більше для варіанта 2 текстури масиву. Через залягання в боках виробки різних за механічними властивостями літотипів коливання відмінностей (від текстури 1) мають досить широкий діапазон: від 4 – 6% до 30 – 42%. При двох системах взаємно перпендикулярних тріщин у варіанті 2 текстури ширина розповсюдження концентрацій $\sigma_y / \gamma H = 1,5 – 2,0$ стабільно більша, але діапазон коливань цього перевищення досить вузький і становить 42 – 49%.

Загалом слід зазначити дві тенденції впливу текстури: розміри зон розвантаження у підшві виробки стабільно менші (до 15 – 16%) для варіанта 2; ширина розповсюдження зон ПГТ в боках виробки стабільно більша (до 42 – 49%) для варіанта 2 текстури вуглевмісної товщі.

Пояснення цим тенденціям вже було наведено вище з основним висновком про вплив нетріщинуватих порід покрівлі, а прилеглого потужного породного шару основної підшви, що своєю реакцією провокує обмеження зон розвантаження різних рівнів у підшві виробки та розширення зон ПГТ в її боках.

6.4.2 Тенденції впливу текстури порід у масиві на розподіл горизонтальних напружень навколо виробки

Для наочного вивчення відмінностей в епюрах розподілу горизонтальних напружень у варіанті 2 текстури масиву порівнюючи з варіантом 1 наведено поля σ_x при відображенні однієї системи тріщин, паралельних площині шарування (рис. 6.17); тут ще раз акцентуємо увагу на основній задачі параграфу – пошук відмінностей параметрів розподілу σ_x , обумовлених різною текстурою вуглевмісного масиву.

Аналіз полів σ_x виконаний по основних зонах вміщуючих виробку порід – покрівля, боки і підшва. У нетріщинуватих літотипах основної покрівлі вплив текстури масиву проявляється неоднозначно. З одного боку, у варіанті 2 текстури у найбільш віддаленому породному шарі зафіксовано зниження σ_x аж до нуля в нижній частині літотипу, що вказує на суттєві деформації вигину у напрямку порожнини виробки. У той же час, у варіанті 1 текстури прогин найбільш віддаленого шару помітно менший – тут у його нижній частині діють стискні $\sigma_x = 6 – 8$ МПа, тобто замість стану повного розвантаження ($\sigma_x = 0$) спостерігається часткове розвантаження рівня $\sigma_x / \lambda \gamma H = 0,43 – 0,58$. Тут через λ позначений коефіцієнт бічного розпору, рівний відповідно до класичних положень механіки гірських порід [47, 50]

$$\lambda = \frac{\mu}{1 - \mu}, \quad (6.3)$$

де μ – коефіцієнт поперечної деформації гірської породи.

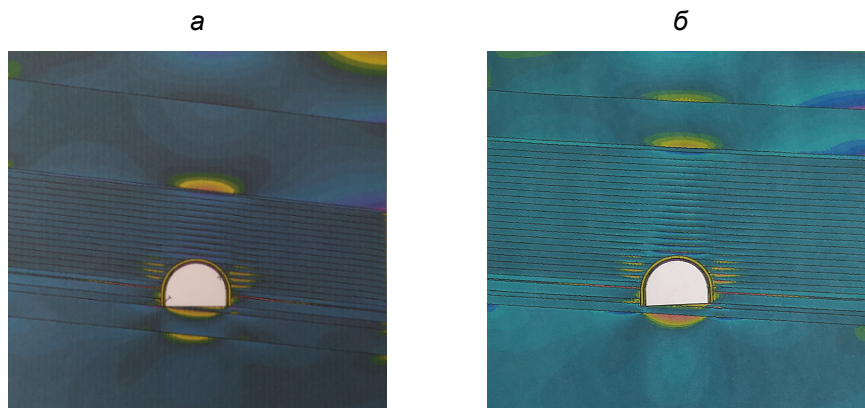


Рис. 6.17. Розподіл горизонтальних напружень σ_x навколо виробки за однієї системи тріщин у прилеглий покрівлі, паралельній площині нашарування: варіант 1 (а) і варіант 2 (б) текстури масиву

З іншого боку, в цілісному літотипі основної покрівлі його прогин у варіанті 1 більший, ніж у варіанті 2 текстури масиву; дане твердження обґрунтоване величиною розтягуючих σ_x у нижній частині шару: у варіанті 1 – 3,5 – 5,5 МПа, у варіанті 2 текстури масиву – 0,5 – 2,0 МПа.

Механізм виникнення такої неоднозначності полягає, на нашу думку, у наступному. З одного боку, у варіанті 2 текстури масиву цілісні шари основної покрівлі опираються на тріщинуваті (і тому піддатливі) шари прилеглої покрівлі, сумарна потужність яких на 35% більше, ніж у варіанті 1 текстури. Підвищена потужність піддатливих шарів передбачає збільшення прогинів верхнього цілісного шару основної покрівлі. З іншого боку, у варіанті текстури 1 наближений цілісний шар має більш суттєву потужність, ніж у варіанті 2 текстури. Отже, зростає жорсткість даного літотипу і він зазнає підвищеного навантаження відповідно до існуючих уявлень про деформування неоднорідного гірського масиву [36, 39, 46]. Більш високі жорсткість шару і навантаження на нього призводять до посилення концентрацій σ_x обох знаків.

У тріщинуватих породах прилеглої покрівлі розподіл σ_x у якісному плані дуже схожий один з одним для текстур 1 і 2; кожна породна пачка (утворена двома паралельними тріщинами) відчуває незалежний прогин, а по всій потужності тріщинуватих порід спостерігається оригінальна геометрична фігура з найбільш суттєвих прогинів:

- у верхній частині потужності тріщинуватих порід ширина прогинів породних пачок становить 3,5 – 3,8 м з невеликим перевищенням у 4,5% для варіанта 2 текстури масиву;

- у серединній частині потужності тріщинуватих порід ширина активного прогину породних пачок звужується до 1,6 – 2,2 м з перевищенням до 25% вже для варіанта 1 текстури масиву;

– безпосередньо над виробкою ширина суттєвого прогину породних пачок знову збільшується до 4,0 – 4,9 м з перевищенням до 16% для варіанта 1 текстури масиву.

У частині величини концентрацій стискних σ_x вона вище на 8 – 14% у варіанті 2 текстури; тут породні пачки зазнають більш вагомого прогину такого рівня, що в їхній нижній частині утворюються локальні зони повного розвантаження ($\sigma_x = 0$), а у верхній частині концентрації стискних $\sigma_x / \lambda \gamma H = 1,7 – 2,0$.

Загалом слід відзначити частково неоднозначний вплив текстури вуглевмісного масиву за менш значних відхилень у діапазоні 4,5 – 25%.

Верхня частина бокових порід також формує тріщинуватий літотип безпосередньої покрівлі; тут спостерігається активний прогин у бік підшови виробки породних пачок на ширину 2,0 – 2,6 м з переважним розповсюдженням до 23% у варіанті 2 текстури масиву. У верхній частині породних пачок з'являються розтягуючі $\sigma_x = 1 – 4$ МПа, які провокують додаткове тріщиноутворення в приконтурних бокових породах.

У межах потужності вугільного пласта діють локальні зони повного розвантаження σ_x (шириною 0,2 – 0,5 м у його нижній пачці), які майже у 2 рази більші для варіанта 2 текстури масиву. Прошарок з піщано-глинистого сланцю у вугільному пласті схильний до розтягу ($\sigma_x = 3 – 5$ МПа) на ширину до 4,6 – 4,9 м з мінімальним перевищенням 3,4% для варіанта 2 текстури.

У підшві виробки тенденції впливу текстури вуглевмісної товщі також оцінюються неоднозначно. З одного боку, в безпосередній підшві вугільного пласта її деформації вигину в порожнину виробки більш активні у варіанті 1 текстури: по всій ширині виробки і глибини до 0,8 м утворюється не тільки зона повного розвантаження, але і з'являються розтягуючі $\sigma_x = 0,5 – 3,0$ МПа. У варіанті 2 текстури цей розподіл σ_x спостерігається по глибині до 0,4 м із практично повною відсутністю розтягу. З іншого боку, у варіанті 2 текстури в потужному шарі основної підшови утворюється по ширині виробки зона повного розвантаження глибиною до 0,8 м всередині якої розтягуючі σ_x сягають 7 – 10 МПа. У варіанті 1 текстури в основній підшві також сформована зона повного розвантаження, але значно менших розмірів: за шириною – до 2,9 м, за глибиною – до 0,35 м; крім того, у цій зоні розтягуючі σ_x практично відсутні.

Таким чином, вплив текстури вуглевмісного масиву (за однієї системи тріщинуватості) не можна оцінити однозначно в рамках якої-небудь єдиної тенденції. Вочевидь, тут є присутнім і вплив змінного складання нетріщинуватих літотипів, але загальний діапазон зміни параметрів розподілу σ_x не перевищує 23 – 25%.

За двох систем взаємно перпендикулярних тріщин прилеглих порід покрівлі виявлено наступні тенденції впливу текстури вуглевмісного масиву (рис. 6.18).

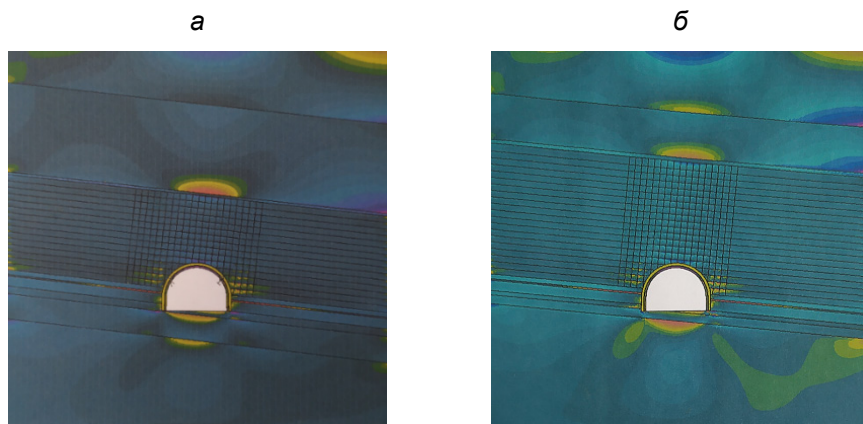


Рис. 6.18. Розподіл горизонтальних напружень σ_x навколо виробки за двох систем взаємно перпендикулярних тріщин у прилеглої покрівлі: варіант 1 (а) і варіант 2 (б) текстури масиву

У нетріщинуватому найбільш віддаленому літотипі основної покрівлі зона повного розвантаження ($\sigma_x = 0$) утворюється лише у варіанті 2 текстури масиву. Однак у найближчому цілісному літотипі зона повного розвантаження до 14% ширша у варіанті 1 текстури і тут з'являються розтягуючі $\sigma_x = 5 - 7$ МПа, які відсутні у варіанті 2 текстури масиву. За потужністю тріщинуватих порід прилеглої покрівлі помітних відмінностей не встановлено.

У верхній частині тріщинуватих боків виробки ширина розповсюдження зони повного розвантаження на 18% менше у варіанті 2 порівнюючи з варіантом 1 текстури масиву.

У верхній та нижній пачках вугільного пласта суттєвих відмінностей не виявлено, а у прошарку піщано-глинистого сланцю ширина розповсюдження розтягуючих $\sigma_x = 0,5 - 5,0$ МПа у варіанті 2 текстури на 16% більша у порівнянні з варіантом 1.

У породах підшви вугільного пласта спостерігаються відмінності, виявлені в ситуації розповсюдження лише однієї системи тріщин у прилеглих літотипах покрівлі:

- у безпосередній підшві розміри зони розвантаження більші у варіанті 1 текстури при одночасному розвитку невеликого розтягу $\sigma_x = 1 - 4$ МПа;

- у найближчому породному шарі основної підшви розміри зони повного розвантаження та величина діючих розтягуючих σ_x вищі у варіанті 2 текстури вуглевмісного масиву.

В цілому за результатами аналізу впливу текстури на поле розподілу горизонтальних напружень σ_x не встановлено однозначних тенденцій: у межах максимальних відхилень 16 – 25% різна текстура масиву може змінювати па-

параметри розподілу σ_x як у позитивну, так і негативну сторони; Разом із впливом потужності тріщинуватих літотипів відіграє певну роль складання інших нетріщинуватих порід навколо гірничої виробки.

6.4.3 Аналіз тенденцій впливу текстури порід у масиві на параметри розподілу інтенсивності напружень

На заключному етапі аналізу впливу текстури вуглевмісного масиву вивчено ступінь мінливості інтенсивності напружень σ як основного показника оцінки стійкості порід, оточуючих пластову виробку.

За однієї системи тріщин (рис. 6.19), паралельних площині нашарування літотипів, дослідження епюр σ дозволило зробити низку висновків щодо тенденцій впливу текстури масиву. У найближчому цілісному породному шарі основної покрівлі зона розвантаження σ рівня $K_\sigma = 0,62 - 0,74$ (тут K_σ – коефіцієнт концентрації інтенсивності напружень σ порівнюючи з початковим станом недоторканого масиву) скоротила свої розміри по ширині до 16% і за висотою до 38% у варіанті 2 порівнюючи з варіантом 1 текстури масиву; інших більш-менш суттєвих відмінностей у цьому літотипі не встановлено.

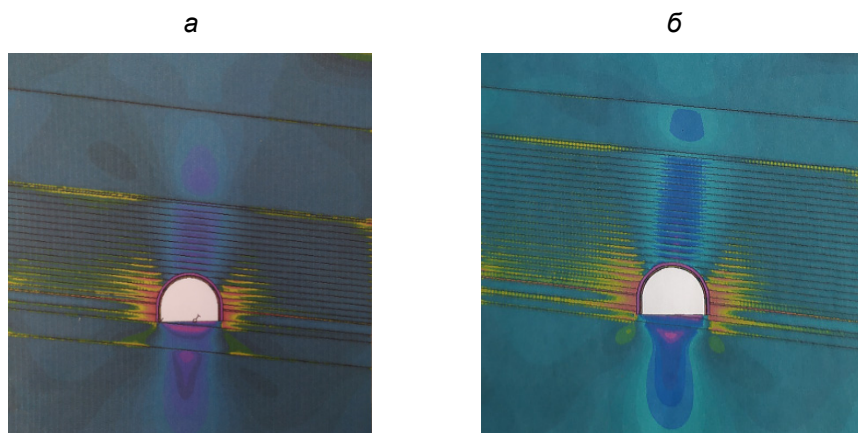


Рис. 6.19. Розподіл інтенсивності напружень σ навколо виробки за однієї системи тріщин у прилеглий покрівлі, паралельній площині нашарування: варіант 1 (а) і варіант 2 (б) текстури масиву

У прилеглих тріщинуватих шарах покрівлі також спостерігаються деякі відмінності (варіантів 1 і 2 текстур) параметрів розподілу σ . Так, ширина зони розвантаження рівня $K_\sigma = 0,62 - 0,74$ більша у варіанті 2 всього на 2,9%, але розповсюдження більш «глибокого» ступеня розвантаження $K_\sigma = 0,37 - 0,49$

скорочується до 26%. Цілком очевидно, що підвищена сумарна потужність тріщинуватих порід прилеглої покрівлі передбачає у варіанті 2 текстури і збільшення висоти зони розвантаження на величину перевищення потужностей (35%) порушених літотипів.

Таким чином, за відносно помірного впливу текстури на розміри зон розвантаження у покрівлі виробки простежується загальна тенденція їх розповсюдження на величину сумарної потужності тріщинуватих літотипів прилеглих порід покрівлі. Породи в зоні розвантаження перебувають у стійкому стані за фактором дії інтенсивності напружень σ , але існує ймовірність втрати їх стійкості при дії послаблюючих факторів обводненості та реології: тоді значний об'єм тріщинуватих порід своєю вагою створює високе вертикальне навантаження на кріплення виробки. Більш конкретно дану гірничотехнічну ситуацію ми розглянемо в параграфі, присвяченому тенденціям впливу міцнісних характеристик надвугільної товщі.

У боках виробки утворюються зони підвищеного гірського тиску, які зафіксовані на епюрах σ . У верхній частині бокових порід, представлених тріщинуватими літотипами безпосередньої покрівлі, виявлено такі відмінності в параметрах розподілу σ : у варіанті 2 текстури ширина розповсюдження концентрацій $K_\sigma = 1,9 - 2,1$ знижується до 11%, а концентрацій рівня $K_\sigma = 2,5 - 3,0$ – до 13%. Це можна пояснити підвищеними демпфуючими властивостями більш потужної покрівлі тріщинуватих порід, які більш активно «згладжують» різні концентрації напружень.

В межах потужності вугільного пласта вплив текстури масиву характеризується наступними тенденціями:

- у верхній пачці пласта знеміцнююча концентрація $K_\sigma = 2,5 - 3,0$ збільшується по ширині розповсюдження до 39% у варіанті 2 текстури;
- у нижній пачці вугільного пласта ця відмінність зростає до 48%;
- прошарок піщано-глинистого сланцю характеризується стабільністю розповсюдження концентрацій $K_\sigma = 2,5 - 3,0$: відхилення не перевищують 1,4%.

Наведені результати можна пояснити дією фундаментального закону збереження потенційної енергії деформування порід у боках виробки: зменшені розміри зони концентрації інтенсивності напружень σ у верхній частині бокових порід (тріщинувата безпосередня покрівля) компенсуються збільшенням розмірів зон у вугільному пласті, що становить нижню частину бокових порід.

У підшві виробки вплив текстури вуглевмісної товщі здебільшого обумовлено зміною потужностей нетріщинуватих порід. Так, менш потужна безпосередня підшва разом з вельми значною потужністю основної підшви у варіанті 2 текстури сприяє наступним змінам епюри розподілу інтенсивності напружень:

- радикально скорочуються розміри зони розвантаження рівня $K_\sigma \leq 0,15$: за глибиною розповсюдження у 5,5 рази, по ширині – до 2,1 раза;
- зростає ступінь концентрації σ у бічних зонах безпосередньої підшви

до значень $K_\sigma = 2,3 - 2,6$, у той час, як у варіанті 1 текстури масиву діє концентрація рівня $K_\sigma = 1,7 - 1,9$;

– розширюється до 32% зона дії зазначених напружень σ .

За наявності двох взаємно перпендикулярних систем тріщин у прилеглих породних шарах покрівлі тенденції впливу текстури масиву здебільшого зберігаються (рис. 6.20).

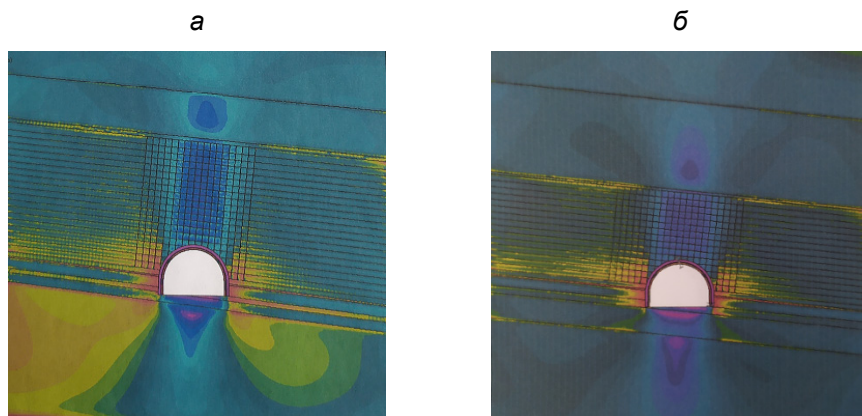


Рис. 6.20. Розподіл інтенсивності напружень σ навколо виробки за двох систем взаємно перпендикулярних тріщин у прилеглий покрівлі: варіант 1 (а) і варіант 2 (б) текстури масиву

Розміри зон розвантаження рівня $K_\sigma = 0,62 - 0,74$ у найближчому цілісному літописі основної покрівлі при практично постійній ширині скорочуються до 44% за своєю висотою у варіанті 2 текстури масиву. У той же час, у варіанті 1 текстури утворюються зони більш «глибокого» розвантаження рівня $K_\sigma = 0,37 - 0,49$.

У тріщинуватих породах покрівлі висота зон розвантаження відповідає їх сумарній потужності, а ширина частково відрізняється для варіантів 1 і 2 текстури масиву: наприклад, для ступеня розвантаження $K_\sigma = 0,49 - 0,62$ значення практично однакові, а для зони більш «глибокого» розвантаження $K_\sigma = 0,37 - 0,49$ її ширина у варіанті 2 на 51% перевищує таку у варіанті 1 текстури масиву.

У боках виробки в їх верхній частині, представленій тріщинуватою безпосередньою покрівлею, ширина зон підвищеного гірського тиску має таку тенденцію зв'язку з текстурою масиву: для $K_\sigma = 1,9 - 2,1$ ширина зони ПГТ скорочується до 10%, а при $K_\sigma = 2,5 - 3,0$ збільшується до 23%. В межах потужності вугільного пласта (не беручи до уваги прошарок піщано-глинистого сланцю) вплив текстури масиву також неоднозначний навіть у межах невеликих змін σ : для

концентрації $K_\sigma = 1,9 - 2,1$ ширина зони збільшується до 10% у варіанті 2 текстури, а для концентрації $K_\sigma = 2,5 - 3,0$ вона знижується до 7%.

У породах підосви виробки вугільного пласта тенденції впливу текстури масиву на поле σ визначають переважно співвідношення потужностей нетріщинуватих літотипів саме підосви. Загальна закономірність відмінностей епюри σ у варіанті 2 текстури масиву – це скорочення розмірів зон розвантаження під виробкою і збільшення концентрацій σ за межами ширини виробки. Так, спостерігається різке зменшення розмірів зон розвантаження у варіанті 2 порівнюючи з варіантом текстури 1 масиву. При ступені розвантаження $K_\sigma = 0,49 - 0,62$ ширина зони знижується лише на 3,5%, але її глибина скорочується у 2,41 раза. Зона практично повного розвантаження ($K_\sigma \leq 0,15$) знизилася в 1,72 раза як за її шириною, так і за глибиною розповсюдження. Щодо зон концентрацій σ ($K_\sigma > 1$), то у варіанті 1 вони характеризуються вельми локальним розповсюдженням у районі кутів виробки і площини нашарування безпосередньої і основної підосви. У той же час, у варіанті 2 концентрація σ збільшилася до $K_\sigma = 2,0 - 2,5$ із шириною розповсюдження до 3,5 – 3,8 м за підняттям пласта; концентрація рівня $K_\sigma = 1,5 - 1,8$ займає за падінням-підняттям більшу частину ширини моделі в 30 м. Тут, безумовно, накладається вплив граничних умов у прилеглих крайніх зонах, але в межах 13 – 15 м ширини моделі відмінності епюр σ мають значну величину.

Підсумовуючи результати пошуку відмінностей поля розподілу інтенсивності напружень σ у порівнюваних двох текстурах вуглевмісної товщі слід підтвердити висловлену раніше думку про неоднозначність впливу параметрів складання масиву: зміни σ відбуваються як у бік росту конкретного параметра розподілу, так і у бік його зниження, а самі відмінності у відносному вираженні змінюються від вельми незначних до кількох сотень відсотків. Така неоднозначність тенденцій обумовлена накладенням впливу текстури тріщинуватих літотипів на текстуру іншого цілісного масиву.

6.5 Вплив механічних характеристик літотипів масиву на його стан

6.5.1 Загальні положення

Вивчення тенденцій змін НДС вуглевмісного масиву за наявності тріщинуватих літотипів у прилеглих породних шарах покрівлі виробки об'єктивно вимагає оцінки ступеня впливу механічних властивостей навколишніх порід. Тому була проведена серія обчислювальних експериментів, де літотипи змодельовані з урахуванням цілком обґрунтованого стану вологонасичення з

боку обводнених вугільних пластів та прошарків, а також пісковиків, що залягають в основній покрівлі та підшві вугільних пластів. Як відомо, вологонасичення сприяє різкому зниженню міцнісних та деформаційних характеристик усіх без винятку літотипів і такий параметр як опір породи стиску σ_{cm} не є винятком. Найбільш об'єктивно величину σ_{cm} вводити до розрахунку НДС за даними лабораторних випробувань саме у стані вологонасичення; якщо таких даних немає, то у першому наближенні можна використовувати рекомендації нормативних документів [35], за якими втрата міцності аргілітів і алевролітів становить до 2 раз, а пісковиків і вугілля на 20 – 30%. Тут також слід врахувати реологічний фактор, який більш значуще проявляється в умовах вологонасичення і становить 10 – 30% зниження σ_{cm} , особливо для глинистих сланців. За наведеними рекомендаціями проведено зниження такої міцнісної характеристики як межа міцності породи на одновісний стиск σ_{cm} ; його знижені значення закладено до розрахунку та проведено серію обчислювальних експериментів, за результатами яких виконано порівняльний аналіз полів розподілу компонент σ_y , σ_x , σ для двох випадків: вуглевмісний масив у стані природної вологості та вологонасиченому стані.

Для порівняльного аналізу НДС використано варіант 2 текстури за двох систем взаємно перпендикулярних тріщин. На базі експертної оцінки вологонасичення враховано у всіх літотипах:

- другий нетріщинуватий породний шар основної покрівлі, представлений обводненим пісковиком;
- перший нетріщинуватий шар основної покрівлі, представлений піщано-глинистим сланцем відчуває вологонасичення по всій своїй потужності внаслідок рясного надходження шахтних вод від потужного пісковика (більше 8 м) і нижче обводненого вугільного пласта-супутника;
- тріщинуваті прилегли породи покрівлі вологонасичуються від верхнього вугільного пласта-супутника, а активне проникнення шахтних вод обумовлено наявністю двох систем тріщин;
- вугільний пласт у боках виробки знаходиться в обводненому стані;
- безпосередня підшва вугільного пласта завдяки своїй невеликій потужності повністю знаходиться у вологонасиченому стані;
- вельми потужний пісковик основної підшви відноситься до групи обводнених порід.

Таким чином, всі літотипи геомеханічної моделі в тій чи іншій мірі обводнені та знижують свої механічні характеристики, що дозволяє прогнозувати суттєві зміни НДС прилеглої виробки масиву та припустити інтенсифікацію проявів гірського тиску.

6.5.2 Тенденції зміни поля розподілу вертикальних напружень

Порівняльний аналіз епюр вертикальних напружень σ_y та відмінностей параметрів їх розподілу, обумовлених різними міцнісними і деформаційними характеристиками вуглевмісної товщі, проведено послідовно у всіх прилеглих до виробки зонах: покрівля, боки та підшва (рис. 6.21).

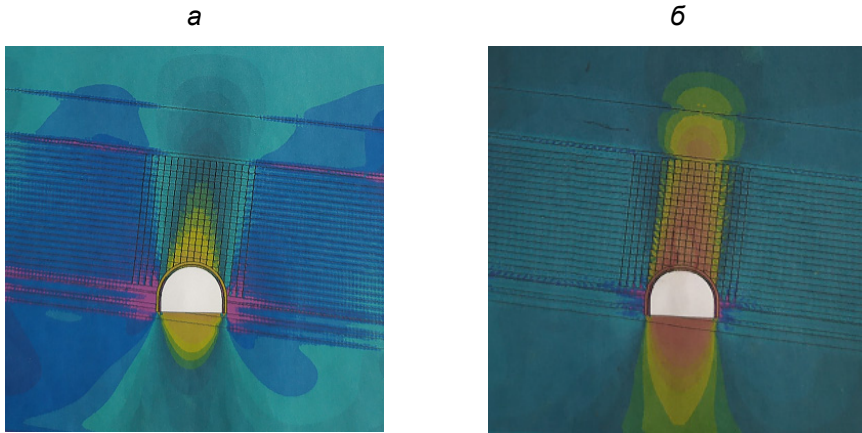


Рис. 6.21. Розподіл вертикальних напружень σ_y навколо виробки з двома системами взаємно перпендикулярних тріщин у прилеглий покрівлі за стану природної вологості (а) та вологоносиченому (б) стані літотипів

У породах покрівлі виробки найбільш яскраво проявляється вплив механічних показників літотипів у зоні розвантаження, яка за висотою свого розповсюдження виходить за межі потужності тріщинуватих порід і охоплює другий породний шар основної покрівлі. За ступенем розвантаження вертикальних напружень σ_y , відзначимо кілька зон. Зона повного розвантаження ($\sigma_y = 0$) при знижених механічних властивостях масиву поширюється в покрівлю на відстань у 10,4 раза більше і має більш ніж у 2,2 раза ширшу зону, порівнюючи зі станом масиву природної вологості. При рівні розвантаження $\sigma_y / \gamma H = 0,10 - 0,19$ ріст висоти зони склепінчастої форми склав до 3,12 раза; ступінь розвантаження $\sigma_y / \gamma H = 0,28 - 0,37$ поширюється у покрівлю до 2,29 раза вище при вологоносиченому масиві. Таке радикальне підвищення висоти склепіння зон розвантаження сприяє інтенсивному росту об'ємів нестійких порід, або порід, що знаходяться на межі стійкого стану, і при впливі будь-яких негативних факторів цей обсяг порід покрівлі здатний створити критичне навантаження на кріплення виробки. Такий висновок обґрунтований розмірами склепіння порід можливого обвалення в діапазоні 8 – 14 м; вага порід усередині склепіння більш ніж у 2 рази перевищує несучу здатність традиційних конструкцій рамних кріплень.

Таким чином, встановлений дуже тісний і однозначний зв'язок між розмірами зон розвантаження у покрівлі та механічними характеристиками літотипів вуглевмісної товщі.

У боках виробки спостерігаються наступні тенденції впливу механічних характеристик прилеглих порід. У верхній частині боків, представлених тріщинуватими породами безпосередньої покрівлі, відмінності в параметрах зон підвищеного гірського тиску наступні. По-перше, завдяки демпфуючим властивостям тріщинуватих порід покрівлі в боках виробки концентрації вертикального гірського тиску не такі вже й великі і не перевищують, як правило, значень $\sigma_y / \gamma H = 1,5 - 1,6$. По-друге, слабші породи за умов вологонасичення характеризуються значно зменшеними розмірами зон ПГТ:

– для концентрацій $\sigma_y / \gamma H = 1,2 - 1,3$ зменшення висоти розповсюдження становить до 2,65 раза, а ширини – до 2,2 раза;

– для концентрацій рівня $\sigma_y / \gamma H = 1,5 - 1,6$ скорочення висоти розповсюдження становило 2,03 раза, ширини зони – 2,4 раза.

За потужністю вугільного пласта скорочення ширини розповсюдження зон ПГТ у вологонасиченому масиві має такі значення: для концентрації рівня $\sigma_y / \gamma H = 1,2 - 1,3$ – до 2,9 раза; при $\sigma_y / \gamma H = 1,5 - 1,6$ зниження зафіксовано до 5,2 раза.

У породах підшви виробки відзначено суттєвий розвиток глибини зон розвантаження різного рівня при вологонасиченому масиві: глибина зони повного розвантаження ($\sigma_y = 0$) зростає у 3,7 раза; при $\sigma_y / \gamma H = 0,10 - 0,19$ збільшення не перевищило 1,54 раза, а за $\sigma_y / \gamma H = 0,28 - 0,37$ ріст склав до 1,93 раза. Такий суттєвий розвиток глибини зон розвантаження передбачає активізацію процесів здимання порід підшви, що в сукупності з підвищенням навантаження у покрівлі потребує розробки заходу щодо забезпечення сталого стану виробки.

Узагальнюючи отримані результати за фактором тенденцій зміни параметрів розподілу вертикальних напружень σ_y слід акцентувати увагу на вельми сильний вплив механічних характеристик літотипів масиву в стабільному напрямі збільшення розмірів зон розвантаження (покрівля і підшва) та скорочення розмірів зон ПГТ (боки виробки). Механізм розвитку даних тенденцій цілком очевидний – при зниженні механічних характеристик літотипів масиву ростуть деформації породних пачок (які складають тріщинуваті породи покрівлі) і частина з них втрачає стійкість; при цьому знижується підпір з боку нижніх пачок порід, що посилює зміщення в порожнину виробки всього об'єму тріщинуватих літотипів і більш активно його розвантажує. У породах підшви ріст деформацій нетріщинуватих літотипів (у вологонасиченому стані) у напрямку порожнини виробки завжди розширює розміри зон розвантаження. У боках виробки підвищена деформованість літотипів однозначно «згладжує» концентрації σ_y і обмежує таким чином зони розповсюдження їх максимальних значень.

6.5.3 Перетворення поля розподілу горизонтальних напружень

Розподіл горизонтальних напружень σ_x , найбільш інформативно відображаючих прогини породних шарів поблизу виробки, також схильний до впливу їх механічних властивостей, що наочно проілюстровано на епюрах σ_x шляхом порівняння параметрів в умовах природної вологості та вологонасичених літотипів (рис. 6.22). Пошук суттєвих відмінностей зроблений за більш важливими (з точки зору проявів гірського тиску у виробці) зонами масиву: покрівля, боки та підшва навколо пластової виробки.

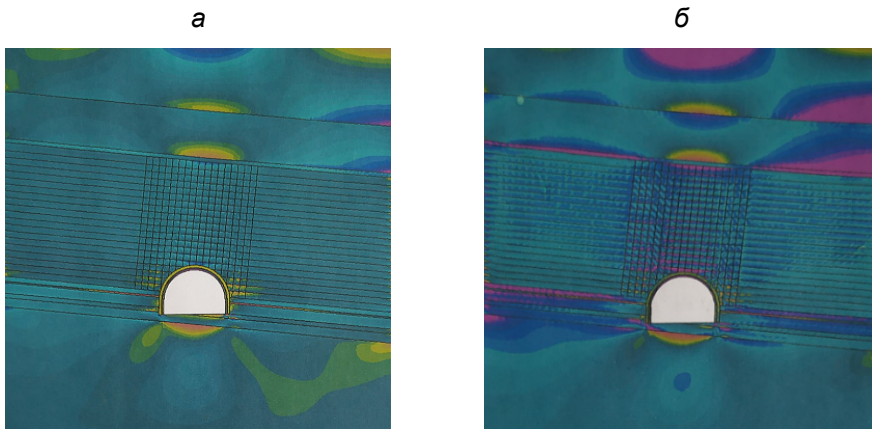


Рис. 6.22. Розподіл горизонтальних напружень σ_x навколо виробки з двома системами взаємно перпендикулярних тріщин у прилеглої покрівлі за стану літотипів природної вологості (а) та вологонасиченому стані (б)

У покрівлі виробки зафіксовано низку змін поля розподілу горизонтальних напружень, обумовлених впливом механічних характеристик літотипів вуглевмісної товщі. Так, в нетріщинуватих породних шарах основної покрівлі спостерігається підвищене напруження σ_x їх вигину в порожнину виробки при вологонасиченні літотипів масиву, що цілком прогнозовано і пояснюється ростом піддатливості нижніх тріщинуватих порід покрівлі, які є основою (опорою) при деформуванні літотипів. У її першому шарі в нижній частині чітко простежується зона розтягуючих σ_x , максимуми яких на 18 – 27% вище в порівнянні з ситуацією залягання літотипів стану природної вологості. При цьому слід враховувати зниження деформаційних характеристик порід при вологонасиченні, а якби цього не відбувалося, то різниця між максимумами розтягуючих σ_x була б значно більшою. У верхній частині потужності першого породного

шару основної покрівлі (нетріщинуватого) сформована зона концентрацій стискових σ_x рівня $\sigma_y / \lambda\gamma H = 1,6 - 1,9$ при його вологонасиченні, а у стані природної вологості літотип такої зони практично не простежується. За межами ширини виробки деформації вигину породного шару змінюють знак, але інтенсивність цього процесу значно вища при вологонасиченні вуглевмісної товщі.

У другому шарі нетріщинуватих порід основної покрівлі спостерігається ті ж закономірності в плані відмінностей параметрів розподілу σ_x з урахуванням деякого зниження рівня дії згинальних напружень через їх більшу віддаленість від контуру виробки. Таким чином, у нетріщинуватих породах основної покрівлі в ситуації їх вологонасичення зафіксована стабільна тенденція збільшення прогинів шарів і концентрації σ_x обох знаків, що обумовлено підвищенням піддатливості нижніх тріщинуватих породних шарів покрівлі.

У самих тріщинуватих породах покрівлі також виявлено деякі відмінності при зниженні міцнісних і деформаційних характеристик літотипів вуглевмісної товщі, що вивчається. Так, в умовах залягання літотипів у стані природної вологості в тріщинуватих породах покрівлі зафіксовано досить рівномірне поле σ_x , що відрізняється від початкового стану недоторканого масиву в межах до 10 – 15%; виняток становлять лише локальні зони на межах потужності тріщинуватих порід. При знижених механічних характеристиках вологонасиченого масиву спостерігається деякий ріст концентрацій стискових σ_x як у зоні над виробкою ($\sigma_y / \lambda\gamma H = 1,9 - 2,1$), так і з її боків ($\sigma_y / \lambda\gamma H = 1,2 - 1,5$); безпосередньо поблизу контуру виробки утворюється локальна зона висотою до 0,3 м, де $\sigma_y / \lambda\gamma H = 2,2 - 2,3$. Причина таких відмінностей полягає у підвищеній деформованості вологонасичених тріщинуватих порід: породні пачки отримують підвищену свободу лінійного та кутового переміщення відносно один одного, при яких виникають контактні напруження (на поверхнях окремих пачок) підвищеної величини. Це чітко простежується на епюрі σ_x , коли в межах однієї породної пачки відбувається різкий перепад величини стискових σ_x .

У боках виробки виявлено наступні відмінності у розподілі горизонтальних напружень σ_x . У верхній частині бокових порід (тріщинувата безпосередня покрівля) утворюється зона знижених $\sigma_y / \lambda\gamma H = 0 - 0,15$, яка відображає прагнення до переміщення породних пачок у порожнину виробки. Вологонасичення літотипів масиву сприяє розширенню цієї зони на 60 – 80% з появою осередків дії розтягуючих $\sigma_y / \lambda\gamma H = 1,0 - 2,5$. За потужністю вугільного пласта суттєвих відмінностей у розподілі σ_x не виявлено для порівнюваних ситуацій різного ступеня вологонасичення літотипів.

У породах підшви особливо важливих змін поля σ_x не виявлено.

Узагальнюючи отримані результати порівняльного аналізу слід зазначити,

що завдяки підвищеній деформованості вологонасичених літотипів вуглевмісної товщі відбувається низка перетворень поля розподілу горизонтальних напружень σ_x , які не носять радикального характеру (як, наприклад, епюра σ_y) і цілком зрозумілі: збільшений прогин нетріщинуватих порід основної покрівлі; у тріщинуватих породах покрівлі збільшуються локальні концентрації стискних σ_x завдяки підвищенню ступеня свободи лінійного і кутового переміщення породних пачок; розширюється на 60 – 80% зона розвантаження тріщинуватої безпосередньої покрівлі з ймовірністю переміщення породних пачок у бічному напрямку в порожнину виробки. В інших прилеглих до виробки об'ємах порід суттєвих відмінностей не виявлено.

6.5.4 Тенденції впливу механічних властивостей літотипів масиву на поле інтенсивності напружень

Інтенсивність напружень σ як інтегральний показник напруженості масиву, також схильна до впливу механічних характеристик літотипів, що його складають. Загальна тенденція така, що знижені міцнісні та деформаційні властивості вологонасичених літотипів сприяють більш рівномірному розподілу σ зі зменшенням їх концентрацій. Доказ цього твердження здійснено послідовно в породах покрівлі, боків та підшви виробки (рис. 6.23).

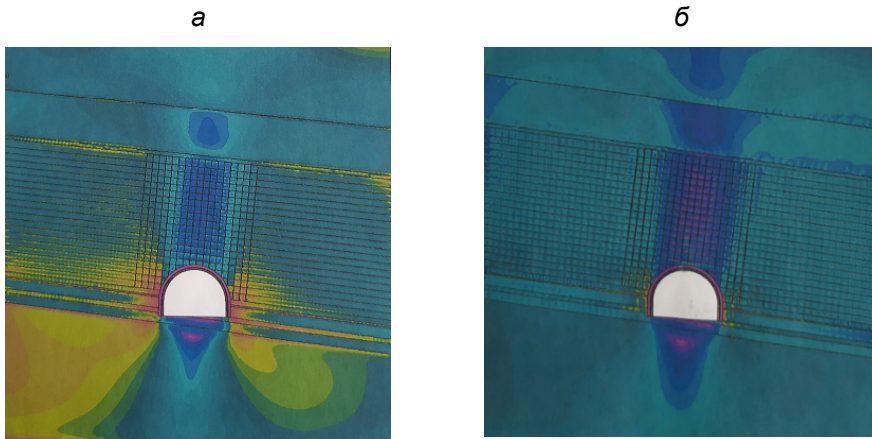


Рис. 6.23. Розподіл інтенсивності напружень σ навколо виробки з двома системами взаємно перпендикулярних тріщин у прилеглий покрівлі за стану літотипів природної вологості (а) та вологоносиченому стані (б)

У найбільш віддалених від виробки породах основної покрівлі, представленої нетріщинуватими літотипами, значні відмінності від параметрів вихідного

стану недоторканого масиву спостерігаються лише над виробкою у вигляді зони розвантаження; в бічних частинах основної покрівлі встановлюється досить рівномірний розподіл σ з відхиленнями від початкового стану не більше 10 – 15%. Це означає, що висока деформованість нижніх тріщинуватих порід сама по собі компенсує збурення НДС, обумовлені розміщенням виробки, незалежно від ступеня вологонасиченості літотипів вуглевмісної товщі.

Тому основні відмінності параметрів розподілу σ зафіксовані лише у зоні розвантаження:

- у другому породному шарі основної покрівлі, який найбільш віддалений від виробки, падіння σ у зоні розвантаження простежується слабо (за стану природної вологості) і становить близько 11 – 20%;

- у той самий час, за умов вологонасичення зниження σ сягає 36 – 58%, а коефіцієнт розвантаження $K_\sigma = 0,42 - 0,64$.

У першому нетріщинуватому породному шарі основної покрівлі зона розвантаження простежується вже чіткіше в умовах деформування літотипів природної вологості і становить величину $K_\sigma = 0,51 - 0,64$. Ті ж тенденції збільшення прогину породних шарів (з наближенням до контуру виробки) сприяють росту ступеня розвантаження у вологонасиченому масиві рівня $K_\sigma = 0,32 - 0,42$. Ширина зон розвантаження також збільшується при вологонасиченні у 2,40 – 2,87 разів у порівнянні з ситуацією стану природної вологості порід вуглевмісної товщі.

Встановлені факти формують тенденцію збільшення прогинів нетріщинуватих порід основної покрівлі при вологонасиченні, що цілком очікувано і пояснюється підвищенням ступеня деформованості всіх літотипів покрівлі й, у першу чергу, її тріщинуватих шарів.

Для прилеглих тріщинуватих літотипів покрівлі основна тенденція залишається незмінною, але до неї додаються супутні зміни поля σ . Так, над виробкою по всій потужності тріщинуватих порід сформована зона розвантаження σ , ступінь якої у вологонасичених породах набагато глибше: $K_\sigma = 0,49 - 0,74$ для літотипів природної вологості та $K_\sigma = 0,10 - 0,60$ при їх вологонасиченому стані. Такий сильний ступінь розвантаження підтверджує раніше зроблений висновок про високу ймовірність втрати стійкості порід здебільшого потужності тріщинуватих літотипів і створення їх вагою вертикального навантаження, що перевищує несучу здатність традиційних конструкцій рамних кріплень. Отже, як і можна було припускати, вологонасичення тріщинуватих літотипів покрівлі створює загрозу для стійкості виробки.

У бічних зонах тріщинуватих літотипів покрівлі, розташованих за межами ширини виробки, параметри розподілу σ також мають суттєві відмінності. При природновологому стані породних шарів величина σ вагомо перевищує її значення для недоторканого масиву на коефіцієнт концентрації $K_\sigma =$

1,7 – 2,0. Така інтенсивність напружень здатна активізувати подальший процес знеміцнення тріщинуватих порід в обширних зонах по боках покрівлі, що передбачає розвиток високого косо направленного навантаження на кріплення виробки. В умовах вологонасичення тріщинуватих порід покрівлі в їх боках (стосовно виробки) зони концентрації σ різко падають до рівня $K_\sigma = 1,0 - 1,15$, тобто, розподіл σ наближається до початкового стану недоторканого масиву і не становить небезпеки щодо формування суттєвого косо направленного навантаження.

На перший погляд, зроблений висновок парадоксальний – послаблення міцнісних характеристик вологонасичених літотипів сприяє зниженню косо направленного навантаження на кріплення виробки. Але, якщо проаналізувати, то тенденція зниження показника σ може бути цілком компенсована протилежною тенденцією зменшення опору породи стиску σ_{cm} , зі значенням якого порівнюється величина діючих σ і, наприклад, для алевролітів і аргілітів друга тенденція «пересилить» першу, що активізує прояв гірського тиску у виробці.

Сам механізм впливу вологонасичення на процес «згладжування» концентрацій напружень давно відомий і визначається підвищеною здатністю таких порід до різновекторних деформацій.

У прилеглих породах боків виробки також встановлено суттєвий вплив вологонасичення на параметри розподілу інтенсивності напружень σ . У верхній частині боків, де залягають тріщинуваті породи безпосередньої покрівлі, сформована досить велика зона (шириною до 5,5 – 6,0 м) концентрацій $K_\sigma = 1,8 - 2,7$, здатних ще більше розміцнити тріщинуватий літотип природновологого стану і сформувати суттєве бічне навантаження на кріплення виробки. По потужності вугільного пласта також діють зазначені концентрації σ на ширину до 4,5 – 5,0 м, які перевищують опір вугілля стиску та визначають розвиток горизонтальних переміщень і навантажень у нижній частині боків виробки. Таким чином, прогнозується дія різновекторного навантаження на кріплення виробки, для підтримання якої в безпечному стані необхідно приділити пильну увагу вибору кріпильної конструкції.

В умовах вологонасичення літотипів масиву параметри розподілу σ суттєво змінюються. У бічних тріщинуватих породах безпосередньої покрівлі діють велими локальні концентрації $K_\sigma = 1,4 - 1,6$, обумовлені переважно контактними напруженням при лінійному і кутовому переміщеннях породних пачок. Величина σ зменшується (завдяки «згладжуванню» концентрацій), але при вологонасиченні змінюється також опір породи стиску σ_{cm} ; тому ступінь знеміцнення необхідно оцінювати у кожному конкретному випадку. Однак слід зазначити загальне скорочення розмірів зон навіть знижених концентрацій σ : наприклад, при $K_\sigma = 1,4 - 1,6$ ширина розповсюдження становить лише 1,8 – 2,3 м. У межах потужності вугільного пласта спостерігається аналогічна ситуація зниження як концентрації σ , так і скорочення зон їх розповсюдження.

У породах підшви виробки значних відмінностей у параметрах зони розвантаження виявлено мало. У тому числі можна лише відзначити деяке збільшення глибини розповсюдження зон з $K_{\sigma} < 1$. Наприклад, для $K_{\sigma} = 0,53 - 0,64$ ріст глибини розповсюдження в умовах вологонасичення літотипів склав 44%; для $K_{\sigma} = 0,21 - 0,32$ глибина збільшилася на 58%, а розміри локальної зони практично повного розвантаження ($K_{\sigma} \approx 0$) залишилися незмінними. Дана тенденція обумовлена тим самим механізмом збільшення різновекторної деформованості вологонасичених літотипів: збільшується свобода переміщень порід підшви виробки з одночасним зниженням напружень у бічних зонах, де діє підвищений гірський тиск.

Загалом тенденції впливу вологонасичення літотипів вуглевмісної товщі на параметри розподілу інтенсивності напружень σ дуже відчутні і слід їх враховувати при розробці заходів щодо безаварійного підтримання пластової гірничої виробки.

6.5.5 Узагальнення тенденцій впливу механічних характеристик літотипів вуглевмісного масиву

Досить обширна й різнопланова інформація про вплив міцнісних і деформаційних характеристик на НДС вуглевмісної товщі з тріщинуватими прилеглими породами покрівлі вимагає деякої систематизації для більш повного уявлення про поведінку такого досить поширеного типу гірського масиву за різної гірничо-геологічної ситуації експлуатації виробок (рис. 6.24). Тому далі розглянуті тенденції впливу у більш загальному вигляді, як результат досліджень НДС масиву за компонентами вертикальних σ_y , горизонтальних σ_x напружень та інтегрального показника інтенсивності напружень σ .

Більшість параметрів поля розподілу вертикальних напружень σ_y схильні до значного впливу механічних характеристик літотипів масиву. Серія гістограм для різного ступеня розвантаження порід у покрівлі виробки відзначає не тільки стабільну тенденцію радикального збільшення висоти розповсюдження зон розвантаження при зниженні механічних характеристик літотипів (їх повсюдне вологонасичення), але й чітку закономірність зниження градієнта цього впливу в міру наближення до початкового стану ($\sigma_y / \gamma H \rightarrow 1$). Наприклад, при повному розвантаженні ($\sigma_y = 0$) висота цієї зони для порід природної вологості становить лише 9,6% від такої для вологонасичених літотипів; при рівні розвантаження $\sigma_y / \gamma H = 0,10 - 0,19$ це співвідношення збільшується до 32% і при $\sigma_y / \gamma H = 0,28 - 0,37$ спостерігається подальший ріст відношення до 44%. У

перспективі зниження ступеня розвантаження, коли σ_y наближається до величини γH , можна прогнозувати скорочення відмінностей цього параметра за різного рівня вологонасичення масиву.

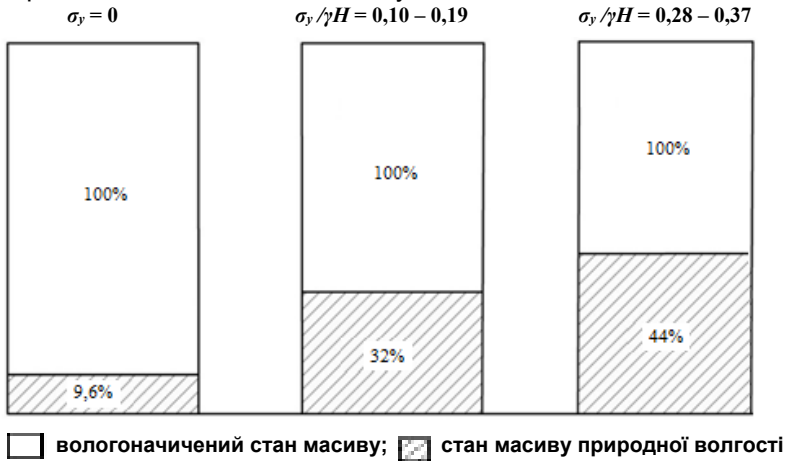


Рис. 6.24. Зміна висоти зон розвантаження у покрівлі виробки

Певна аналогія простежується й у підшві виробки (рис. 6.25), що стосується глибини розповсюдження зон розвантаження, але у кількісному плані є відмінності. Так, при повному розвантаженні глибина цієї зони для порід природної вологості становить уже 27% від значення при вологонасичених літотипах. При $\sigma_y / \gamma H = 0,10 - 0,19$ відмінності скорочуються більш ніж у 2 рази і ця глибина розвантаження за умов природної вологості літотипів становить 65% від такої при вологонасиченому породному масиві. Невеликі зміни від зазначених зафіксовані при рівні розвантаження $\sigma_y / \gamma H = 0,28 - 0,37$; тут глибина зони при стані породних шарів природної вологості становить 52% від глибини зони розвантаження в умовах вологонасичення літотипів масиву.

Таким чином, є цілком закономірним, що більш слабкий масив (вологонасичений) характеризується ростом розповсюдження зон розвантаження у покрівлю й підшву пласта за рахунок підвищеної деформованості масиву та росту його зміщень у напрямку до порожнини виробки.

На завершення оцінки тенденцій зміни розподілу вертикальних напружень побудовано графіки, що наочно відображають основний спектр відмінностей поля σ_y , обумовлених зниженням міцнісних і деформаційних характеристик вологонасиченого масиву. Тут відхилення Δ виражені у відсотках для вологонасиченого масиву по відношенню до порід у стані природної вологості, а аргументом є безрозмірний коефіцієнт концентрації $K_y = \sigma_y / \gamma H$.

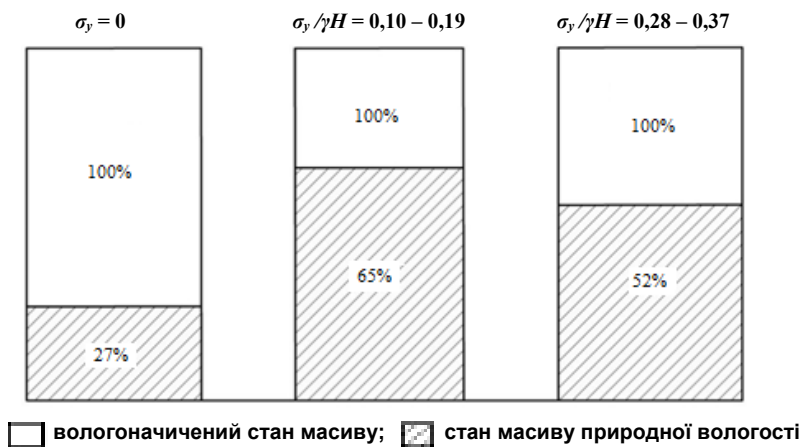


Рис. 6.25. Зміна глибини зон розвантаження у підшві виробки

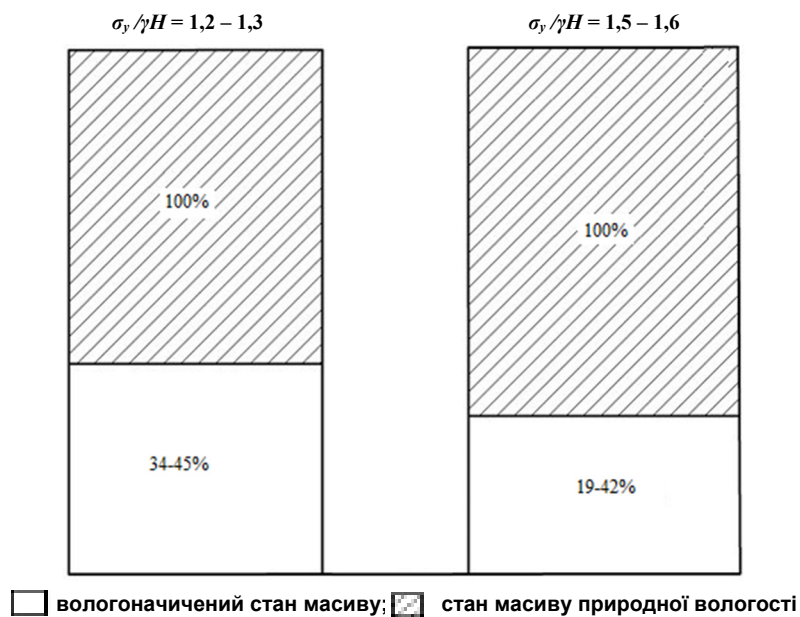


Рис. 6.26. Зміна ширини зон підвищеного гірського тиску в боках виробки

Протилежна тенденція зниження ширини розповсюдження в боках виробки (рис. 6.26) ПГТ обумовлена тим же механізмом прояву демпфуючого ефекту в масиві, що легко деформується: концентрації σ_y «згладжуються» і скорочується їх протяжність дії. Наприклад, концентрація рівня $\sigma_y / \gamma H = 1,2 - 1,3$ поширюється у бокові породи в діапазоні 34 – 35% від величини для стану масиву природної вологості. Розповсюдження концентрацій рівня $\sigma_y / \gamma H = 1,5 - 1,6$ у вологонасиченому вуглевмісному масиві, скорочується до 19 – 42% по відношенню до порід у стані природної вологості.

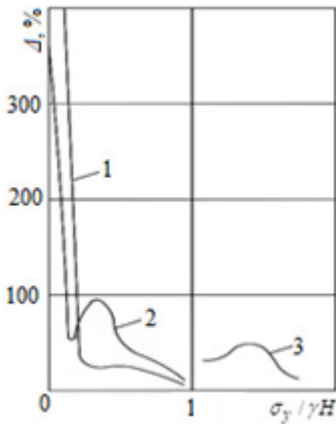


Рис. 6.27. Відносна зміна Δ параметрів розподілу вертикальних напружень навколо виробки від рівня їх концентрацій $\sigma_y / \gamma H$ у вологонасиченому масиві:
 1 – висота зони розвантаження у покрівлі виробки;
 2 – глибина зони розвантаження у підшві виробки;
 3 – ширина зон підвищеного гірського тиску в боках виробки

Як видно з графіків (рис. 6.27), максимальні зміни поля σ_y (обумовлені зниженням міцнісних та деформаційних характеристик) спостерігаються у зонах розвантаження в покрівлі й підшві виробки та особливо збільшуються у зонах «глибокого» розвантаження рівня $\sigma_y / \gamma H = 0 - 0,20$; тут відхилення Δ перевищують 100%, а при наближенні до стану повного розвантаження ($\sigma_y \approx 0$) становлять сотні відсотків. Така гірничотехнічна ситуація дозволяє прогнозувати різке підвищення навантаження на кріплення виробки переважно вертикального напрямку, адже високий ступінь розвантаження (згідно з існуючими уявленнями) передбачає зниження стійкості даного об'єму порід і, особливо, тріщинуватих: при повороті один відносно одного породних пачок сили їх внутрішнього розпору зменшуються і вся розпірна конструкція в межах потужності між двома сусідніми паралельними тріщинами втрачає стійкість. За викладеним механізмом деформування відбувається послідовне обвалення породних пачок з розвитком у покрівлю або їх підняття без суттєвого опору у підшві виробки.

При зниженні ступеня розвантаження (росте показник $\sigma_y / \gamma H$) зміна Δ висоти та глибини відповідних зон знижується, хоч і становить чималу величину в основному діапазоні 30 – 80%. При $\sigma_y / \gamma H > 0,7 - 0,8$ відбувається скорочення впливу вологонасичення рівня величини припустимої похибки в гірничотехнічних розрахунках. До того ж, такий рівень розвантаження вже навряд чи становить небезпеку в плані формування підвищених навантажень на кріплення.

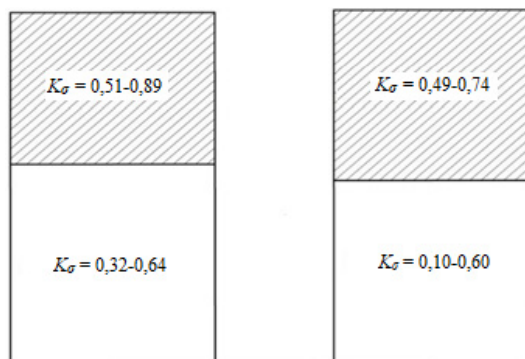
У боках виробки підвищений гірський тиск ($\sigma_y / \gamma H > 1$) поширюється на меншу ширину в умовах вологонасичення масиву і цей відносний вплив досить вагомий – відхилення Δ змінюється в основному діапазоні 30 – 45% з подальшим зниженням при $\sigma_y / \gamma H \geq 1,6$. Але саме при підвищених концентраціях σ_y росте можливість знеміцнення боків порід; тому вологонасичення має і позитивний бік у плані зниження максимумів вертикальних напружень, з одного боку, а, з іншого – зменшуються відмінності Δ від ситуації стану масиву природної вологості наряду з падінням міцнісних і деформаційних характеристик вологонасичених літотипів.

У цілому, наведені графіки досить наочно відображають різновеликий вплив вологонасичення на поле розподілу вертикальних напружень σ_y і ступінь цього впливу пов'язаний з величиною відносного показника $\sigma_y / \gamma H$.

Щодо горизонтальних напружень σ_x вже були відзначені їх вельми неоднозначні тенденції зв'язку з механічними характеристиками літотипів вуглевмісної товщі. Для тих параметрів, у яких все ж таки проявляються тенденції впливу в тому чи іншому напрямку, вплив змінних міцнісних і деформаційних характеристик літотипів масиву досить помірний. Тому слід ще раз наголосити, що поле розподілу горизонтальних напружень σ_x не піддається стійким тенденціям зміни і має різновекторні напрямки перетворень відносно невеликої величини.

Поле розподілу інтенсивності напружень σ , на відміну від компоненти σ_x , піддається однозначній тенденції впливу механічних характеристик масиву, сутність якої полягає в тому, що в умовах вологонасичення порід розміри зон розвантаження у покрівлі виробки збільшуються, а в її боках розповсюдження концентрацій K_σ інтенсивності напружень σ скорочується.

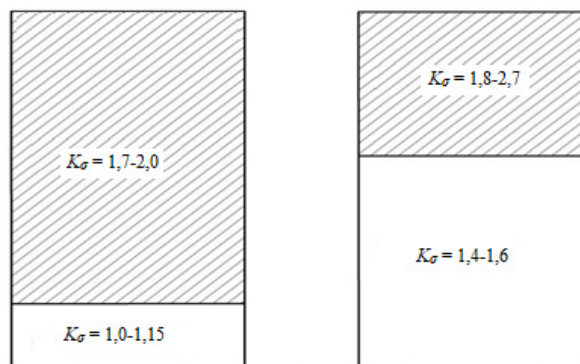
Деякі аспекти зазначених тенденцій у плані мінливості коефіцієнта K_σ (відношення діючої величини інтенсивності напружень σ до її значення при початковому стані недоторканого масиву) проаналізовані в низці зон навколо виробки для двох станів літотипів вуглевмісної товщі: природної вологості та вологонасиченого. Ілюстрація ступеня мінливості показника K_σ виконана у вигляді гістограм, інформацію яких можна інтерпретувати в такий спосіб. Вплив вологонасичення літотипів вуглевмісної товщі простежується навіть у віддалених нетріщинуватих породних шарах основної покрівлі: якщо в умовах природної вологості ступінь розвантаження змінюється в основному інтервалі $K_\sigma = 0,51 - 0,89$, то при вологонасиченні літотипів «глибина» розвантаження сягає $K_\sigma = 0,32 - 0,64$. У прилеглих тріщинуватих породах покрівлі присутня аналогічна тенденція: $K_\sigma = 0,49 - 0,74$ при породах у стані природної вологості та $K_\sigma = 0,10 - 0,60$ – при їх вологонасиченні (рис. 6.28).



□ вологонасичений стан масиву; ▨ стан масиву природної вологості

Рис. 6.28. Ступінь розвантаження K_σ інтенсивності напружень σ у породах покрівлі над виробкою

По боках зони розвантаження у тріщинуватих породах покрівлі формується зона концентрації інтенсивності напружень σ відповідно до фундаментального закону збереження енергії (рис. 6.29). Тут також спостерігається суттєвий вплив зміни міцнісних і деформаційних характеристик літотипів, що складають вуглевмісну товщу. Наприклад, у віддалених бічних ділянках тріщинуватих порід покрівлі основний діапазон варіації коефіцієнта концентрації становить $K_\sigma = 1,7 - 2,0$ при породах природної вологості та $K_\sigma = 1,0 - 1,15$ для вологонасичених літотипів. Та ж тенденція зберігається і для приконтурних тріщинуватих порід безпосередньої покрівлі: $K_\sigma = 1,8 - 2,7$ в умовах природної вологості та $K_\sigma = 1,4 - 1,6$ у вологонасиченому стані породи.



□ вологонасичений стан масиву; ▨ стан масиву природної вологості

Рис. 6.29. Коефіцієнт концентрації K_σ інтенсивності напружень σ у тріщинуватих породах покрівлі за межами ширини виробки

Таким чином, тенденції зміни поля розподілу інтенсивності напружень σ багато в чому схожі з такими для параметрів розподілу вертикальних напружень σ_y , що цілком закономірно, оскільки обумовлено єдиним механізмом впливу підвищеної різновекторної деформованості літотипів при їх вологонасиченні. Як результат узагальненого аналізу за показником σ наведено графіки відносної зміни Δ ширини розповсюдження зон розвантаження у покрівлі виробки та зон ПГТ у її боках залежно від коефіцієнта концентрації K_σ (рис. 6.30). Особливо слід зазначити різке збільшення ширини зон розвантаження у покрівлі (в діапазоні $K_\sigma < 1,0$), де відхилення Δ сягають кількох сотень відсотків і більше, що визначає радикальне збільшення об'єму нестійких порід у вологонасиченому стані. Особливістю скорочення ширини зони ПГТ при вологонасичених породах є практична відсутність відмінностей ($\Delta \approx 0$) при $K_\sigma = 1,0 - 1,15$ і $K_\sigma = 2,6 - 2,7$. У діапазоні змін K_σ між вказаними значеннями скорочення ширини розповсюдження зони ПГТ є досить помірним і становить 20 – 35%.

Підсумовуючи результати аналізу тенденцій впливу механічних характеристик вуглевмісного масиву на його НДС в умовах тріщинуватих порід покрівлі слід підкреслити обов'язковість урахування цих закономірностей для забезпечення достовірності розрахунків і обґрунтованих на їх базі рекомендацій щодо безаварійного підтримання гірничих виробок.

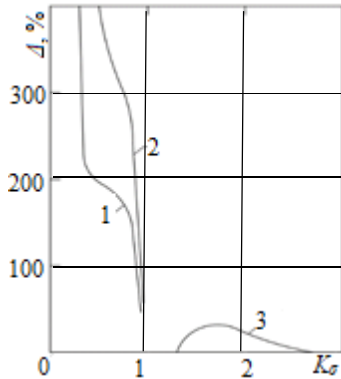


Рис. 6.30. Відносна зміна Δ ширини зон розвантаження у покрівлі та підвищеного гірського тиску в боках виробки від рівня концентрацій K_σ інтенсивності напруження σ у вологонасиченому масиві: 1 – тріщинуваті породи прилеглої покрівлі; 2 – нетріщинуваті породи основної покрівлі; 3 – приконтурні породи в боках виробки

6.6 Вплив інтенсивності тріщинуватості на НДС у масиві поблизу гірничої виробки

6.6.1 Загальні відомості

Раніше було встановлено, що тріщинуватість масиву (на прикладі прилеглих порід покрівлі), як така, суттєво впливає на зміни поля розподілу компонент напружень поблизу гірничої виробки. Тепер ставиться більш конкретне завдання – оцінити ступінь впливу (на НДС вуглевмісної товщі) інтенсивності тріщинуватості, під якою розуміється середня відстань l_{mp} між двома паралельними тріщинами. Параметр l_{mp} є величиною, зворотною до відомого показника (кількість тріщин на метр протяжності літотипу), який використовується в

геологічній документації при виконанні будь-яких видів гірничих робіт. Тому параметр l_{mp} є важливою складовою геологічної інформації для прогнозу поведінки гірського масиву поблизу підземних виробок.

Проаналізовані результати попередніх серій обчислювальних експериментів надали різнопланові відомості про стан масиву навколо виробки, коли прилегли тріщинуваті породи покрівлі характеризувалися середньою відстанню між тріщинами $l_{mp} = 0,5$ м. При цьому оцінено тенденції впливу різних геомеханічних факторів, що потребувало для кожного з них проведення окремих серій обчислювальних експериментів. Щодо зміни величини параметра l_{mp} , то слід підкреслити необхідність виконання численних обчислювальних експериментів для різних інших впливних факторів: форма виробки і тип кріплення. Таким чином, зібрана досить представницька інформація про тенденції впливу інтенсивності тріщинуватості, але при викладі результатів ми обмежилися лише частиною даних, які цілком об'єктивно відображають досліджувані закономірності. Більш конкретно, наведені епюри розподілу вертикальних σ_y , горизонтальних σ_x компонент та інтенсивності напружень σ для варіанта 2 текстури масиву у вологонасиченому стані літотипів при двох взаємно перпендикулярних системах тріщинуватості; змодельовано рамне кріплення серії КМП-А3 та виробка відповідної форми.

Для оцінки тенденції впливу середньої відстані між тріщинами проведено групу обчислювальних експериментів для $l_{mp} = 0,3$ м при мінливості інших впливних факторів. Величину $l_{mp} = 0,3$ м змодельовано тільки для системи тріщин, паралельних площині нашарування літотипів. Спроба відображення цього параметра для вертикальної системи тріщин не увінчалася успіхом через нестачі обчислювальних потужностей; тому друга система тріщин (перпендикулярна до площини нашарування літотипів) має величину середньої відстані $l_{mp} = 0,5$ м, що дозволило забезпечити надійність виконання розрахунків даної серії обчислювальних експериментів. Аналогічна ситуація регулярних «відмов» обчислювального процесу спостерігалася при спробі моделювати відстань між тріщинами $l_{mp} = 0,1$ м; це значення є мінімальними із зафіксованих у ході шахтних спостережень з вивчення параметрів тріщинуватих порід покрівлі. Таким чином, через потребу великих обчислювальних потужностей при моделюванні дрібнотріщинуватих породних шарів довелося обмежуватися двома значеннями середньої відстані між тріщинами: $l_{mp} = 0,5$ м і $l_{mp} = 0,3$ м. Наскільки впливає зниження l_{mp} було вивчено по зміні полів розподілу компонент σ_y , σ_x і σ у покрівлі, боках та підшві пластової виробки.

6.6.2 Тенденції зміни поля вертикальних напружень

У породах покрівлі виробки встановлені наступні відмінності епюри розподілу вертикальних напружень σ_y , обумовлені зниженням середньої відстані між тріщинами з $l_{mp} = 0,5$ м до $l_{mp} = 0,3$ м, тобто підвищенням інтенсивності тріщинуватості прилеглих породних шарів покрівлі (рис. 6.31).

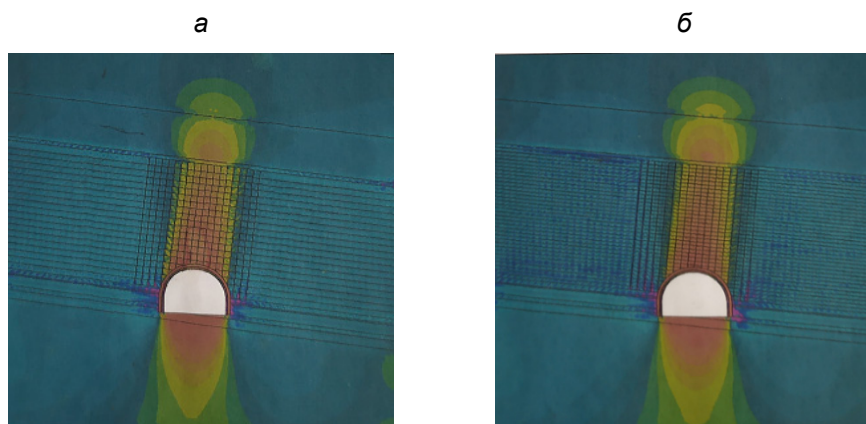


Рис. 6.31. Епюри розподілу вертикальних напружень σ_y за середньої відстані між тріщинами l_{mp} у прилеглих породах покрівлі: *а* – $l_{mp} = 0,5$ м; *б* – $l_{mp} = 0,3$ м

Так, у нетріщинуватих породних шарах основної покрівлі, не дивлячись на їхню віддаленість від контуру виробки, все ж таки простежується вплив l_{mp} на розміри зон розвантаження, але його ступінь можна розглядати з різних точок зору. Наприклад, при $l_{mp} = 0,3$ м утворюється зона розвантаження σ_y рівня $\sigma_y / \gamma H = 0,17 - 0,25$, а при $l_{mp} = 0,5$ м така зона відсутня зовсім. Ширина зон розвантаження при $l_{mp} = 0,3$ м завжди більша у порівнянні з $l_{mp} = 0,5$ м; відмінності цього параметра поступово знижуються зі зниженням ступеня розвантаження: 30% при $\sigma_y / \gamma H = 0,25 - 0,33$; 8,5% при $\sigma_y / \gamma H = 0,42 - 0,50$; 5,1% при $\sigma_y / \gamma H = 0,58 - 0,67$. Ця тенденція цілком закономірна, оскільки показник $\sigma_y / \gamma H \rightarrow 1$, то ми приходимо до початкового стану недоторканого масиву, а він постійний (в конкретних умовах проведення обчислювального експерименту) незалежно від інтенсивності тріщинуватості порід покрівлі виробки.

З параметром «висота зони розвантаження» також пов'язана деяка неоднозначність, обумовлена вибором точки відліку при її вимірі. Так, якщо вихо-

дити з висоти зони розвантаження тільки в межах потужностей нетріщинуватих літотипів основної покрівлі, то отриманий результат можна охарактеризувати як помірний вплив зі стабільним перевищенням розповсюдження при $l_{mp} = 0,3$ м: 42% при $\sigma_y / \gamma H = 0,25 - 0,33$; 35% при $\sigma_y / \gamma H = 0,42 - 0,50$ і 2,6% при $\sigma_y / \gamma H = 0,58 - 0,67$. Якщо ж брати до уваги всю висоту зони розвантаження з точкою відліку від контуру склепіння виробки, то ступінь впливу l_{mp} багаторазово знижується і становить 1,1 – 9,0% у вказаному раніше діапазоні зміни рівня розвантаження. На наш погляд, більш об'єктивним є другий інтервал впливу, оскільки, з погляду формування навантаження у межах склепіння нестійких порід, важливі розміри всього склепіння, а не окремих його частин.

У тріщинуватих породах прилеглої покрівлі зафіксовані наступні зміни параметрів зон розвантаження. Їх ширина залишається майже постійною і лише для рівня розвантаження $\sigma_y / \gamma H = 0,40 - 0,55$ спостерігається невелике перевищення 4 – 6% для значення $l_{mp} = 0,5$ м. Що стосується висоти зон розвантаження, то зафіксована стійка тенденція, аналогічна для нетріщинуватих порід основної покрівлі. По-перше, відбувається стабільне перевищення висоти розповсюдження зон розвантаження різного рівня при $l_{mp} = 0,3$ м. По-друге, відносні відхилення Δ неухильно знижуються при показнику $\sigma_y / \gamma H \rightarrow 1$ до початкового стану недоторканого масиву; наприклад, при $\sigma_y = 0$ відхилення Δ максимальні і сягають 72%, при $\sigma_y / \gamma H = 0,08 - 0,17$ $\Delta = 24\%$, при $\sigma_y / \gamma H = 0,17 - 0,25$ $\Delta = 15\%$, а при $\sigma_y / \gamma H = 0,33 - 0,42$ відхилення не перевищує 4,5%.

Таким чином, підсумовуючи тенденції впливу інтенсивності тріщинуватості на розміри зон розвантаження у покрівлі виробки, слід вказати на суттєвість впливу цього фактору лише на висоту розвантаженої зони в умовах або повного розвантаження, або близьких до цього стану. Тенденції впливу цілком закономірні та обумовлені зниженою стійкістю породних пачок зменшеної потужності.

Тенденції впливу густоти тріщин у породах підшви виробки аналогічні таким для порід покрівлі, мають той же механізм розвитку і відрізняються лише числовими значеннями. Так, ширина зон розвантаження практично не піддається впливу, а глибина стабільно вища при $l_{mp} = 0,3$ м з поступовим зниженням відхилень при прагненні до початкового стану недоторканого масиву ($\sigma_y / \gamma H \rightarrow 1$). Наприклад, при $\sigma_y = 0$ відхилення Δ становить 21%, при $\sigma_y / \gamma H = 0,08 - 0,17$ $\Delta = 13\%$, при $\sigma_y / \gamma H = 0,25 - 0,33$ $\Delta = 3,8\%$ і тільки при $\sigma_y / \gamma H = 0,42 - 0,50$ встановлено відхилення у 7,2%, яке дещо порушує закономірність $\Delta \rightarrow 0$ при $\sigma_y / \gamma H \rightarrow 1$.

У боках виробки також не виявлено радикальних змін параметрів зони ПГТ, які пов'язані зі зниженням середньої відстані l_{mp} між тріщинами. Наприклад, ширина зони ПГТ у верхній частині бокових порід, представлених тріщинуватою безпосередньою покрівлею, відрізняється до 8,3% при $\sigma_y / \gamma H = 1,4 - 1,5$, а при $\sigma_y / \gamma H = 1,7 - 1,8$ розповсюдження таких зон практично однакове, тобто не залежить від інтенсивності тріщинуватості. Аналогічна сталість ширини зони ПГТ спостерігається в боках виробки та за потужністю вугільного пласта: тут за різних рівнів концентрації $\sigma_y / \gamma H$ максимальні відмінності не перевищують 9,5%.

Підсумовуючи результати досліджень щодо встановлення тенденцій впливу інтенсивності тріщинуватості у прилеглих породах покрівлі на параметри розподілу вертикальних напружень σ_y у всьому масиві, що оточує виробку, слід відзначити помірну величину відхилень один від одного при середніх відстанях між тріщинами $l_{mp} = 0,5$ м і $l_{mp} = 0,3$ м. Так, у боках виробки відхилення ширини розповсюдження зон ПГТ не виходять за межі 10%; у покрівлі та підшві розміри зон розвантаження збільшуються до 20 – 30% і лише в тріщинуватих породах покрівлі висота зон повного розвантаження змінюється найбільше. Виявлений помірний вплив l_{mp} цілком зрозумілий: основні зміни епюри σ_y вже сталися, оскільки порівнюються дві моделі, в обох з яких відображена тріщинуватість порід покрівлі і це головний фактор зниження деформаційних характеристик літотипів на два-три порядки. Підвищення ж густоти тріщин, безумовно, позначається на зниженні деформаційних характеристик літотипів, але не таке значуще – в районі від десятків відсотків до (рідше) кількох разів. Тому зміни параметрів розподілу σ_y вже не мають такого радикального характеру.

6.6.3 Перетворення поля горизонтальних напружень

Результати порівняння епюр розподілу горизонтальних напружень σ_x для двох значень середньої відстані між тріщинами ($l_{mp} = 0,5$ м і $l_{mp} = 0,3$ м) дають підставу стверджувати про досить помірний вплив цього параметра (рис. 6.32). Більш конкретно розглянуто кількісні відмінності розмірів зон розвантаження у покрівлі та підшві виробки, зон ПГТ в її боках, а також рівень концентрацій $\sigma_x / \lambda \gamma H$ горизонтальних напружень по відношенню до початкового стану недоторканого масиву.

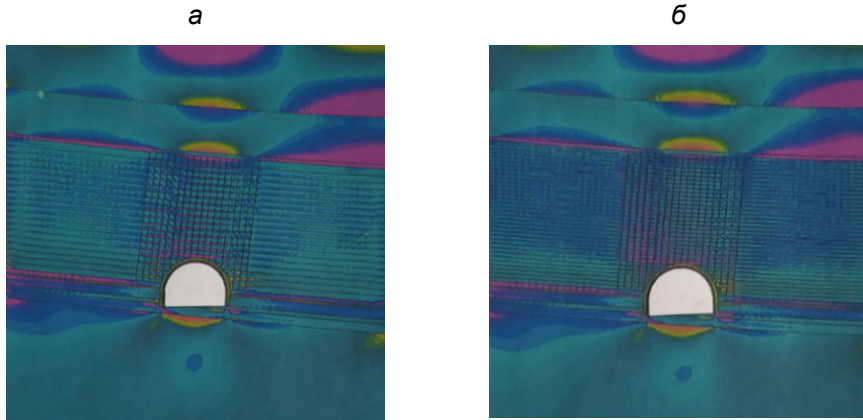


Рис. 6.32. Епюри розподілу горизонтальних напружень σ_x за середньої відстані між тріщинами l_{mp} у прилеглих породах покрівлі: а – $l_{mp} = 0,5$ м; б – $l_{mp} = 0,3$ м

У найбільш віддалених нетріщуватих породних шарах основної покрівлі спостерігаються підвищені деформації їх вигину над виробкою при збільшенні інтенсивності тріщинуватості $l_{mp} = 0,3$ м. Це можна кількісно оцінити, наприклад, за розмірами зон розвантаження σ_x , розташованих у нижній частині потужності кожного шару. Тенденції впливу l_{mp} на розміри зон стабільні в якісному плані і відзначають їх зростання зі збільшенням інтенсивності тріщинуватості прилеглих породних шарів покрівлі виробки. У кількісному плані наведемо деякі значення відносного росту:

- в умовах повного розвантаження ($\sigma_x = 0$) у другому найбільш віддаленому породному шарі основної покрівлі висота розповсюдження зони зросла до 37%, а ширина – до 30%; у першому породному шарі основної покрівлі ріст розмірів зони за висотою склав до 18%, а за шириною – до 9%;

- при зниженні рівня розвантаження до величини $\sigma_x / \lambda \gamma H = 0,31 - 0,47$ градієнт l_{mp} знижується до поміркованого: у другому породному шарі основної покрівлі висота розповсюдження збільшується на 19%, а ширина – на 11%; у першому породному шарі ріст склав 10% і 12% відповідно.

Також слід відзначити стійку тенденцію збільшення значень розтягуючих σ_x при зниженні середньої відстані l_{mp} між тріщинами у прилеглих породах покрівлі. Наприклад, у другому породному шарі основної покрівлі при $l_{mp} = 0,3$ м діють розтягуючі $\sigma_x = 2,5 - 3,5$ МПа, які не зафіксовано при $l_{mp} = 0,5$ м. Розміри зон розтягу мають таку ж стійку тенденцію росту зі збільшенням інтенсивності тріщинуватості. Так, у другому породному шарі для інтервалу розтягуючих $\sigma_x = 0,7 - 1,3$ МПа відбулося збільшення висоти цієї зони на 21%, а

ширини – на 29%; більш значний розтяг рівня $\sigma_x = 2,0 - 2,7$ МПа встановлено тільки при $l_{mp} = 0,3$ м, так що відсутня база для порівняння відносних розмірів цієї зони. У першому породному шарі основної покрівлі спостерігаються аналогічні тенденції: для інтервалу розтягу $\sigma_x = 0,7 - 1,3$ МПа збільшення висоти зони склало 20%, а ширини 17%; але найбільш значні зміни відбулися для інтервалу $\sigma_x = 2,0 - 2,7$ МПа – висота зони (хоча і локальної) збільшилася на 197%, а ширина – на 35%.

Наведені кількісні дані цілком логічні і зрозумілі. При збільшенні інтенсивності тріщинуватості прилеглих порід покрівлі росте їхня властивість піддатливості в різних напрямках під впливом різновекторного навантаження. При цьому знижується жорсткість основи для опори нетріщинуватих порід основної покрівлі – росте їх вигин у напрямку порожнини виробки з супутнім розширенням зон розвантаження і збільшенням розтягуючих напружень у нижніх частинах потужності кожного шару. Але, на тлі вже наявної значної піддатливості тріщинуватих порід прилеглої покрівлі збільшення густоти тріщин не настільки вагомо впливає (у відносних показниках) на зміну параметрів розподілу горизонтальних напружень σ_x у нетріщинуватих породах основної покрівлі.

У самих же тріщинуватих літотипах із зазначених вище причин зміни поля σ_x також можна охарактеризувати як вельми помірні. Поле розподілу σ_x досить рівномірне за підняттям-падінням пласта і в межах потужності тріщинуватих порід. Їх підвищена різновекторна деформованість призводить до росту початкових горизонтальних напружень у недоторканому масиві, що відображається на кінцевій епюрі σ_x з урахуванням самої виробки. Тільки у зоні над виробкою виникають осередки невеликих концентрацій $\sigma_x / \lambda\gamma H = 1,1 - 1,3$, що утворюються переважно на поверхні породних пачок при їх повороті відносно один одного.

Окрему увагу слід звернути на верхню частину боків виробки, представлених тріщинуватими породами безпосередньої покрівлі. Тут активно діють деформації вигину як окремих породних пачок, так і приконтурної зони в цілому на ширину до 2,0 – 2,5 м. При цьому утворюється зона розвантаження σ_x (більш виражена з боку падіння) як сукупність окремих осередків знижених σ_x аж до нуля; її ширина розповсюдження практично не залежить від значень l_{mp} – відхилення не перевищують 7 – 9%. Також з'являються осередки дії невеликих розтягуючих σ_x , але вони настільки локальні (до 80 – 100 мм), що не роблять вагомому внеску у загальну картину поля σ_x у цій зоні.

У нижній частині бокових порід у межах потужності вугільного пласта не виявлено будь-якого суттєвого впливу параметра l_{mp} у тріщинуватих породах прилеглої покрівлі.

Аналогічний результат відсутності впливу інтенсивності тріщинуватості в породах покрівлі на параметри розподілу поля σ_x отримано і для літотипів масиву, що становлять безпосередню та основну підшову. Ця геомеханічна ситуація також цілком очікувана з двох причин: по-перше, аналізована зона складена нетріщинуватими породними шарами; по-друге, вона досить віддалена від тріщинуватих порід покрівлі, де змінюється параметр l_{mp} – середня відстань між тріщинами.

В цілому слід зазначити досить помірний вплив інтенсивності тріщинуватості на параметри розподілу горизонтальних напружень σ_x у покрівлі виробки, знижений вплив l_{mp} в її боках і практично повна відсутність будь-якого зв'язку в породах підшови виробки. Сутність встановлених фактів вже була пояснена раніше (для компоненти σ_y) і полягає в домінуючому впливі на НДС масиву тріщинуватості, як такої, а вплив зміни середньої відстані l_{mp} між тріщинами є вже дослідженим фактором, що перетворює параметри полів напружень на помірному рівні до декількох десятків відсотків.

6.6.4 Вплив середньої відстані між тріщинами на поле розподілу інтенсивності напружень

Параметр інтенсивність напружень σ , як відомо, є інтегральним показником спільної дії всіх компонентів НДС, для основних з яких (вертикальні σ_y і горизонтальні σ_x) раніше було встановлено досить помірний вплив середньої відстані l_{mp} між тріщинами у прилеглих породах покрівлі. Тому цілком очікувано приблизно рівноцінний помірний вплив l_{mp} і зміну поля розподілу інтенсивності напружень. Такий попередній прогноз підтверджено низкою кількісних показників зміни σ при зниженні l_{mp} від значення 0,5 м до величини 0,3 м (рис. 6.33).

Наприклад, у найбільш віддалених нетріщинуватих породах основної покрівлі зафіксовано мінімальний ступінь впливу параметра l_{mp} : ширина зон розвантаження у другому породному шарі відрізняється у відносних величинах не більше ніж на 3 – 7%; у першому породному шарі максимальні відмінності у 12,3% виявлені для ширини зони розвантаження рівня $K_\sigma = 0,53 - 0,64$. За більш «глибоких» ступенів розвантаження вплив l_{mp} практично зникає.

У самих тріщинуватих породах прилеглої покрівлі збільшення густоти тріщин призводить до скорочення ширини зон розвантаження над виробкою: на 34% при $K_\sigma = 0 - 0,20$; на 39% при $K_\sigma = 0,30 - 0,40$ і на 28% при $K_\sigma = 0,50 - 0,60$. Пропонується таке бачення механізму розвитку цієї тенденції.

Більш малопотужні породні плиткі (складові тріщинуватого літотипу) наближають стан і властивості квазисипучого середовища, коли опір вигину розпірних конструкцій з таких плиток знижується і вони втрачають стійкість зі зникненням зв'язку з такими ж плитками у периферійних частинах зони розвантаження; ці периферійні зони частково повертаються до вихідного стану і процес їх активного зрушення у напрямку порожнини виробки згасає, що стримує розповсюдження зони розвантаження в бічному напрямку.

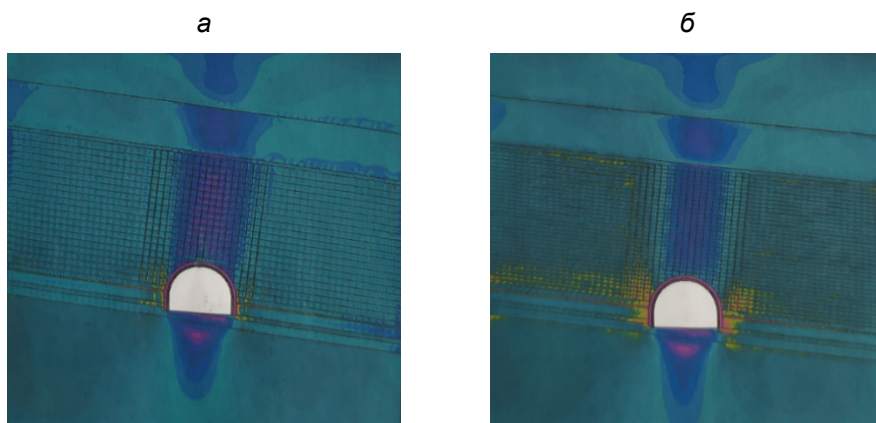


Рис. 6.33. Епюри розподілу інтенсивності напружень σ при середній відстані між тріщинами l_{mp} у прилеглих породах покрівлі: а – $l_{mp} = 0,5$ м; б – $l_{mp} = 0,3$ м

У ракурсі вищесказаного припущення про деяке набуття дрібнотріщинуватим масивом властивостей сипучого середовища становить інтерес особливості розподілу σ за межами ширини виробки. Тут відмінності розподілу σ при $l_{mp} = 0,3$ м полягають у виникненні осередків їх концентрацій (рівня $K_{\sigma} = 1,6 - 1,7$), які відсутні при $l_{mp} = 0,5$ м. Ці концентрації в основному розташовані у верхній частині потужності тріщинуватого літотипу ближче до контакту з нетріщинуватим породним шаром основної покрівлі. Природа їх появи є наступною. Підвищена деформаційна здатність літотипу при $l_{mp} = 0,3$ м призводить до зниження реакції відсічі з боку тріщинуватих порід по відношенню до нетріщинуватих порід основної покрівлі в межах ширини зони розвантаження. Це зниження реакції над виробкою має компенсуватися підвищенням гірського тиску за межами ширини зони розвантаження, як і спостерігається у прикладі $l_{mp} = 0,3$ м.

Крім того, знижена потужність породних плиток збільшує їх ступінь свободи до повороту відносно один одного, при якому виникають дуже дрібні осередки концентрацій σ від дії контактних напружень по поверхнях породних плиток.

Оскільки їх взаємні повороти найбільш активні на межі зон розвантаження, то саме в цих зонах і зафіксовано осередки концентрацій σ до $K_\sigma = 1,6 - 1,7$.

У тріщинуватих породах безпосередньої покрівлі в тій їхній частині, яка представляє боки виробки, спостерігаються суттєві відмінності в параметрах розподілу σ при $l_{mp} = 0,3$ м: вони обумовлені ростом концентрацій K_σ та розмірів зон їх розповсюдження. Так, зафіксовано осередки концентрацій $K_\sigma = 1,6 - 1,7$ моделі, що поширюються за підняттям пласта практично до лівої границі моделі, яка віддаляється від контуру виробки на відстань до 12 м. З боку падіння пласта ширина дії осередкових концентрацій даного рівня збільшилася на 86% у порівнянні з $l_{mp} = 0,5$ м. У цій же зоні верхньої частини боків виробки висота розповсюдження осередкових концентрацій $K_\sigma = 1,6 - 1,7$ зросла на 72% з боку підняття та на 43% з боку падіння пласта. Для більш високої концентрації σ рівня $K_\sigma = 1,9 - 2,0$ ширина її розповсюдження зростає за підняттям пласта до 4,6 раза, за падінням – до 6,4 раза. Такий високий ступінь впливу l_{mp} компенсується значною мірою обмеженими зонами розповсюдження даних концентрацій в приконтурних породах. Концентрації рівня $K_\sigma = 2,1 - 2,3$ при $l_{mp} = 0,5$ м практично відсутні, а при $l_{mp} = 0,3$ м, хоча і локальні, але все ж таки діють у приконтурних породах на відстань до 0,2 – 0,4 м.

Приблизно аналогічна картина впливу параметра l_{mp} спостерігається в боках виробки в межах потужності вугільного пласта: ширина розподілу концентрацій $K_\sigma = 1,6 - 1,7$ збільшується на 38% з боку підняття пласта і більше, ніж у 2 рази з боку його падіння; при $K_\sigma = 1,9 - 2,0$ відносний ріст ширини зони ще більше посилюється до 75% з боку підняття і більше, ніж у 4 рази з боку падіння вугільного пласта; концентрація рівня $K_\sigma = 2,1 - 2,3$ взагалі відсутня при $l_{mp} = 0,5$ м.

Причина збільшення розмірів зон концентрацій інтенсивності напруження σ при зниженні середньої відстані l_{mp} між тріщинами у прилеглих породах покрівлі бачиться у тому ж збільшенні піддатливості цих літотипів; механізм впливу цього процесу було розглянуто вище. При рості піддатливості тріщинуватих порід прилеглої покрівлі відбувається перерозподіл гірського тиску: над виробкою у зоні розвантаження він знижується, а за межами ширини виробки зростає за умови збереження потенційної енергії деформування геомеханічної системи в цілому. Виявлена тенденція дозволяє прогнозувати збільшення розмірів зон руйнування в боках виробки, що сприяє росту косо направленою та бічного навантаження на її кріплення.

У підозві виробки також прослідковується певний вплив інтенсивності тріщинуватості у прилеглих породах покрівлі, який, на нашу думку, обумовлений дією підвищеного гірського тиску в її боках. Наприклад, глибина розповсю-

дження зони практично повного розвантаження ($K_\sigma = 0 - 0,10$) дещо знижується (до 8,3%) при $l_{mp} = 0,3$ м, але при подальшому послабленні рівня розвантаження спостерігається невелике збільшення розмірів зон: при $K_\sigma = 0,30 - 0,40$ ріст глибини цієї зони склав 16%, а при $K_\sigma = 0,50 - 0,60$ збільшення глибин розповсюдження відбулося до 24%.

Підсумовуючи дані аналізу тенденції впливу інтенсивності тріщинуватості прилеглих порід покрівлі на параметри розподілу σ слід вказати на помірну та різновекторну зміну поля інтенсивності напруження при зниженні середньої відстані між тріщинами від $l_{mp} = 0,5$ м до $l_{mp} = 0,3$ м. Щодо помірності впливу параметра l_{mp} була спроба пояснення цього процесу зниженням градієнта падіння деформаційних показників тріщинуватих порід порівнюючи з нетріщинуватими літотипами. Однак у загальній тенденції помірного впливу l_{mp} є особливість, що пов'язана із суттєвим розширенням зон концентрацій σ у боках виробки, яка дозволяє припустити ріст косо направленою та бічного навантаження на кріплення виробки зі збільшенням густоти тріщин у прилеглих породах покрівлі.

6.6.5 Узагальнення тенденцій впливу ступеня тріщинуватості порід покрівлі на НДС масиву навколо гірничої виробки

Для наочного уявлення ступеня та тенденцій впливу інтенсивності тріщинуватості прилеглих порід покрівлі на НДС вуглевмісної товщі навколо пластової виробки побудовано графіки в координатах відносно відхилення Δ – коефіцієнт концентрації (розвантаження) основних компонент напружень: вертикальних $K_y = \sigma_y / \gamma H$ (рис. 6.34), горизонтальних $K_x = \sigma_x / \lambda \gamma H$ (рис. 6.35) та інтенсивності напружень K_σ (рис. 6.36).

Тенденції впливу середньої відстані l_{mp} між тріщинами на розміри зон розвантаження та ПГТ в епюрах розподілу вертикальних напружень σ_y характеризуються помірністю, що проявляється у наступних особливостях. У зонах розвантаження чітко прослідковується закономірність різкого збільшення відмінностей Δ при компоненті $\sigma_y \rightarrow 0$, починаючи з діапазону $\sigma_y / \gamma H = 0,30 - 0,40$ і менше. При зниженні рівня розвантаження ($\sigma_y / \gamma H > 0,30 - 0,40$) ступінь впливу середньої відстані l_{mp} між тріщинами падає до незначних значень у діапазоні 3 – 7%.

З погляду формування зон нестійких порід у покрівлі та підшві виробки зазначені тенденції можна інтерпретувати в такий спосіб. Високий рівень

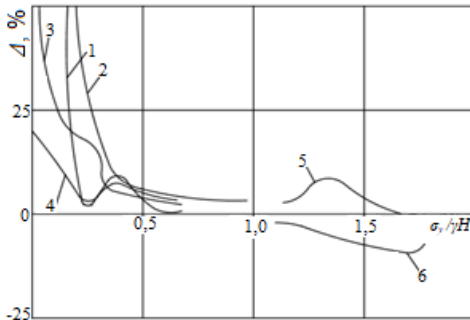


Рис. 6.34. Відносна зміна Δ параметрів розподілу вертикальних напружень навколо виробки від рівня їх концентрації $\sigma_y / \gamma H$ при зменшенні відстані між тріщинами від 0,5 м до 0,3 м: 1 і 2 — висота і ширина зон розвантаження в основній покрівлі; 3 — висота зон розвантаження у прилеглих тріщинуватих породах покрівлі; 4 — глибина зон розвантаження у підшві виробки; 5 і 6 — ширина зон ПГТ у верхній та нижній частинах боків виробки

розвантаження σ_y , що наближається до до стану $\sigma_y \approx 0$, характеризує зони вельми нестійких порід, які провокують розвиток переважно вертикального навантаження у покрівлі та процесу здимання порід підшви. У цьому плані вагомій відмінності Δ відображають небезпеку посилення проявів гірського тиску у виробки при зменшенні середньої відстані l_{mp} між тріщинами у прилеглих породах її покрівлі. З іншого боку, розміри областей стану порід, близького до повного розвантаження σ_y , відносно невеликі за фактором ваги порід (розташованих усередині цих зон) порівнюючи з несучою здатністю рамних кріплень найбільш широко застосовуваних конструкцій. Тому різке збільшення розмірів областей, близьких до стану повного розвантаження, не спричиняє радикальної загрози втрати стійкості виробки. У той же час, розміри зон рівня розвантаження $\sigma_y / \gamma H = 0,25 - 0,40$ вже досить обширні, а розміщені в них породи здатні своєю вагою створити проблеми при забезпеченні стійкості гірничої виробки. Тут основне питання полягає в тому, наскільки ймовірна втрата стійкості таких порід через дії послаблюючих факторів вологонасичення і реології. У разі негативного розвитку подій збільшення густоти тріщин може спричинити ріст на 15 – 25% навантажень переважно вертикального напрямку у покрівлі та на 10 – 15% інтенсивності здимання підшви виробки. Цей рівень впливу l_{mp} можна зарахувати до категорії помірного.

У боках виробки ширина зон ПГТ змінюється малосуттєво (відхилення до 9,5%), але є своя особливість:

- у верхній частині бокових порід, представлених тріщинуватою безпосередньою покрівлею, ріст густоти її тріщин сприяє невеликому збільшенню ширини розповсюдження зон ПГТ з максимумом при $\sigma_y / \gamma H = 1,4 - 1,5$;

- у нижній частині приконтурних бокових порід, представлених вугільним пластом, спостерігається слабке скорочення ширини зон ПГТ з максимумом при $\sigma_y / \gamma H = 1,7 - 1,8$.

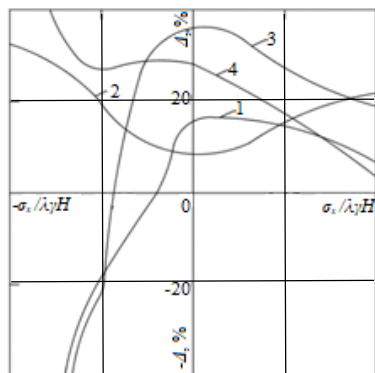


Рис. 6.35. Відносна зміна Δ параметрів розподілу горизонтальних напружень навколо виробки від рівня їх концентрацій $\sigma_x/\lambda\gamma H$ при зниженій відстані між тріщинами від 0,5 м до 0,3 м: 1 і 2 – висота і ширина зон розвантаження у першому шарі основної покрівлі; 3, 4 – висота і ширина зон розвантаження у другому шарі основної покрівлі

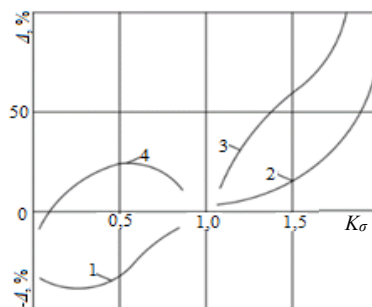


Рис. 6.36. Відносна зміна Δ параметрів розподілу інтенсивності напружень навколо виробки від рівня їх концентрацій $K\sigma$ при зниженій відстані між тріщинами від 0,5 м до 0,3 м: 1 – ширина зон розвантаження у тріщинуватих породах покрівлі; 2 і 3 – ширина зон концентрацій у верхній та нижній частинах боків виробки; 4 – глибина зон розвантаження у підшві виробки

Таким чином, у всіх зонах розвитку аномалій вертикальних напружень σ_y навколо виробки зафіксовано тенденції помірному впливу інтенсивності тріщинуватості у прилеглих породах покрівлі.

Узагальнюючи тенденції зміни поля горизонтальних напружень σ_x під впливом зниження середньої відстані l_{mp} між тріщинами у прилеглих породах покрівлі вугільного пласта, слід зазначити головну особливість – суттєві перетворення епюри σ_x зафіксовано тільки в зоні розвантаження нетріщинуватих порід основної покрівлі; в інших зонах навколо пластової виробки відхилень Δ , що заслуговують на увагу, не встановлено.

Щодо тенденцій впливу l_{mp} на розміри зон розвантаження то слід зазначити їх певну неоднозначність у поєднанні з відносною помірністю змін. Так, неоднозначність тенденцій проявляється у вигляді:

- висота зон розвантаження має позитивну тенденцію росту (при $l_{mp} = 0,3$ м порівнюючи з $l_{mp} = 0,5$ м) при зниженні стискних σ_x ; з переходом у зону розтягу величина Δ різко знижується і набуває негативних значень, тобто при $l_{mp} = 0,5$ м висота зони розвантаження стає більшою ніж при $l_{mp} = 0,3$ м;

- однак, ця різноспрямованість зв'язку Δ і l_{mp} малосуттєва через невеликі

значення висоти зони розподілу розтягуючих σ_x ; найважливіше розповсюдження в основну покрівлю знижених стискних σ_x рівня $\sigma_x / \lambda \gamma H = 0 - 0,30$: висота цих зон набагато більша і при втраті стійкості цей об'єм порід може створити своєю вагою підвищене навантаження; однак, тут ступінь впливу Δ змінюється в основному діапазоні 15 – 35% і не має радикального характеру;

– ширина зон розвантаження має стабільну тенденцію росту при зниженні величини стискних σ_x та їх переході в зону розтягу, де відхилення Δ росте більш інтенсивно, але через невеликі розміри таких зон збільшення Δ не має суттєвого значення.

Помірність впливу аналізованих тенденцій проявляється у відносно невеликих перевищеннях Δ при $l_{mp} = 0,3$ м: 15 – 35% за висотою та 10 – 30% по ширині зон розвантаження. Дані значення відповідають ступеню розвантаження $\sigma_x / \lambda \gamma H = 0 - 0,30$ при якому висока ймовірність втрати стійкості порід у цих зонах.

Аналогічні графіки зміни відносного відхилення Δ при зниженні середньої відстані між тріщинами (у прилеглих породах покрівлі) до величини $l_{mp} = 0,3$ м побудовані для епюри інтенсивності напружень σ в зонах її концентрації та розвантаження. Ситуація з тенденціями впливу l_{mp} на поле σ навколо виробки дещо схожа з вищеописаною в частині неоднозначності закономірностей та помірності впливу густоти тріщин.

Неоднозначність тенденцій проявляється у двох взаємно протилежних закономірностях: у тріщинуватих породах покрівлі відбувається падіння ширини зон розвантаження (для $l_{mp} = 0,3$ м); у підшві виробки перевищення глибини розповсюдження зони розвантаження. Основний діапазон впливу цих тенденцій становить 10 – 37% і його можна віднести до категорії помірному впливу.

У боках виробки спостерігається стійка тенденція росту ширини зони ПГТ зі збільшенням коефіцієнта концентрації K_σ . При значеннях $K_\sigma \geq 1,8 - 2,0$ ріст ширини дії цих концентрацій перевищує 100% (при $l_{mp} = 0,3$ м), але тут необхідно врахувати, що такі концентрації σ дуже обмежені й у абсолютному вимірі їх розповсюдження не перевищує 0,5 – 0,8 м; тобто, вони діють лише у приконтурних бокових породах. З цієї причини вони не мають суттєвого впливу на збільшення бічного навантаження на кріплення виробки концентрації σ зазначеного рівня. Набагато більшого розповсюдження в боки виробки має концентрація $K_\sigma = 1,5 - 1,6$, яке сягає 2,0 – 3,0 м і тут у випадку зменшення бокових порід навантаження на стояки рамного кріплення може збільшуватись на 25 – 65% при зниженні l_{mp} до 0,3 м. Слід зазначити, що ймовірне суттєве підвищення бічного і косо направленою навантаження на кріплення виробки є винятком із загальної тенденції впливу інтенсивності тріщинуватості прилеглих породних шарів покрівлі.

6.7 Вплив форми виробки на НДС у прилеглому масиві з урахуванням тріщинуватості шарів покрівлі

6.7.1 Загальні відомості

Відомо, що тріщинуваті породи покрівлі виробки мають знижену стійкість і схильність до обвалення з утворенням деякої подоби склепіння; в її боках діють певні концентрації напружень, що формують бічне навантаження на кріплення, а в породах підшви виробки зона розвантаження від компонент напруження здатна провокувати процес здимання. Активність перелічених проявів гірського тиску залежить від цілої низки факторів, серед яких діє вплив форми виробки, особливо, на стійкість тріщинуватих порід прилеглої покрівлі.

Оцінка ступеня впливу форми виробки в методичному плані була здійснена наступним чином. Вибрано два типи кріплення, що виготовляються у промислових обсягах, але суттєво відрізняються своєю формою при приблизно рівноцінних площах поперечного перерізу. За базову конструкцію (при подальшому порівнянні результатів) використано найбільш широко застосовуване кріплення серії КМП-А3 (кріплення металеве піддатливе арочне триланкове), а під його розміри змодельовано і форму виробки. Кріплення КМП-А3 має склепіння, що наближається до «циркульного» контуру, і стояки, що встановлюються перпендикулярно до поверхні підшви виробки; тому базова форма виробки характеризується склепінням приблизно циркульної форми і вертикальними бортами в її боках.

Кріплення КВТ-2 (кріплення випукло-трикутне другої модифікації) виготовляється розробниками (Західно-Донбаський науково-виробничий центр «Геомеханіка») також у чималих обсягах і одне з його призначень – підтримання виробок в умовах інтенсивної тріщинуватості порід покрівлі. Форма кріплення істотно відрізняється від найближчих аналогів: на думку розробників [69] «... гострокінцева форма кріплення сприяє обтіканню порід по контуру, їх самозаклинюванню та консолідації». Автори кріплення КВТ-2 рекомендують її для умов підвищеного вертикального і косо направленою гірського тиску, який якраз і прогнозується в умовах тріщинуватості порід прилеглої покрівлі. Кріплення складається з дуже укороченого верхняка гострої форми і двох подовжених стояків, що встановлюються похило до площини підшви виробки; остання споруджується відповідної форми під кріплення КВТ-2.

Обидві порівнювані конструкції кріплення мають довгу «лінійку» типорозмірів, так що підбір приблизно рівноцінної площі поперечного перерізу не становить труднощів. Щодо врахування інших впливних факторів, то дана серія обчислювальних експериментів містила:

- одну текстуру масиву за варіантом 2, де раніше було обгрунтовано можливість розвитку найінтенсивніших проявів гірського тиску;

- дві взаємно перпендикулярні системи тріщин (у прилеглих породних шарах покрівлі) із середньою відстанню між ними $l_{mp} = 0,5$ м і $l_{mp} = 0,3$ м;

– механічні характеристики літотипів вуглевмісної товщі прийняті з урахуванням їх вологонасичення – така геомеханічна ситуація, як було встановлено раніше, передбачає посилення проявів гірського тиску у пластовій виробці.

Початкові умови погіршення геомеханічної ситуації підтримання виробки обрані свідомо для посилення ступеня впливу її форми і типу кріплення, якщо такий вплив на НДС масиву буде виявлено. За вже відпрацьованим алгоритмом аналіз НДС виконано за факторами особливостей розподілу вертикальних σ_y , горизонтальних σ_x компонент та інтенсивності напружень σ . Для кожної компоненти оцінюються відносні зміни Δ параметрів розподілу в покрівлі, боках та підшві пластової виробки; виходячи з цього виникають думки про необхідність урахування або обґрунтованості неврахування форми виробки (при побудові геомеханічних моделей) для прогнозування її стану в умовах залягання тріщинуватих породних шарів у прилеглий покрівлі.

6.7.2 Аналіз змін параметрів розподілу вертикальних напружень

Вивчення тенденцій впливу форми виробки на параметри поля σ_y почнемо з основної покрівлі пласта, представленій двома шарами нетріщинуватих порід (рис. 6.37). На епюрах ілюстрації розподілу компонент σ_y чітко видно, що зони розвантаження поширюються і у віддалені породні шари основної покрівлі на ширину, що приблизно відповідає ширині виробки. Що стосується висоти розповсюдження зон розвантаження, то саме в породних шарах основної покрівлі слід зазначити практично стабільну тенденцію її зниження при використанні кріплення КВТ-2: розвантаження рівня $\sigma_y / \gamma H = 0,25 - 0,33$ немає зовсім; максимальне скорочення висоти розповсюдження (до 40%) спостерігається при рівні розвантаження $\sigma_y / \gamma H = 0,33 - 0,42$ а далі величина відхилень Δ неухильно знижується і за умови ступеня розвантаження $\sigma_y / \gamma H = 0,50 - 0,70$ складає всього 2 – 3%.

У тріщинуватих породних шарах прилеглої покрівлі також відзначається стабільність скорочення висоти зон розвантаження різного ступеня для форми виробки під кріплення КВТ-2. Так, висота зони повного розвантаження ($\sigma_y = 0$) скорочується до 25%; найбільше зниження до 39% відзначено для ступеня розвантаження $\sigma_y / \gamma H = 0,10 - 0,15$, а потім відбувається обмеження впливу форми виробки аж до нуля при $\sigma_y / \gamma H = 0,45 - 0,50$. Такий ступінь розвантаження сягає межі тріщинуватих порід покрівлі для обох форм поперечного перерізу виробки.

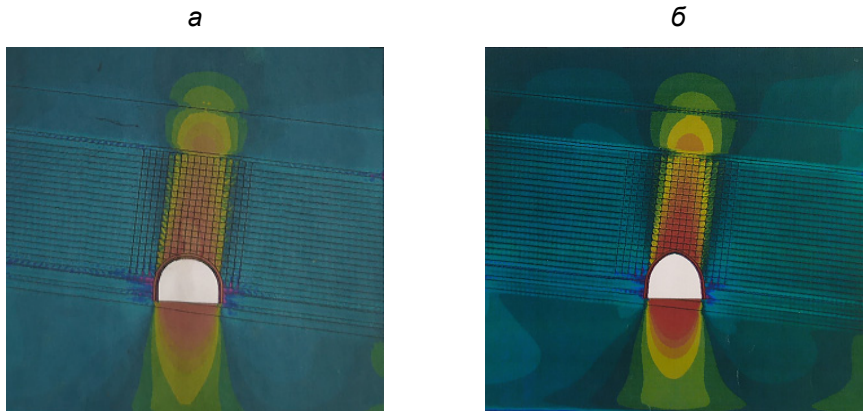


Рис. 6.37. Епюри розподілу вертикальних напружень σ_y за тріщинуватих порід покрівлі виробок двох форм поперечного перерізу під кріплення (а) КМП-А3 і (б) КВТ-2

Ширина зон розвантаження має аналогічну тенденцію зниження свого розповсюдження у разі застосування кріплення КВТ-2. Однак закономірності зв'язку зі ступенем розвантаження інші: в умовах повного розвантаження ширина зон практично не змінюється, а найбільша відмінність до 19% спостерігається при $\sigma_y / \gamma H = 0,45 - 0,50$. У підшві виробки відзначається деяка неоднозначність тенденцій впливу її форми:

- у зоні повного розвантаження її глибина вища на 28% для КВТ-2 порівняно із КМП-А3;
- за ступенем розвантаження $\sigma_y / \gamma H = 0,15 - 0,20$ глибина розповсюдження зони приблизно однакова для обох форм поперечного перерізу виробки;
- за подальшого зниження ступеня розвантаження до $\sigma_y / \gamma H = 0,45 - 0,50$ спостерігається скорочення глибини проникнення до 16% вже для форми виробки під кріплення КВТ-2.

У боках виробки зони підвищеного гірського тиску мають основну тенденцію до зниження ширини свого розповсюдження для варіанта кріплення КВТ-2. Наприклад, до 43% знижується розповсюдження концентрацій $\sigma_y / \gamma H = 1,4 - 1,5$ у верхній частині боків виробки, а концентрації рівня $\sigma_y / \gamma H = 1,7 - 1,8$ при формі поперечного перерізу під кріплення КВТ-2 не виникає зовсім. У нижній частині боків виробки (в районі опор стояків) ширина розповсюдження концентрацій $\sigma_y / \gamma H = 1,4 - 1,5$ приблизно однакова, тобто, не залежить від форми поперечного перерізу виробки. Тут же концентрації рівня $\sigma_y / \gamma H = 1,7 - 1,8$ поширюються до 50% далі при формі виробки під кріплення КВТ-2. Дана неоднозначність тенденції впливу форми поперечного перерізу виробки швидше за все

пов'язана з тим, що нахил стояків кріплення КВТ-2 створює гостріший кут з горизонтальною підошвою, а це посилює концентрації σ_y .

Загалом, тенденції впливу форми поперечного перерізу виробки на параметри розповсюдження вертикальних напружень σ_y характеризуються достатньою стабільністю у плані переважного скорочення розмірів зон розвантаження та ПГТ навколо виробки. Очевидно, це обумовлено найбільш підходящою формою поперечного перерізу виробки під кріплення КВТ-2 саме за умов тріщинуватих порід прилеглої покрівлі. Так, збільшена стріла підйому форми склепіння виробки сприяє підвищенню стійкості розпірних систем із породних плиток у покрівлі; це, в свою чергу, підвищує реакцію відсічі нижніх пачок тріщинуватих шарів на їх верхні розпірні системи і, в цілому, стійкість покрівлі підвищується, що призводить до скорочення розмірів зон розвантаження. Такий механізм підвищення стійкості розпірних систем у тріщинуватій покрівлі обумовлює зниження об'ємів завислих порід по боках виробки та «згладжування» наявних там концентрацій σ_y ; єдиний виняток – це локальні концентрації σ_y у кутових зонах виробки, які обумовлені нахилом стояків рами. Ще один виняток – підвищена глибина зон повного розвантаження у породах підошви; на нашу думку вона також спровокована дією концентрацій σ_y в кутах виробки, тому що при подальшому зниженні ступеня розвантаження в підошві основна тенденція впливу повертається.

6.7.3 Тенденції впливу форми виробки на розподіл горизонтальних напружень у масиві

Параметри розподілу горизонтальних напружень σ_x також було проаналізовано на предмет ступеня впливу форми поперечного перерізу виробки і для наочності цих досліджень наведено дві епюри розподілу для виробок під кріплення КМП-А3 і КВТ-2. Вивчення відмінностей епюр σ_x проведено послідовно для порід покрівлі, боків та підошви виробок (рис. 6.38).

У нетріщинуватих породних шарах основної покрівлі, незважаючи на велику віддаленість від контуру виробки, все ж таки простежується вплив форми її поперечного перерізу. Загальна тенденція характеризується зниженими значеннями розтягуючих σ_x та розмірами зон розвантаження при формі виробки під кріплення КВТ-2. Наприклад, за цієї форми розтягуючі σ_x більше 2 МПа взагалі відсутні, тоді як за форми під кріплення КМП-А3 розтяг сягає 3,0 – 4,5 МПа. Далі, у першому породному шарі ширина зон розвантаження стабільно нижча при формі виробки під кріплення КВТ-2, але зі зменшенням ступеня розвантаження відмінності Δ знижуються: при повному розвантаженні ($\sigma_x \approx 0$) відносне зниження становить 45 – 48%; при $\sigma_x / \lambda \gamma H =$

0,15 – 0,30 $\Delta=36\%$, а при $\sigma_x / \lambda\gamma H = 0,30 - 0,45$ $\Delta=12\%$. У другому породному шарі основної покрівлі спостерігаються ті ж тенденції впливу форми виробки, але тільки розтягуючі σ_x для варіанта КВТ-2 не зафіксовано, що вказує на зниження прогинів основної покрівлі над виробкою. Щодо ширини зон розвантаження (різних рівнів) стискних σ_x , то вони мають аналогічну закономірність зниження відхилень Δ від 55% до 15% і менше в міру зниження ступеня самого розвантаження.

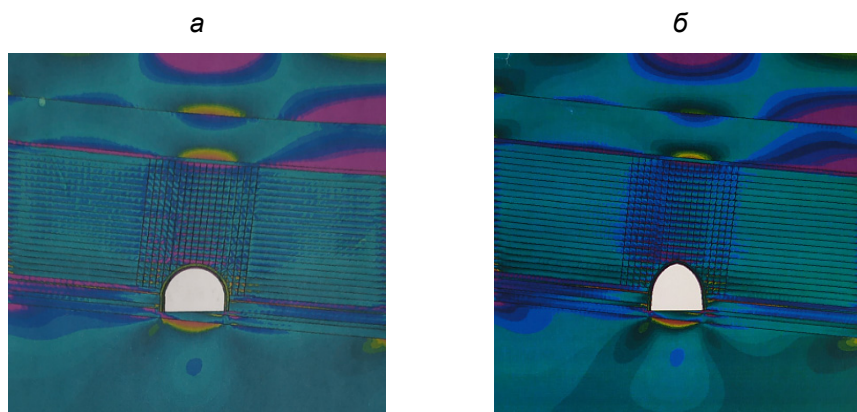


Рис. 6.38. Епюри розподілу горизонтальних напружень σ_x за тріщинуватих порід покрівлі виробок двох форм поперечного перерізу під кріплення (а) КМП-А3 і (б) КВТ-2

Таким чином, однозначно встановлено факт обмеження прогинів нетріщинуватих порід покрівлі при формі поперечного перерізу виробки під кріплення КВТ-2, що пояснюється однією причиною збільшення реакції відсічі з боку нижніх тріщинуватих порід покрівлі. Ця реакція відсічі створюється численними розпірними системами з породних плиток по всій потужності тріщинуватої покрівлі. Вони за рахунок зусиль розпору у вигляді горизонтальних напружень концентрацією $\sigma_x / \lambda\gamma H = 1,5 - 2,0$ набувають певної стійкості і здатні (до певної міри) чинити опір опусканню верхнього масиву, а форма склепіння виробки зі збільшеною стрілою підйому (кріплення КВТ-2) сприяє більш стійкому стану, адже інші геомеханічні фактори порівнюваних варіантів залишаються однаковими.

Даний механізм підвищення стійкості тріщинуватих порід прилеглої покрівлі підтверджується особливостями розподілу концентрації σ_x рівня $\sigma_x / \lambda\gamma H = 1,5 - 2,0$ по ширині та висоті цих літотипів. Безпосередньо біля контуру склепіння ширина розпірних систем приблизно однакова для обох форм виробок – відмінності не перевищують кількох відсотків. Але в міру відходу від контуру в покрівлю тріщинуватих порід ширина розпірних систем збільшується для форми виробки під кріплення КВТ-2 (у порівнянні з КМП-А3) і на верхній

межі тріщинуватих літотипів ця відмінність становить 2,1 раза. Отже, по поверхні контакту тріщинуватих і нетріщинуватих порід останні відчують активний підпір на ділянці, більш, ніж у 2 рази ширше, що й обумовило зниження прогинів породних шарів основної покрівлі.

Сформульовані аргументи вказують на підвищену стійкість не тільки тріщинуватих порід прилеглої покрівлі, але і більш віддалених шарів основної при спорудженні виробки зі збільшеною стрілою підйому склепіння, наприклад, під кріплення КВТ-2.

Підвищена стійкість розпірних систем з породних плиток у тріщинуватих породах покрівлі сприятливо позначається на скороченні об'ємів порід у боках виробки, які схильні до інтенсивного вигину з появою розтягуючих σ_x . Як відомо, вплив розтягуючих зусиль знеміцнює приконтурні бокові породи і сприяє формуванню підвищеного бічного навантаження на кріплення. У цьому плані зафіксовано зниження на 25 – 30% ширини дії розтягуючих σ_x при формі виробки під кріплення КВТ-2.

Також примітний факт зниження розмірів зони розвантаження в основній підошві виробки, незважаючи на деяку віддаленість від контуру склепіння зі збільшеною стрілою підйому. Очевидно тут є певний взаємозв'язок підвищеної стійкості розпірних систем у тріщинуватій покрівлі, скорочення ширини активного вигину приконтурних порід у боках виробки та зменшення розмірів зони розвантаження у її підошві (за висотою – до 35%, по ширині – до 20%).

В цілому, всі без винятку зафіксовані відмінності параметрів поля розподілу горизонтальних напружень σ_x вказують на значний вплив форми поперечного перерізу виробки, а більш конкретно – на переваги форми під кріплення КВТ-2 для умов тріщинуватих порід покрівлі.

6.7.4 Зміни параметрів поля інтенсивності напружень під впливом форми поперечного перерізу виробки

Інтегральний параметр НДС – інтенсивність напружень σ – також піддається певному впливу форми поперечного перерізу виробки, але тенденції цього впливу не такі однозначні, як для компонент σ_y і σ_x . Більш конкретно закономірності впливу розглянуто на епюрах σ для двох форм поперечного перерізу виробки: під кріплення КМП-А3 і кріплення КВТ-2 (ррис. 6.39).

В основній покрівлі, представленій двома нетріщинуватими літотипами, спостерігається скорочення розмірів зон розвантаження над виробкою при її формі під кріплення КВТ-2. Так, у найбільш віддаленому другому породному шарі основної покрівлі ширина зони розвантаження рівня $K_\sigma = 0,42 - 0,53$ зменшилася на 28%, а висота – у 2,4 раза. У першому породному шарі основної покрівлі зона з таким рівнем розвантаження скорочується у розмірах свого розповсюдження вертикальних напружень на 22% за шириною та на 16% за

висотою; більш «глибокий» ступінь розвантаження $K_{\sigma} = 0,32 - 0,42$ також обмежується у поширенні за висотою на 23% і по ширині на 52%. З наведених даних випливає такий висновок: незважаючи на віддаленість розглянутих шарів основної покрівлі вплив форми поперечного перерізу виробки все ж таки прослідковується, а скорочення розмірів зон розвантаження вказує на зниження прогинів породних шарів, їх загальне підвищення стійкості при збільшеній стрілі підйому склепіння у кріпленні КВТ-2.

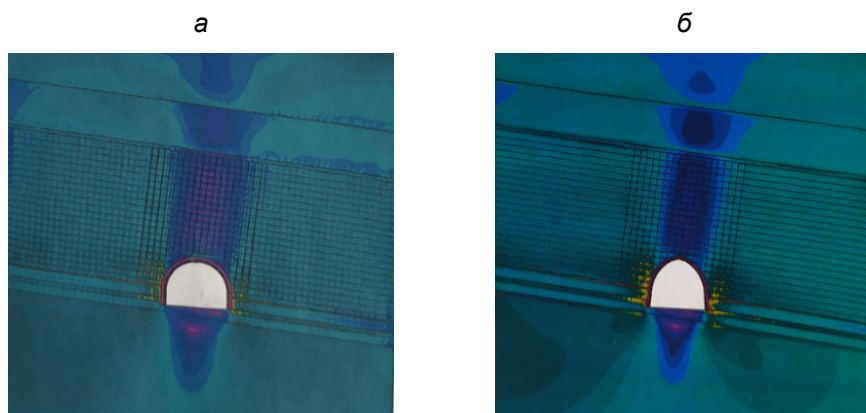


Рис. 6.39. Епюри розподілу інтенсивності напружень σ за тріщинуватих порід покрівлі виробок двох форм поперечного перерізу під кріплення (а) КМП-А3 і (б) КВТ-2

У тріщинуватих породах прилеглої покрівлі зберігається загальна тенденція зниження ширини зони розвантаження для форми виробки під кріплення КВТ-2: при рівні розвантаження $K_{\sigma} = 0,32 - 0,42$ зменшення відбулося на 48%; при $K_{\sigma} = 0,42 - 0,53$ – на 33%; при $K_{\sigma} = 0,53 - 0,64$ – на 23%. Крім того, більш «глибокий» ступінь розвантаження (наприклад, $K_{\sigma} = 0,10 - 0,20$) взагалі відсутній при формі виробки під кріплення КВТ-2.

Таким чином, у породах покрівлі для інтенсивності напруження σ зберігається загальна тенденція зниження розмірів зон розвантаження, яка була встановлена раніше для компонент σ_y і σ_x . Отже підтверджуються уявлення про механізм впливу форми склепіння виробки на стійкість порід покрівлі в умовах тріщинуватості її прилеглих літотипів. Збільшена стріла підйому склепіння у кріпленні КВТ-2 створює більш стійку форму розпірних систем з породних плиток тріщинуватих літотипів, які сприяють зниженню інтенсивності проявів гірського тиску у виробці переважно вертикальної спрямованості.

Аналогічна тенденція впливу форми поперечного перерізу виробки частково проявляється і в породах підшви, хоча вона дещо віддалена від склепіння тріщинуватих порід покрівлі. Так, при приблизній рівноцінності ширини зони розвантаження у підшві її глибина має знижені розміри для форми виробки під кріплення КВТ-2. Наприклад, для умов практично повного розвантаження ($K_{\sigma} \approx 0$) зменшення глибини параметрів розповсюдження вертикальних напружень цієї зони в основній підшві виробки становить до 30%; при $K_{\sigma} = 0,10 - 0,20$ глибина розвитку зони знижується у 2 рази; потім вплив форми виробки слабшає і становить 19 – 22% для діапазону $K_{\sigma} = 0,32 - 0,64$.

Заявлена на початку цього підпараграфу деяка неоднозначність впливу форми поперечного перерізу виробки стосується тенденцій зміни ширини розповсюдження зон концентрацій σ у боках виробки. Наприклад, ширина зони ПГТ у боці виробки з боку підняття пласта знижується (порівняння кріплення КВТ-2 по відношенню до кріплення КМП-А3) на 48% для концентрації $K_{\sigma} = 1,5 - 1,7$, але для більш високої концентрації $K_{\sigma} = 1,9 - 2,2$ ширина зони ПГТ збільшується у 2 рази. Також зафіксовано ріст ширини зон концентрації σ (для форми виробки під кріплення КВТ-2) у боці виробки з боку падіння вугільного пласта: на 24% при $K_{\sigma} = 1,5 - 1,7$ і на 41% при $K_{\sigma} = 1,9 - 2,2$. Раніше це порушення загальної тенденції було пояснено тим, що у формі кріплення КВТ-2 похилі борти виробки утворюють гострий кут з поверхнею її підшви, який, як відомо, є концентратором напружень. Вплив цього концентратора НДС як раз і проявився в боках виробки.

Загалом встановлено, що поле розподілу інтенсивності напружень σ також схильне до впливу форми поперечного перерізу виробки; цілком обґрунтовано прогнозувати в умовах тріщинуватих порід покрівлі зниження інтенсивності проявів гірського тиску в покрівлі та підшві виробки поряд з деяким їх ростом у нижній частині її боків для кріплення КВТ-2.

6.7.5 Узагальнення тенденцій впливу форми поперечного перерізу виробки на НДС у прилеглому масиві

Результати порівняльного аналізу закономірностей параметрів розподілу компонент НДС для двох форм поперечного перерізу виробки систематизовано певним чином у вигляді графіків відносного відхилення Δ будь-якого параметра залежно від коефіцієнта концентрації (розвантаження) тієї чи іншої компоненти напружень.

Особливості зміни поля вертикальних напружень σ_y (рис. 6.40) містять стійку тенденцію зниження висоти зон розвантаження у породах покрівлі для форми виробки під кріплення КВТ-2. Так, у найбільш віддаленій основній покрівлі спостерігається різке падіння початкової (при $\sigma_y / \gamma H \leq 0,35 - 0,40$) різниці

$\Delta = 40\%$ і більше до незначних відхилень у кілька відсотків (при $\sigma_y / \gamma H > 0,40 - 0,45$) у міру зниження рівня розвантаження. Тенденція, яка відрізняється в кількісному плані, але аналогічна за змістом, зафіксована і в тріщинуватих породах прилеглої покрівлі: відбувається зниження ступеня впливу форми виробки на висоту зони розвантаження в міру зменшення рівня останньої ($\sigma_y / \gamma H \rightarrow 1$). Однозначність тенденцій зниження висоти зон розвантаження у породах покрівлі при формі склепіння виробки під кріплення КВТ-2 дозволяє припустити об'єктивність аргументів підвищення стійкості розпірних систем (з породних плиток тріщинуватих літотипів) зі збільшеною стрілою підйому склепіння.

У породах підоскви виробки в діапазоні $\sigma_y / \gamma H \leq 0,15 - 0,20$ глибина зони розвантаження для приблизно циркульної форми склепіння (кріплення КМП-А3) виявилася нижчою, ніж при збільшеній стрілі підйому склепіння (кріплення КВТ-2), але при подальшому зниженні рівня розвантаження ($\sigma_y / \gamma H > 0,20$)

знак відносних відмінностей змінюється і більш обмежена глибина розвантаження спостерігається вже для форми виробки під кріплення КВТ-2. Тобто, у підосві виробки графік тенденції впливу її форми має протилежну закономірність зміни щодо покрівлі.

Аналогічна різновекторність впливу форми виробки спостерігається в її боках за параметром ширина розповсюдження вертикальних напружень зон підвищеного гірського тиску: у верхній частині бокових порід відбувається досить інтенсивний ріст відмінностей Δ (зі збільшенням коефіцієнта концентрації $\sigma_y / \gamma H$) у бік скорочення ширини зон ПГТ при формі виробки під кріплення КВТ-2; у нижній частині боків виробки є протилежна тенденція скорочення ширини зон ПГТ при її формі під кріплення КМП-А3. Дана протилежність тенденцій була пояснена раніше впливом концентрацій напружень у кутових частинах виробок.

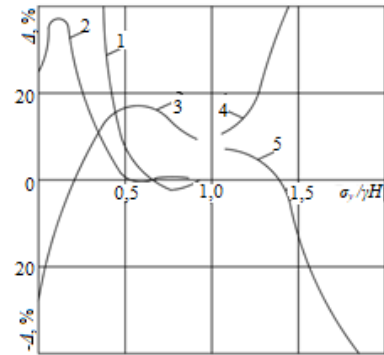


Рис. 6.40. Відносна зміна Δ параметрів розподілу вертикальних напружень навколо виробок двох форм поперечного перерізу від рівня концентрацій $\sigma_y / \gamma H$: 1 і 2 – висота склепіння розвантаження відповідно в основній покрівлі та у тріщинуватих породах прилеглої покрівлі; 3 – глибина зони розвантаження у підосві; 4 і 5 – ширина зон ПГТ відповідно у верхній та нижній частинах боків виробки

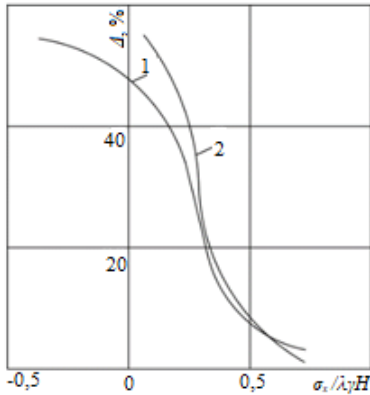


Рис. 6.41. Відносна зміна Δ ширини зони розвантаження горизонтальних напружень у покрівлі виробок двох форм поперечного перерізу від рівня концентрацій $\sigma_x / \lambda\gamma H$: 1 і 2 – перший та відповідно другий породний шар основної покрівлі

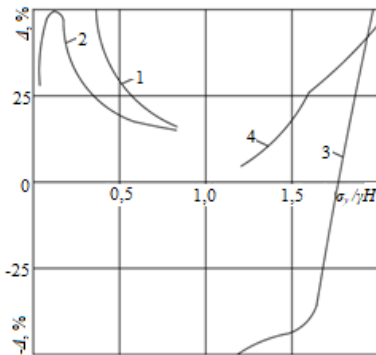


Рис. 6.42. Відносна зміна Δ параметрів розподілу інтенсивності напружень σ навколо виробок двох форм поперечного перерізу від рівня концентрації K_σ : 1 – ширина зони розвантаження у тріщинуватих породах прилеглої покрівлі; 2 – глибина зони розвантаження у підшві; 3 і 4 – ширина зон ПГТ у боках виробки з боку відповідно підняття та падіння пласта

Підсумовуючи дані результати слід відзначити переважний позитив форми виробки під кріплення КВТ-2, що виражається в кінцевому підсумку в зниженні розмірів аномальних зон навколо виробки, що прогнозує менш інтенсивні прояви гірського тиску.

Закономірності зв'язку відносних відхилень Δ (обумовлених формою поперечного перерізу виробки) з показником ступеня розвантаження $\sigma_x / \lambda\gamma H$ напружень σ_x (рис. 6.41) найбільш чітко виражені в нетріщинуватих породах основної покрівлі; вони досить однозначні в плані зниження прогину породних шарів при формі виробки під кріплення КВТ-2. Обидва графіки, починаючи від розтягуючих σ_x і до знижених стискових σ_x мають однакову закономірність зниження відмінностей Δ в міру росту показника $\sigma_x / \lambda\gamma H$, що тотожно до наближення початкового стану недоторканого масиву ($\sigma_x / \lambda\gamma H \rightarrow 1$).

Параметри розподілу інтенсивності напружень σ також схильні до певного впливу форми поперечного перерізу виробки (рис. 6.42). Цей вплив поширюється на зони розвантаження у покрівлі та підшві виробки, зони підвищеного гірського тиску в її боках; але значний вплив форми проявляється лише при певному діапазоні зміни коефіцієнта концентрації (розвантаження) K_σ . Наприклад, встановлено, що при формі склепіння виробки зі збільшеною стрілою підйому (кріплення КВТ-2) відбувається активне зниження ($\Delta = 23 - 48\%$) ширини зони розвантаження у тріщинуватих породах прилеглої покрівлі, але тільки в діапазоні $K_\sigma = 0,3 - 0,8$; за його межами або не виявлено такого ступеня розвантаження, або вплив форми знижується до малосуттєвого. Однак у підсумку цей фактор вказує на скорочення об'ємів нестійких порід у покрівлі та відповідного навантаження (переважно вертикального напрямку) на кріплення КВТ-2.

У підшві виробки прослідковується певна

неоднозначність зв'язку показників Δ і K_{σ} спочатку відбувається ріст відхилення Δ з максимумом близько 50% при $K_{\sigma} = 0,13 - 0,18$, а потім – плавне зниження Δ до 15 – 17% при $K_{\sigma} \geq 0,7$. Однак загальна тенденція обмеження параметрів розповсюдження інтенсивності напружень по глибині зон розвантаження дозволяє прогнозувати зниження інтенсивності здимання порід підшоши при формі виробки під кріплення КВТ-2.

У боках виробки ширина розповсюдження інтенсивності напружень зон ПГТ має стабільну тенденцію зв'язку Δ з коефіцієнтом концентрації K_{σ} . Однак у кількісному плані спостерігаються різні закономірності цього зв'язку в боках з боку підняття та падіння вугільного пласта. Так, з боку підняття при рівні концентрацій $K_{\sigma} < 1,8$ ширина їх розповсюдження інтенсивності напружень для форми виробки під кріплення КВТ-2 більша, ніж для варіанта КМП-А3, що вже було пояснено раніше підвищеними концентраціями напруження у гостріших кутах виробки. Але для зон концентрацій $K_{\sigma} > 1,8$ має стабільне зниження ширини розповсюдження інтенсивності напружень для форми виробки під кріплення КВТ-2 так само, як і з боку падіння пласта. Слід зазначити, що, незважаючи на закономірність інтенсивного росту відхилень Δ при $K_{\sigma} > 1,8$, вплив форми виробки на величину бічного тиску на кріплення досить помірний. Це обумовлено обмеженістю локальних зон з концентрацією $K_{\sigma} > 1,8$, де їх знеміцнюючий ефект поширюється на невеликі об'єми порід.

Підсумовуючи результати вивчення тенденцій впливу форми поперечного перерізу виробки на НДС прилеглого масиву (з урахуванням тріщинуватості порід прилеглої покрівлі) слід виділити два основні фактори:

- тенденції впливу різновеликі та різновекторні, але у низці зон вони є суттєвими і їх слід враховувати при прогнозуванні проявів гірського тиску;
- зміна стану масиву в одній зоні поблизу виробки впливає на стан іншої, що віддаляється іноді на значні відстані; позитивне використання цього взаємозв'язку параметрів стану різних зон прилеглого масиву сприятливо впливатиме на підвищення стійкості гірничих виробок.

6.8 Урахування опору кріплення при оцінюванні НДС прилеглих до виробки породах

6.8.1 Загальні відомості

Численні дослідження у сфері підтримання гірничих виробок, зокрема й у шаруватому масиві слабких порід, сформували неоднозначні думки щодо ступеня впливу відсічі кріплення на зміну стану вміщуючих виробку порід.

З одного боку, існують докази того, що реакція кріплення малосуттєво впливає на параметри розподілу компонент напружень у прилеглому масиві вже на

відстані близько 1,5 – 2,0 м від контуру виробки [40, 46, 49, 50, 70, 71] і переважно це стосується впливу анкерного кріплення. Відомий експериментально-аналітичний метод проф. Ю.З. Заславського [72] вказує на ступінь впливу до кількох відсотків реакції рамних кріплень традиційних найбільш широко застосовуваних конструкцій на обмеження переміщення контуру виробок.

З іншого боку, дослідження проф. В.В. Виноградова [48] показали, що так званими «малими впливами» (реакція рамного кріплення зазвичай на півтора-два порядки нижче напружень, що діють у масиві) можливо вивести частину об'єму порід з нестійкого стану і знизити, тим самим, навантаження на кріплення; це становище підтверджено та розвинено в роботах проф. Г.А. Симановича [73] (плоска задача граничної рівноваги знеміцненого масиву навколо виробки) та проф. І.А. Ковалевської [74] (просторова задача граничної рівноваги).

Сутність наукового протиріччя, на наш погляд, полягає в наступному. Перше твердження цілком справедливе в частині аргументації незрівнянно різного ступеня впливу на НДС масиву геостатичного гірського тиску та реакції кріплення гірничої виробки: відмінності становлять, як правило, півтора-два порядки. Тут слід особливо зазначити, що йдеться про вклад двох складових (геостатичний гірський тиск і реакція кріплення) у поля розподілу компонентів НДС. Приблизники другого твердження оперують зовсім іншим поняттям – стійкістю граничного стану будь-якого породного об'єму навколо виробки. Тобто, тут не йдеться про величину компонент НДС – граничний стан у деякій зоні масиву вже досягнуто, – а далі стоїть питання: чи відбудеться порушення стійкості граничного стану (наприклад, у вигляді обвалення порід покрівлі або видавлювання порід у боках виробки), або даний породний об'єм набуде рівноважного стану завдяки реакції кріплення. З таких позицій розгляду питання вага порід в області граничного стану може бути цілком порівняна з несучою здатністю традиційних рамних кріплень і тоді їх реакція здатна забезпечити стійкість виробки.

Викладені уявлення лягли в основу багатьох методів розрахунку проявів гірського тиску та вибору параметрів кріплення гірничих виробок. Наприклад, один із перших методів прогнозу (даного напрямку) проявів гірського тиску викладено у роботі проф. Ю.М. Лібермана [75], де спочатку визначаються розміри області граничного стану порід над виробкою, а потім оцінюється навантаження від ваги порід, якому має протидіяти кріплення гірничої виробки. Аналогічний алгоритм прогнозу проявів гірського тиску використано в інших дослідженнях, наприклад, [76], де використано класичні аналітичні методи вирішення задач геомеханіки.

На сучасному етапі радикального ускладнення постановки геомеханічних задач з використанням чисельних методів їх вирішення все ж таки залишається відкритим питання про рівень впливу реакції відсічі кріплення на зміну стану прилеглого до виробки масиву. З одного боку, технологія моделювання різних конструкцій кріплень досить добре відпрацьована в сучасних комп'ютерних програмах, призначених для дослідження широкого кола геомеханічних задач, і сам процес реалізації не становить суттєвих труднощів. Але, з іншого

боку, існує чимало задач, де необхідно моделювати обширні зони гірського масиву з детальним відображенням його складання і текстурних порушень, а також мережі гірничих виробок зі своїми засобами кріплення й охорони. У таких задачах часто доводиться стикатися з нестачею обчислювального ресурсу, чимала частка якого витрачається саме на моделювання кріпильних та охоронних елементів. Цим підкреслюється актуальність поставленого питання про ступінь впливу реакції кріплення на кінцевий результат обчислювального експерименту – розрахунок НДС геомеханічної моделі; більш конкретно – обґрунтування неврахування кріпильних конструкцій при вирішенні окремих досить складних геомеханічних задач.

Досліджувані тенденції впливу тріщинуватості масиву також можна віднести до класу складних і витратних (за обчислювальним ресурсом) задач залежно від розмірів зон, де моделюється тріщинуватість. Тому проведена серія обчислювальних експериментів має певну практичну цінність у плані оцінки ступеня впливу реакції кріплення та необхідності її моделювання у низці задач геомеханіки. Для виключення впливу інших факторів вони були зафіксовані постійними, а серії обчислювальних експериментів проведені за таких умов:

- форма поперечного перерізу виробки під кріплення КМП-А3 і КВТ-2;
- середня відстань між тріщинами $l_{mp} = 0,3$ м і $l_{mp} = 0,5$ м;
- два варіанти: виробка з кріпленням або без кріплення.

Для кожної серії обчислювальних експериментів було проведено порівняльний аналіз параметрів розподілу компонент НДС: вертикальних σ_y , горизонтальних σ_x та інтенсивності напружень σ ; в результаті оцінено відносні відхилення Δ , обумовлені наявністю (відсутністю) кріплення гірничих виробок.

Основні тенденції зміни НДС масиву відображено на прикладі форми поперечного перерізу виробки під кріплення КВТ-2 при середній відстані між тріщинами $l_{mp} = 0,5$ м у прилеглих породах покрівлі. При іншій формі виробки та $l_{mp} = 0,3$ м закономірності аналогічні у якісному плані з деякими відхиленнями кількісних показників. Тим не менш, наведені приклади дають загальне уявлення про ступінь впливу реакції кріплення гірничої виробки і це дозволяє суттєво скоротити обсяг матеріалу, що викладається.

6.8.2 Вплив опору кріплення на параметри розподілу вертикальних напружень у масиві

Пошук змін у параметрах розподілу вертикальних напружень σ_y , які обумовлені впливом реакції кріплення виробки на прилеглі породи, здійснений по всіх прилеглих зонах покрівлі, боків і підшви (рис. 6.43).

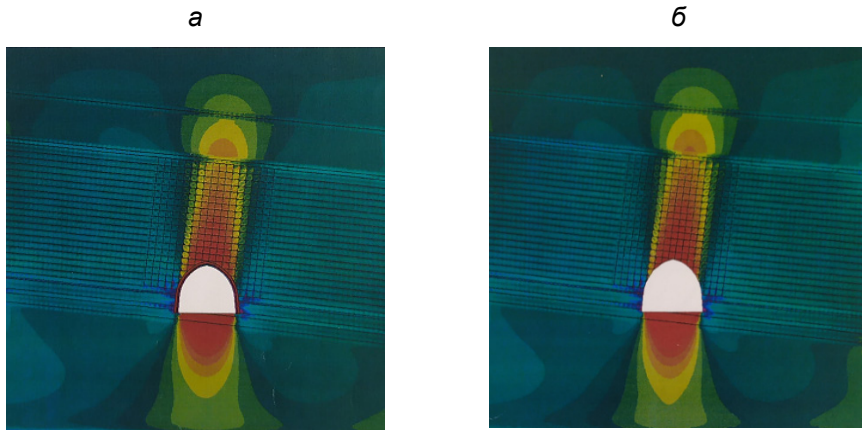


Рис. 6.43. Епюри розподілу вертикальних напружень σ_y в умовах тріщинуватих порід покрівлі за наявності (а) кріплення виробки та його відсутності (б)

У нетріщинуватих літотипах основної покрівлі, незважаючи на їх віддаленість від контуру склепіння виробки, все ж таки прослідковується певний вплив відсічі рамного кріплення серії КВТ-2, яке найбільш помітно в першому породному шарі основної покрівлі, що прилягає до тріщинуватих літотипів прилеглої покрівлі. Тут над виробкою утворюється зона розвантаження, що вказує на прогинання літотипу у напрямку її порожнини; загальна тенденція відображає ріст розмірів зон розвантаження за відсутності відсічі кріплення, що тотожно збільшення прогину першого породного шару основної покрівлі. По відношенню до рівня розвантаження $\sigma_y / \gamma H$ спостерігається стійка закономірність зниження відмінностей Δ при зменшенні ступеня розвантаження ($\sigma_y / \gamma H \rightarrow 1$). Наприклад, ступінь розвантаження $\sigma_y / \gamma H = 0,29 - 0,37$ має локальну зону розповсюдження вертикальних напружень при незакріпленій виробці, яка взагалі відсутня у варіанті встановлення кріплення. При $\sigma_y / \gamma H = 0,37 - 0,45$ висота зони збільшується до 42%, а ширина – на 20%; при подальшому рості показника $\sigma_y / \gamma H$ величина відмінностей скорочується до кількох відсотків і її можна вважати малосуттєвою.

Аналогічна тенденція спостерігається у тріщинуватих породах прилеглої покрівлі. Тут має місце стабільне перевищення висоти зони розвантаження за відсутності кріплення у виробці, що цілком закономірно і не вимагає пояснень. Також зберігається тенденція до зниження відмінностей Δ при збільшенні показника $\sigma_y / \gamma H$. Максимальні відмінності зафіксовані для зони дії розтягуючих σ_y , у діапазоні $\sigma_y / \gamma H = 0,10 - 0,20$, де вони становлять до 49%. У зоні

повного розвантаження ($\sigma_y \approx 0$) відносна різниця висоти розповсюдження вертикальних напружень знижується до 34%, а з ростом стискних σ_y (при $\sigma_y / \gamma H \geq 0,10 - 0,20$) спостерігається деяка стабілізація перевищення $\Delta = 18 - 25\%$ аж до рівня розвантаження $\sigma_y / \gamma H = 0,30 - 0,50$.

Наведені результати обчислювальних експериментів показують, що навіть у віддалених ділянках покрівлі простежується певний вплив відсічі рамного кріплення КВТ-2 і, на нашу думку, воно обумовлено наявністю тріщинуватості у породних шарах прилеглої покрівлі.

Механізм впливу відсічі кріплення є досить очевидним і полягає в наступному. У тріщинуватих породах прилеглої покрівлі з окремих породних плиток утворюються розпірні системи арочної форми починаючи від контуру виробки з розповсюдженням вертикальних напружень по всій потужності тріщинуватих літотипів. При збільшеній стрілі підйому склепіння (кріплення КВТ-2) розпірних систем вплив на нижню поверхню реакції з боку кріплення особливо сприятливий, так як суттєво підвищує їх несучу здатність і стійкість такого комплексу розпірних конструкцій значно зростає. Завдяки цьому обмежується розповсюдження знижених σ_y і збільшується їх взаємний переважно вертикальний підпір по всій потужності тріщинуватих порід. Ця тенденція дозволяє прогнозувати зменшення об'ємів нестійких порід у тріщинуватій покрівлі, що напряму пов'язано з обмеженням навантаження на кріплення виробки. Позитивний вплив її відсічі прослідковується навіть у нетріщинуватих породах основної покрівлі: підпір, створений стійкими розпірними системами з породних плиток, знижує прогини першого та другого шарів основної покрівлі.

Викладені міркування про вплив відсічі кріплення не суперечать існуючим уявленням про ефект «малих впливів» на стійкість граничного стану породних об'єктів поблизу виробки.

Глибина зон розвантаження у підшві виробки набагато менше схильна до впливу відсічі кріплення, що обумовлено двома причинами: по-перше, у підшві немає безпосереднього впливу рамного кріплення так званої незамкнутої конструкції; по-друге, породи підшви представлені нетріщинуватими літотипами, де ефект «малих впливів» дуже обмежений. У результаті розміри зон розвантаження рівня $\sigma_y / \gamma H \leq 0,10 - 0,20$ як при розтягуючих, так і при стискних σ_y практично не відрізняються один від одного в оцінці впливу фактору дії реакції кріплення. При $\sigma_y / \gamma H > 0,20$ спостерігається невелике збільшення глибини розповсюдження зон розвантаження (у діапазоні 4,5 – 10,4%) при незакріпленому контурі виробки. Таким чином, тут підтверджується той напрям існуючих уявлень, який говорить про слабку дію відсічі кріплення на параметри НДС прилегло до виробки масиву.

У боках виробки спостерігаються схожі тенденції незначного впливу відсічі кріплення на параметри розподілу вертикальних напружень. Так ширина зон

підвищеного гірського тиску в боці виробки з боку підняття пласта збільшилася всього на 11 – 12% ($\sigma_y / \gamma H = 1,4 - 1,7$) і це є максимум впливу реакції кріплення. З боку падіння пласта відхилення Δ ще менші і не перевищують 3,8%.

Підсумовуючи наведені дані, слід відзначити помірний вплив реакції відсічі кріплення на параметри розподілу σ_y у приконтурних породах та іноді відсутність такого. З іншого боку, підтверджені обидва з існуючих уявлень про ступінь даного впливу – рівновага граничного стану розпирних систем у тріщинуватій покрівлі досить чутлива до реакції кріплення, яка здатна впливати навіть на віддалені ділянки покрівлі. Тому немає однозначного вирішення питання необхідності урахування відсічі кріплення і в кожному конкретному випадку слід обґрунтовувати прийняте рішення в ході побудови геомеханічної моделі.

6.8.3 Зміна параметрів розподілу горизонтальних напружень навколо виробки під впливом опору її кріплення

Зазначені вище (при аналізі σ_y) неоднозначні тенденції впливу реакції кріплення виявляються і по відношенню до горизонтального напруження σ_x (рис. 6.44). Тобто, в одних зонах прилеглої до виробки масиву відзначається досить значний вплив, на інших ділянках вплив реакції кріплення знижується до незначного.

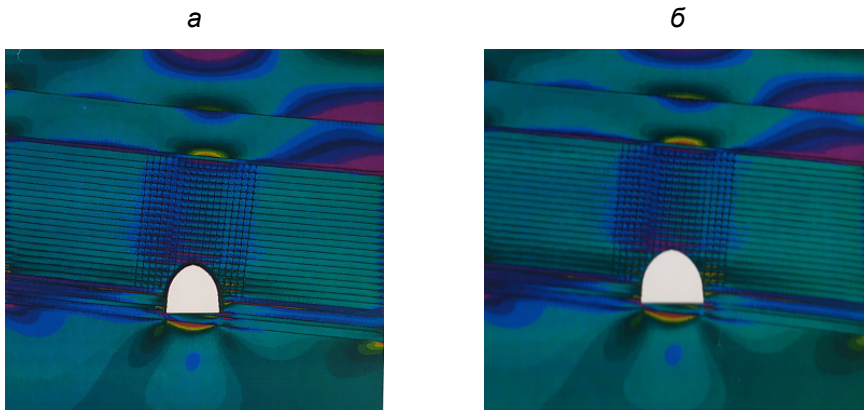


Рис. 6.44. Епюри розподілу горизонтальних напружень σ_x в умовах тріщинуватих порід покрівлі за наявності (а) та відсутності (б) кріплення виробки

Розглянемо низку прикладів зафіксованої неоднозначності впливу відсічі кріплення. Тріщинуваті породи покрівлі завдяки своєму високому ступеню де-

формованості піддаються активному впливу відсічі кріплення в плані збереження стійкості розпірних систем з породних плиток: це підтверджується розподілом σ_x , що найбільш чітко відображає процес вигину практично кожної розпірної системи по всій потужності тріщинуватих літотипів. Будь-яка розпірна система характеризується відсутністю розтягуючих σ_x , яким вона не здатна чинити опір через наявність тріщин, а збереження її стійкості забезпечується силами розпору (стискні σ_x) на контактах породних плиток між собою. Тому концентрації $\sigma_x / \lambda\gamma H > 1$ відзначаються в кожній розпірній системі з перевищенням Δ для незакріпленої виробки. Зв'язок Δ з показником $\sigma_x / \lambda\gamma H$ має максимум 21% при $\sigma_x / \lambda\gamma H = 1,7 - 1,9$, а при відході від цього діапазону у бік збільшення або зниження рівня концентрації спостерігається зменшення впливу відсічі кріплення до 7 – 10%.

Наведені дані відзначають помірність впливу реакції кріплення на розподіл концентрації σ_x у тріщинуватих породах прилеглої покрівлі; однак їх високий рівень деформованості сприяє поширенню впливу кріплення на більш віддалені нетріщинуваті літотипи основної покрівлі. Загальна тенденція така, що при розтягуючих σ_x або стану повного розвантаження ($\sigma_x \approx 0$) спостерігається максимум впливу, а при зниженні рівня розвантаження ($\sigma_x / \lambda\gamma H \rightarrow 1$) величина відмінностей Δ зменшується. Наприклад, у першому породному шарі основної покрівлі ширина зони розтягуючих σ_x рівня $\sigma_x / \lambda\gamma H = 0,30 - 0,50$ збільшується в 1,5 рази для незакріпленої виробки; при розтягуючих σ_x до 15% від $\lambda\gamma H$ величина відхилень знижується до 20%, а ширина зони розвантаження від стискних σ_x рівня $\sigma_x / \lambda\gamma H = 0,30 - 0,50$ відрізняється лише на 6,4%. У більш віддаленому другому породному шарі основної покрівлі розтягуючих σ_x не зафіксовано, але для зони розвантаження рівня $\sigma_x / \lambda\gamma H = 0 - 0,15$ її ширина на 62% більше для незакріпленої виробки. Далі зі зниженням ступеня розвантаження величина відмінностей Δ зменшується.

Таким чином, у частині неоднозначності ступеня впливу реакції кріплення підтверджується її суттєвість у зонах дії розтягуючих σ_x і повного розвантаження, яке сформувалося, на нашу думку, завдяки підвищеній деформованості та чутливості розпірних систем (у тріщинуватих породах прилеглої покрівлі) до впливу реакції кріплення.

У породах підодви виробки слабшає вплив реакції кріплення на розміри зон розвантаження горизонтальних напружень σ_x , що обумовлено раніше зазначеними причинами відсутності у підодви реакції кріплення незамкнутої конструкції та тріщинуватості її літотипів. Найбільші відмінності $\Delta = 16 - 18\%$ відзначені в зоні дії розтягуючих σ_x , а з переходом у зону стиску глибина зон розвантаження практично не залежить від реакції кріплення. Наприклад, при $\sigma_x / \lambda\gamma H = 0,30 - 0,50$ відмінності становлять лише 3,7%.

У боках виробки в цілому спостерігається досить помірний вплив відсічі кріплення. Заслуговує на увагу лише ширина зони активних прогинів бокових приконтурних порід (прогин фіксується по локальних зонах повного розвантаження і невеликим розтягуючим σ_x), яка зростає до 35 – 40% у разі незакріпленої виробки.

У підсумку, за результатами аналізу тенденцій зміни горизонтального напруження σ_x підтверджується раніше сформульована думка про різновеликий вплив реакції кріплення на різних ділянках приконтурних порід та прийняття рішення про доцільність моделювання кріпильної конструкції тільки при обґрунтуванні конкретної геомеханічної моделі стосовно досліджуваних гірничо-геологічних умов та задач досліджень.

6.8.4 Вплив опору кріплення на параметри розподілу інтенсивності напружень у прилеглому до виробки породному масиві

Показник інтенсивності напружень σ , оскільки є узагальнюючою НДС компонентою, включає в свої тенденції зміни як суттєві сторони впливу реакції кріплення, так і малосуттєві відмінності (рис. 6.45). Тому величина σ як би усереднює ступінь впливу відсічі кріплення на параметри розподілу інтенсивності напружень у прилеглих зонах породного масиву. У зв'язку з цим загальна оцінка ступеня впливу характеризується як досить помірна з основним діапазоном відносних відхилень до 15 – 20%.

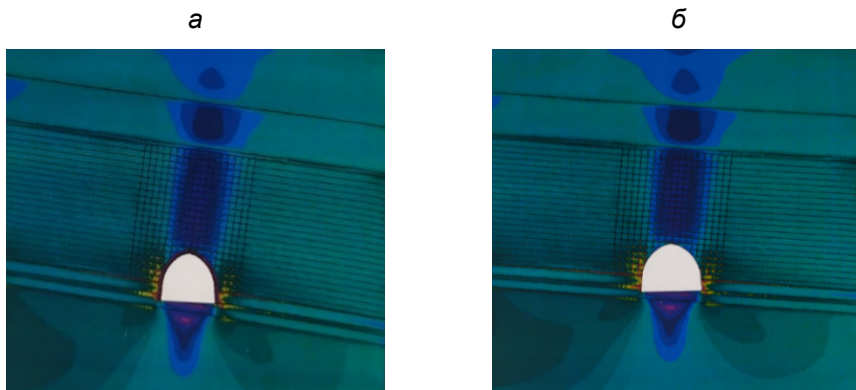


Рис. 6.45. Епюри розподілу інтенсивності напружень σ в умовах тріщинуватих порід покрівлі за наявності (а) та відсутності (б) кріплення виробки

На доказ сказаного відзначимо наступні результати порівняльного аналізу. Так у першому шарі основної покрівлі зміни ширини зон розвантаження сяга-

ють максимуму 13% при $K_\sigma = 0,30 - 0,40$, а в міру зниження ступеня розвантаження ($K_\sigma \rightarrow 1$) відмінності Δ зменшуються і практично зникають при $K_\sigma = 0,50 - 0,60$.

У тріщинуватих породах прилеглої покрівлі відзначається та ж тенденція помірного впливу відсічі кріплення та поступового скорочення відмінностей при зниженні ступеня розвантаження. Наприклад, при $K_\sigma = 0,30 - 0,40$ $\Delta = 14\%$, а при $K_\sigma = 0,50 - 0,60$ $\Delta = 3,5\%$.

У підосві безпосередньої виробки виявлено більш-менш суттєві відмінності ($\Delta = 20\%$), а для решти зон розвантаження вплив реакції кріплення не перевищує 4 – 5%.

У боках виробки ступінь зміни ширини зон концентрації σ дещо відрізняється у своїх відносних показниках Δ . Так для рівня концентрації $K_\sigma = 1,4 - 1,7$ ступінь впливу реакції кріплення становить всього 14 – 16%, але вона збільшується до 30% при $K_\sigma = 1,9 - 2,1$ і до 50% при $K_\sigma = 2,5$. Однак тут слід пам'ятати, що концентрації $K_\sigma \geq 2,0$ мають дуже обмежені зони розповсюдження (в основному до 0,5 м) від контуру виробки і цим пояснюється підвищений вплив поруч розташованого кріплення.

Узагальнюючи результати проведеного порівняльного аналізу приходимо до висновку про можливість неврахування кріплення гірничих виробок у геомеханічних моделях, якщо нас цікавить стан цілісного масиву на відстані в декілька розмірів самої виробки. Навпаки, якщо вивчається поведінка приконтурних порід або вміщуючий виробку породний масив складений літотипами з інтенсивною тріщинуватістю, то необхідно моделювати кріплення і його вплив для підвищення достовірності очікуваних результатів.

6.8.5 Підсумковий результат оцінювання опору кріплення гірничої виробки на НДС у прилеглому масиві

Узагальнення результатів аналізу впливу реакції відсічі кріплення на НДС вуглевмісного масиву з урахуванням залягання у покрівлі виробки тріщинуватих порід дозволило зробити наступні висновки.

Вертикальні напруження σ_y у зонах розвантаження покрівлі мають загальну тенденцію зменшення відхилень Δ розмірів свого розповсюдження при зниженні рівня розвантаження $\sigma_y / \gamma H \rightarrow 1$ (рис. 6.46). Особливо тісний зв'язок Δ і $\sigma_y / \gamma H$ має місце у першому породному шарі основної покрівлі, де в діапазоні $\sigma_y / \gamma H = 0,30 - 0,50$ величина відхилень Δ зменшується від 40 – 50% до 1,5 – 6% і далі можна вважати, що вплив кріплення практично відсутній. Підвищений вплив відсічі кріплення в діапазоні $\sigma_y / \gamma H = 0,30 - 0$, слід сприймати адекватно розмірам розвантаження цих зон, а вони досить локальні і

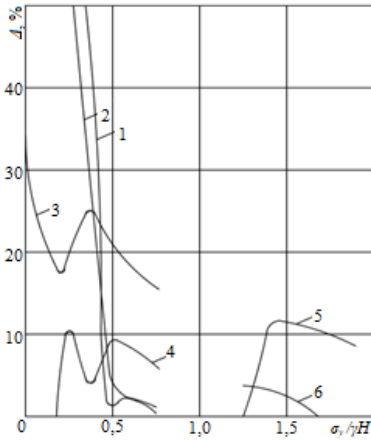


Рис. 6.46. Відносна зміна Δ параметрів розподілу вертикальних напружень σ_y навколо незакріплених та закріплених виробок від рівня концентрації $\sigma_y/\gamma H$: 1 і 2 – висота та ширина зон розвантаження у першому породному шарі основної покрівлі; 3 – висота зон розвантаження в тріщинуватих породах прилеглої покрівлі; 4 – глибина зон розвантаження у підшві; 5 і 6 – ширина зон ПГТ з боку підняття і падіння пласта

мента по підшві та віддаленості порід від закріплених поверхонь виробки.

Розміри зон підвищеного гірського тиску в боках виробки слабо піддаються впливу реакції кріплення – максимальне обмеження не перевищило 12%.

Тенденції впливу реакції кріплення на параметри розподілу горизонтальних напружень σ_x здебільшого аналогічні попередній аналізованій компоненті σ_y (рис. 6.47). Так найбільший вплив відзначено для ширини зон розвантаження у породних шарах основної покрівлі, де головний діапазон відхилень становить 20 – 50%. Однак зазначимо, що такий рівень впливу зафіксовано лише для вельми локальних зон високого ступеня розвантаження стискних σ_x ($\sigma_x/\lambda\gamma H = 0 - 0,30$), або впливу розтягуючих σ_x

тому з цієї причини неспроможні суттєво впливати на процес формування вертикального навантаження на кріплення.

У плані вищесказаного більшу увагу слід звернути на зони дії розтягуючих σ_y та високий ступінь розвантаження ($\sigma_y/\gamma H = 0 - 0,25$) стискних σ_y у тріщинуватих породах прилеглої покрівлі. Цей чималий об'єм порід менш стійкий і здатний створити досить значне вертикальне навантаження. Тому обмеження (за допомогою реакції кріплення) висоти розповсюдження цих зон розвантаження на 18 – 30% вельми позитивно позначиться на виборі ресурсозберігаючих кріпильних конструкцій.

У породах підшви відмінності в глибині розповсюдження зон розвантаження несуттєві і змінюються в основному в межах 5 – 10%, що цілком прогнозовано з раніше зазначених причин відсутності кріпильного еле-

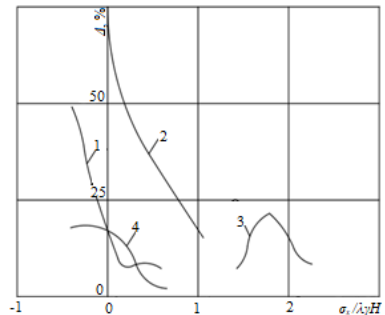


Рис. 6.47. Відносна зміна Δ параметрів розподілу горизонтальних напружень навколо незакріплених і закріплених виробок від рівня концентрації $\sigma_x/\lambda\gamma H$: 1 і 2 – ширина зон розвантаження у першому та відповідно в другому шарі основної покрівлі; 3 – ширина зони концентрації напружень у безпосередній покрівлі над виробкою; 4 – глибина зони розвантаження в основній підшві

. Обидві групи зон через свої мінімальні розміри не здатні суттєво змінити величину навантаження на кріплення виробки, але в якісному плані показують як відсіч кріплення через стан граничної рівноваги в розпирних системах тріщинуватих порід прилеглої покрівлі здатна вплинути на її віддалені літотипи. Тобто, непрямим чином підтверджується теорія «малих впливів» на граничний стан прилеглого масиву.

З іншого боку, також відображається думка про невеликий вплив реакції кріплення на НДС вміщуючого виробку масиву, який проявляється у слабко виражених тенденціях зв'язку величини відхилень Δ і параметрів розподілу σ_x у боках і підшві виробки.

Підсумок оцінки рівня впливу реакції кріплення на стан масиву підіб'ємо на прикладі мінливості параметрів розподілу інтенсивності напружень σ (рис. 6.48). Дана інтегральна компонента НДС показує відносно помірний вплив $\Delta = 15 - 20\%$ лише за високого ступеня розвантаження ($K_\sigma = 0,10 - 0,30$), але розміри цих зон невеликі і не можуть вагомо впливати на формування навантаження на кріплення. Той самий висновок відноситься і до ширини зон ПГТ у боках виробки: при $K_\sigma < 1,8$ відхилення Δ не перевищують 20%, хоча розміри даних зон дозволяють суттєво змінити бічне навантаження на кріплення. У той же час розміри зон з більш високою концентрацією $K_\sigma > 2,0$ вельми локальні, знаходяться на самому контурі виробки і, незважаючи на підвищений рівень впливу ($\Delta \geq 30\%$), не в змозі значно змінити бічний гірський тиск на кріплення.

Таким чином, отримані результати можна охарактеризувати (у повній відповідності з існуючими уявленнями) як слабкий вплив відсічі кріплення на НДС прилеглих до виробки цілісних літотипів і суттєвий вплив на стійкість граничного стану тріщинуватих порід, особливо в її покрівлі.

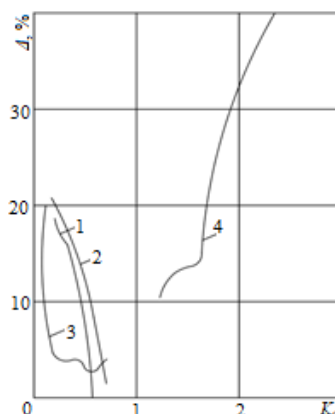


Рис. 6.48. Відносна зміна Δ параметрів розподілу інтенсивності напружень σ навколо незакріплених і закріплених виробок від рівня концентрацій K_σ :
 1 – ширина зон розвантаження у першому породному шарі основної покрівлі;
 2 – ширина зон розвантаження у тріщинуватих породах прилеглої покрівлі;
 3 – глибина зон розвантаження у підшві;
 4 – ширина зон концентрації σ у боках виробки

Висновки

Проведення комплексу багатоваріантних обчислювальних експериментів з вивчення впливу тріщинуватості на поведінку шаруватого вуглевмісного масиву навколо пластової виробки дозволило отримати низку нових результатів, узагальнених у наступні висновки.

1. Дослідження НДС тріщинуватого шаруватого масиву виконано для реальних гірничо-геологічних і гірничотехнічних умов відпрацювання вугільних пластів в одному з геолого-промислових регіонів Донбасу; це посилило практичну цінність вивчення даного питання, оскільки створено базу для розробки науково обґрунтованих рекомендацій. Сформульовано основні вимоги до геомеханічних моделей, що імітують поведінку тріщинуватого масиву, і розроблено методику вивчення тенденцій впливу тріщинуватості при впливі (через дію) супутніх факторів: середня відстань між тріщинами для двох взаємно перпендикулярних систем тріщинуватості; форма поперечного перерізу виробки і кріплення; вплив реакції відсічі кріплення на приконтурні породи. Така всебічна оцінка впливу тріщинуватості (у методичному плані отримання достовірних результатів) вимагає побудови окремих тестових моделей (для порівняння результатів) у кількості, що відповідає кількості моделей тріщинуватого масиву за вказаними напрямками досліджень. Даний підхід збільшує трудомісткість та витрати часу на проведення багатоваріантних обчислювальних експериментів, але сприяє отриманню різнобічної та більш достовірної інформації.

2. Вся група тестових моделей, що відрізняються лише відсутністю тріщинуватості в літотипах масиву, піддана розрахунку НДС та подальшому його аналізу відповідно до розроблених методичних положень. Результати аналізу полів розподілу компонент напружень сформували базу для порівняльної оцінки впливу тріщинуватості за різними напрямками варіації найбільш важливих факторів: складання та механічні властивості прилеглої вуглевмісної товщі, наявність однієї та двох систем тріщин, інтенсивність тріщинуватості, форма виробки, відсіч кріплення.

3. Урахування тріщинуватості шаруватого масиву виконано за всіма основними компонентами напружень і виявлено наступні тенденції впливу однієї (паралельно площин нашарувань) і двох (взаємно перпендикулярних) систем тріщин у прилеглих породних шарах покрівлі.

Зміна параметрів розподілу вертикальних напружень σ_y характеризується наступними тенденціями:

– висота склепіння розвантаження постійно збільшується за однієї системи тріщин і продовжує рости за наявності двох систем тріщинуватості; при цьому зі зменшенням ступеня розвантаження від $\sigma_y / \gamma H = 0 - 0,10$ до $\sigma_y / \gamma H = 0,30 - 0,40$ вплив тріщинуватості зростає від 24 – 27% до 1,8 – 2,0 разів для однієї системи і від 55 – 60% до 2,9 – 3,2 разів для двох систем тріщин;

– ширина зон розвантаження у покрівлі практично не залежить від наявності систем тріщинуватості, однак їх вплив дозволяє прогнозувати ріст до 3 разів навантаження від ваги нестійких порід у зведенні виробки;

– у підшві штреку при майже постійній ширині спостерігається тенденція скорочення глибини розповсюдження зони розвантаження на 12 – 23% всупереч тому, що породи безпосередньої та основної підшви змодельовані нетріщинуватими;

– у боках виробки відбувається різке обмеження в 1,9 – 3,9 разів ширини розповсюдження за падінням (підняттям) зон ПГТ.

Такі різноспрямовані тенденції впливу тріщинуватості пояснюють природним процесом радикального зниження деформаційних характеристик тріщинуватих літотипів, що провокує ріст деформацій породних шарів при постійному геостатичному тиску. Сталість механізму розвитку тенденцій впливу тріщинуватості в різних аномальних зонах вказує на адекватність розроблених принципів і прийомів моделювання даного текстурного фактора.

Вплив тріщинуватості на розподіл горизонтальних напружень σ_x характеризується взаємно протилежними тенденціями посилення концентрації напружень обох знаків та розширенням зон їх розповсюдження у породних шарах, прилеглих до тріщинуватих літотипів, а також різкого зменшення цих параметрів у самих тріщинуватих породах. Ці закономірності повністю пояснюються різким падінням деформаційних характеристик тріщинуватих порід, що сприяють зростанню деформацій вигину цілісних літотипів, що позначається на посиленні проявів гірського тиску у виробці.

Тendenції впливу тріщинуватості порід безпосередньої покрівлі на розподіл інтенсивності напружень σ поблизу пластової виробки зводяться до наступного:

– незалежно від розташування літотипів наявність тріщин у деяких з них «згладжує» концентрації σ будь-якого рівня поряд з обмеженням їх розповсюдження від 25 – 30% до 2,6 – 3,0 разів;

– цей процес інтенсивніший при текстурних порушеннях, які включають дві системи тріщин;

– ріст розмірів зон розвантаження σ менш суттєвий (в середньому – кілька десятків відсотків) і спостерігається переважно в літотипах, розташованих поруч із тріщинуватими породними шарами; з віддаленням від них вплив тріщинуватості згасає.

Виявлені тенденції впливу тріщинуватості припускають єдиний механізм їх розвитку, системи тріщин кардинально знижують деформаційні характеристики літотипів, зростає їх здатність до різноспрямованих переміщень у масиві, що призводить до обмеження збурень компонент НДС поблизу гірничої виробки.

4. Вивчення тенденцій впливу текстури вуглевмісного масиву на його НДС в умовах тріщинуватих порід прилеглої покрівлі дало неоднозначні результати. Так за фактором поля вертикальних напружень σ_y розміри зон розвантаження різного ступеня у покрівлі виробки збільшуються до 16% при рості потужності тріщинуватих порід на 35%; причому середній діапазон впливу становить 4 – 7%. У підшві виробки розміри зон розвантаження стабільно знижуються до 15 – 16%, а в її боках спостерігається ріст (до 42 – 49%) ширини розповсюдження зони підвищеного гірського тиску. Механізм розвитку таких суперечливих тенденцій бачиться у переважному впливі не потужності тріщинуватих порід покрівлі, а у впливі самої текстури масиву: висока реакція протидії вельми потужного і жорстокого породного шару прилеглої основної підшви провокує обмеження зон розвантаження у підшві та розширення зон ПГТ в боках виробки.

За фактором розподілу горизонтальних напружень σ_x вплив текстури вуглевмісного масиву не виходить за рамки 23 – 25%, але він не є якоюсь єдиною тенденцією: відхилення різних параметрів поля σ_x зафіксовані як у позитивному, так і негативному напрямках.

Тенденції впливу текстури масиву на зміни поля інтенсивності напружень σ також характеризується певною неоднозначністю: у покрівлі скорочуються розміри зон розвантаження (на 16 – 38%) і концентрацій гірського тиску (на 11 – 13%) зі збільшенням потужності тріщинуватих порід на 35%. У той же час, при двох системах тріщин зафіксовано протилежну тенденцію збільшення на 51% ширини зони розвантаження. У боках виробки, разом зі зниженням розповсюдження концентрацій σ у тріщинуватій безпосередній покрівлі, значно розширюються (на 39 – 48%) зони концентрацій у вугільному пласті. У породах підшви вплив потужності тріщинуватих порід покрівлі займає другорядне становище, а на перший план виходить текстура нетріщинуватих літотипів.

5. Встановлено дуже значний вплив механічних характеристик порід вуглевмісної товщі на розвиток зон розвантаження у покрівлі та підшві, а також зон підвищеного гірського тиску в боках виробки. На прикладі порівняння НДС масиву з вологонасиченими літотипами і породними шарами стану природної вологості отримано наступні результати. За фактором дії вертикальних напружень σ_y вологонасичення масиву сприяє:

- різкому збільшенню висоти розповсюдження у покрівлю зон «глибокого» розвантаження ($\sigma_y / \gamma H = 0 - 0,37$) в інтервалі 2,3 – 10,4 раза, що прогнозує збільшення вертикального навантаження (від ваги порід зони ймовірної втрати стійкості) до критичних значень, що перевищують більше 2 разів несучу здатність традиційних конструкцій рамних кріплень;

- скорочення розповсюдження зон ПГТ у боках виробки у 2,9 – 5,2 разів;

- підвищення глибини розповсюдження зон розвантаження рівня $\sigma_y / \gamma H = 0 - 0,37$ до 1,9 – 3,7 разів, що активізує процес здимування порід підшви виробки.

За фактором дії горизонтального напруження встановлено низку перетворень поля розподілу σ_x , які, однак, не носять радикального характеру і піддаються логічному поясненню: завдяки загальній властивості підвищеної деформованості вологонасичених літотипів вуглевмісної товщі зростає прогин нетріщинуватих порід основної покрівлі; у прилеглих тріщинуватих породах збільшується локальні концентрації стискних σ_x завдяки підвищенню ступеня свободи лінійного і кутового переміщення породних пачок; розширюються на 60 – 80% зони розвантаження тріщинуватої безпосередньої покрівлі з ймовірністю переміщення породних пачок у бічному напрямку в порожнину виробки.

Інтенсивність напружень σ , як підсумковий показник НДС, піддається суттєвому впливу механічних характеристик літотипів, що складають вуглевмісну товщу: загальна тенденція така, що знижені міцнісні та деформаційні властивості вологонасичених літотипів сприяють більш рівномірному розподілу σ зі зменшенням їх концентрацій у боках виробки та «поглибленню» ступеня розвантаження в її покрівлі та підшві. Так, ступінь розвантаження в основній покрівлі збільшується від значень $K_\sigma = 0,51 - 0,89$ до величини $K_\sigma = 0,32 - 0,64$ при вологонасиченні; у тріщинуватих літотипах прилеглої покрівлі рівень розвантаження змінюється від $K_\sigma = 0,49 - 0,74$ до $K_\sigma = 0,10 - 0,60$. У боках виробки діє стійка тенденція зниження як концентрацій σ ($K_\sigma = 1,8 - 2,7$ при породах природної вологості; $K_\sigma = 1,4 - 1,6$ при вологонасиченому стані літотипів), так і скорочення зон їх розповсюдження (наприклад, з 4,5 – 5,0 м до 1,8 – 2,3 м). У породах підшви процес вологонасичення літотипів впливає (до 44 – 58%) на ріст глибини зони розвантаження лише рівня $K_\sigma = 0,21 - 0,64$, а інші параметри залишаються майже незмінними.

Усі виявлені тенденції зміни НДС прилеглого масиву досить відчутні і за своєю суттю визначаються єдиним механізмом збільшення різновекторної деформованості вологонасичених літотипів.

6. Підвищення інтенсивності тріщинуватості прилеглих порід покрівлі (змодельовано зниженням середньої відстані між сусідніми тріщинами) досить помірно впливає на зміну параметрів розподілу компонент напружень у вуглевмісному масиві навколо виробки. Вочевидь, це обумовлено радикальною зміною градієнта впливу:

- тріщинуватість, як така, знижує деформаційні характеристики літотипів у десятки та сотні разів;
- збільшення густоти тріщин сприяє подальшому падінню деформаційних характеристик літотипів, але вже лише на десятки відсотків і, у крайніх випадках, – у кілька разів.

Така сутність впливу інтенсивності тріщинуватості підтверджена численними прикладами тенденцій зміни компонент напружень. Так, висота (глибина) зон розвантаження σ_y у покрівлі та підшві виробки суттєво змінюється лише для областей повного розвантаження або близьких до цього стану, а

тенденції зниження ступеня впливу при рості показника $\sigma_y / \gamma H$ цілком закономірні і вкотре підкреслюють адекватність розроблених моделей тріщинуватих порід. Зміна полів розподілу горизонтальної компоненти σ_x й інтенсивності напруження σ можна охарактеризувати як помірне (відхилення до декількох десятків відсотків) під дією зниження середньої відстані між тріщинами.

Отримані результати обґрунтовують такий висновок: відображення порушень цілісності гірського масиву у вигляді його тріщинуватості безумовно необхідно для забезпечення належної адекватності та достовірності результатів досліджень; але усереднення властивостей тріщинуватості при побудові геомеханічних моделей цілком припустимо, оскільки не має вирішального впливу на НДС вуглевмісної товщі навколо гірничої виробки, більшість відхилень знаходяться у межах похибки, допустимої при гірничотехнічних розрахунках.

7. В цілому тенденції впливу форми поперечного перерізу виробки на параметри розподілу компонент НДС у прилеглому масиві характеризуються достатньою стабільністю щодо переважного скорочення розмірів зон розвантаження і підвищеного гірського тиску навколо виробки для її форми під кріплення зі збільшеною стрілою підйому склепіння (на прикладі кріплення КВТ-2 у порівнянні з кріпленням КМП-А3). Це обумовлено найбільш підходящою формою поперечного перерізу саме для умов тріщинуватих порід покрівлі: збільшена стріла підйому склепіння виробки сприяє підвищенню стійкості розпірних систем з породних плиток, а це, у свою чергу, знижує концентрації компонент напружень у боках виробки. Винятки становлять локальні об'єми порід у кутах виробки, де нахил стояків (гостріший кут) сприяє посиленню концентрацій напружень.

Основний діапазон впливу форми поперечного перерізу виробки на розміри прилеглих зон розвантаження і ПГТ становить 10 – 40%.

8. Тенденції впливу відсічі рамного кріплення на параметри розподілу НДС прилеглого до виробки породного масиву цілком узгоджуються з існуючими, на перший погляд взаємно протилежними уявленнями. Пояснюється даний феномен детальним моделюванням тріщинуватості у прилеглих породах покрівлі. З одного боку, відома думка про слабкий вплив реакції кріплення підтверджується змінами до 5 – 20% параметрів розподілу компонент НДС і то в основному в приконтурних породах. Максимальні відхилення (до 62% у покрівлі, до 20% у підшві та до 50% у боках виробки) зафіксовано тільки в локальних зонах поблизу контура виробки з дією або розтягуючого напруження σ_y , σ_x , або найвищих (зі встановлених) концентрацій інтенсивності напружень σ . З іншого боку, також підтверджено існуючу думку про вагомий вплив реакції кріплення на стійкість граничного стану прилеглих зон масиву і, в першу чергу, тріщинуватих порід покрівлі: їх розпірні системи з породних плиток досить чутливо реагують на підпір з боку рамного кріплення, внаслідок чого вплив передається на значні відстані в тріщинувату покрівлю аж до нетріщинуватих її літотипів. Отже, вплив реакції кріплення гірничих виробок необхідно враховувати в зонах, де розташовані прилегли до виробки тріщинуваті літотипи

9. Широкомасштабні та багатофакторні дослідження НДС гірського масиву навколо пластової виробки з тріщинуватими породами прилеглої покрівлі встановили тенденції впливу основних параметрів складання вуглевмісної товщі, порушення її текстури, механічних властивостей складових літотипів, форми поперечного перерізу виробки та реакції відсічі її кріплення. У результаті дано узагальнюючі рекомендації щодо ступеня доцільності врахування (неврахування) різних факторів при прагненні досягти компромісу між адекватністю і достовірністю результатів розрахунку НДС геомеханічної системи та обмеженістю доступного обчислювального ресурсу при виконанні конкретних обчислювальних експериментів.

Питання для самоконтролю:

1. У чому полягає практична цінність досліджень НДС шаруватого масиву щодо врахування параметрів його тріщинуватості?
2. Сформулюйте основні вимоги до геомеханічних моделей, що імітують поведінку тріщинуватого масиву.
3. Охарактеризуйте основні принципи методики дослідження тенденцій впливу окремих факторів тріщинуватості та їх сукупної дії.
4. Перелічіть основні параметри та чинники тріщинуватості гірського масиву, які треба врахувати у геомеханічних моделях.
5. У чому полягає мета побудови тестових моделей з відсутністю тріщинуватості гірського масиву?
6. За якими основними компонентами напружень виконується урахування впливу тріщинуватості гірського шаруватого масиву навколо підземних виробок?
7. Перелічіть найбільш суттєві зміни епюри розподілу вертикальних напружень навколо виробки при врахуванні тріщинуватості гірського масиву.
8. Охарактеризуйте основні зміни параметрів розподілу горизонтальних напружень навколо виробки при врахуванні тріщинуватості гірського масиву.
9. Яка головна перебудова епюри розподілу інтенсивності напружень відбувається при врахуванні тріщинуватості гірського масиву?
10. Які існують тенденції впливу текстури шаруватого масиву на його НДС за умови врахування тріщинуватості?
11. Як зміна механічних характеристик шарів порід впливає на НДС шаруватого гірського масиву навколо підземної виробки?
12. Який вплив на НДС шаруватого масиву має підвищення інтенсивності тріщинуватості?
13. Охарактеризуйте тенденції впливу форми поперечного перерізу виробки на стан гірського тріщинуватого масиву.
14. Опишіть тенденції впливу реакції кріплення виробки на параметри розподілу компонент НДС тріщинуватого масиву.

7 ПЕРТИН ВИРОБКОЮ РОЗРИВНОГО ТЕКТОНІЧНОГО ПОРУШЕННЯ ВЕЛИКОЇ ШИРИНИ

Наведено загальні відомості про розривні тектонічні порушення, їх параметри та методика оцінки стану гірського масиву навколо виробки, що перетинає таке порушення. На прикладі реальних умов залягання скиду у Західному Донбасі викладено технологію моделювання геомеханічної системи, що містить шаруватий масив гірських порід, скид великої ширини порушення та підземну виробку, що перетинає його. За результатами розрахунку НДС геомеханічної системи виконаний його аналіз та встановлені найбільш небезпечні ділянки довжини виробки.

Мета – надати студентам низку знань щодо обґрунтування підходу до більш достовірного відображення геомеханічних процесів у просторі й зоні розміщення тектонічного порушення з детальною будовою особливостей кріплення виробки; ознайомити студентів з методикою виконання обчислювального експерименту щодо великої за розміром геомеханічної моделі, аналізу її НДС та виявлення найбільш небезпечних ділянок виробки, що перетинає розривне тектонічне порушення.

На базі вивчення матеріалу студент повинен вміти:

- розрізнати параметри розривного тектонічного порушення та опанувати технологію їх моделювання;
- створити велику за розміром геомеханічну модель з одночасним відображенням невеликих деталей кріплення виробки;
- знаходити найбільш небезпечні ділянки виробки, що перетинає розривне тектонічне порушення.

7.1 Загальні відомості

Тектонічні рухи земної кори супроводжуються розривом суцільності породних шарів і пластів корисних копалин зі значною величиною взаємного переміщення. До таких диз'юнктивних дислокацій відносяться скид, підкид, зрушення та деякі інші комбінації взаємного переміщення однієї частини масиву відносно іншої.

У масивах пластових родовищ нерідко зустрічаються такі розривні порушення з утворенням протяжної тріщини зі значною величиною її розкриття, порожнина якої, як правило, заповнена уламковими та сипучими гірськими породами, які загалом як середовище, характеризуються малою зв'язністю, високою деформованістю і є гарним «провідником», що з'єднує верхні і нижчі водоносні горизонти. З цієї причини при перетині розривного порушення гірничавиробка потрапляє в ділянку масиву зниженої стійкості, часто обводненого, що сприяє формуванню підвищеного навантаження на кріплення. Крім зазначених факторів присутні ще збурення гірського тиску, спричинені стрибкоподібною зміною механічних властивостей масиву на обмеженій ділянці

довжини виробки, у зв'язку з чим розглянута група задач геомеханіки є надзвичайно актуальною.

Основними видами розривних тектонічних порушень у шаруватій вуглевмісній товщі Донбасу є: скид – порушення, при якому висяче крило переміщується за падінням тріщини (зміщувача); підкид – висяче крило переміщується за підняттям зміщувача; зрушення – висяче крило переміщується відносно лежачого за простяганням тріщини. Безумовно, в геометрично правильному вигляді такі порушення трапляються рідко, частіше проявляється комбінація зміщення за падінням (підняттям) зі зсувом за простяганням. Але тут найважливішим є сама наявність розривного порушення і необхідність його перетину гірничими виробками чи ведення гірничих робіт поблизу нього, оскільки зазначені вище фактори появи аномалій гірського тиску присутні при будь-якому розривному порушенні. Тому моделювання стану масиву в районі гірничої виробки при її перетині розривного порушення проведемо, насамперед, на прикладі скиду, взявши за основу низку параметрів найбільш широкомасштабного Богданівського скиду в Західному Донбасі.

Скид, як і інше розривне порушення, характеризується низкою параметрів, які необхідно відобразити у геомеханічній моделі:

- справжня амплітуда A_n скиду – величина відносного переміщення пласта по зміщувачу; перпендикулярна площині нашарування;

- амплітуда A_{3M} по зміщувачу – відносне переміщення пласта у площині зміщувача;

- зіяння пласта A_3 – горизонтальна відстань його розриву;

- кут падіння зміщувача α_{3M} – кут нахилу площини зміщувача до горизонталі;

- ширина m_{3M} розривного порушення – відстань за нормаллю між берегами тріщини зміщувача;

- механічні характеристики (межа міцності на стиск σ_{cm}^{3M} , модуль деформації E_{3M} і коефіцієнт Пуассона μ_{3M}) середовища заповнення розривного порушення за його потужністю.

Аналогічні параметри характеризують і підкид, але зі зміною напрямку зміщення висячого крила.

Перелічені параметри здебільшого взяті з реальних значень Богданівського скиду, але частково знижено справжню амплітуду скиду для зменшення вертикальних розмірів моделі та виконання більш детальних розрахунків поблизу виробки, тим більше, що сам параметр A_n малосуттєво впливає на НДС приконтурних порід, коли справжня амплітуда скиду (підкиду) перевищує 2 – 3 висоти виробки в проходці.

Для часткового відображення в моделі реальних гірничо-геологічних і гірничотехнічних умов наведемо деякі відомості про Богданівський скид.

Довгостроковою стратегією розвитку двох шахт Західного Донбасу передбачено перерозподіл запасів пласта C_{10}^6 , відпрацювання якого заплановано з 2023 року. Для підготовки пускової лави пласта C_{10}^6 необхідно проведення близько 18 км виробок, у тому числі було споруджено дві виробки, що розкривають пласт C_{10}^6 , які можна зарахувати до групи розвідувальних, оскільки перетин Богданівського скиду було здійснено вперше.

Геологічна характеристика небезпечної зони поблизу Богданівського скиду така: азимут простягання зміщувача – 340° ; кут падіння зміщувача – $40 - 60^\circ$; амплітуда зміщення – 35 – 340 м; ширина розривного порушення – до 20 м. Ширина небезпечної зони поблизу скиду сягає 85 – 90 м; вона представлена аргілітами, алевролітами, пісковиками, які мають порушену текстуру, розбиті тріщинами різного напрямку, сильно перем'яті або подрібнені із дзеркалами ковзання. Богданівський скид має вихід під покривні відкладення, які обводнені, а так як заповнення зміщувача – це роздроблені і тріщинуваті породи, то скид є водопровідником; очікуваний водопріплив по зміщувачу – $49 - 56 \text{ м}^3/\text{год}$.

Загалом ведення гірничих робіт у зоні тектонічного порушення «Богданівський скид» характеризується низкою ускладнюючих гірничо-геологічних факторів:

- обводненість вміщуючих порід збільшує ймовірність прориву ґрунтових вод;
- ведення робіт у зоні підвищеної тріщинуватості збільшує ймовірність раптових брилових вивалів порід;
- наявність слабких вміщуючих порід у сукупності з аномаліями НДС від скиду різко збільшують інтенсивність проявів гірського тиску в виробці, що його перетинає.

7.2 Методика оцінювання стану масиву, який вміщує гірничу виробку

Проведено вивчення НДС об'єкта досліджень, що містить гірський масив у зоні тектонічного порушення «Богданівський скид», відкотний квершлаг пласта C_{10}^6 і його кріпильну систему (рис. 7.1). Цей об'єкт відноситься до групи досить складних геомеханічних моделей за низкою ознак.

Перша ознака – необхідність відображення тектонічного порушення, яке має не тільки значні розміри, але й потребує просторової постановки задачі. Параметри зміщувача шириною до 20 м (згідно з гірничо-геологічним прогнозом) самі по собі мають значні розміри, а також генерують обширні зони аномалій гірського тиску, які необхідно відобразити для підвищення достовірності прогнозу стану масиву в зоні тектонічних порушень. Тому для оцінки мінімально достатніх розмірів просторової моделі, було проведено серію тестових обчислювальних експериментів і обґрунтовано такі параметри: висота моделі –

$y = 60$ м, довжина – $x = 100$ м (навхрест простягання скиду), ширина $z = 40$ м (за простяганням скиду). Такі розміри дозволяють відобразити належним чином текстуру порід відкотного квершлягу на середню глибину 20 м і породи покрівлі на висоту 36 – 38 м. Довжини моделі достатньо для розміщення не тільки скиду, а й значних об'ємів порід лежачого та висячого боків.

Ширина моделі дозволяє повністю описати розподіл опорного тиску в боках відкотного квершлягу.

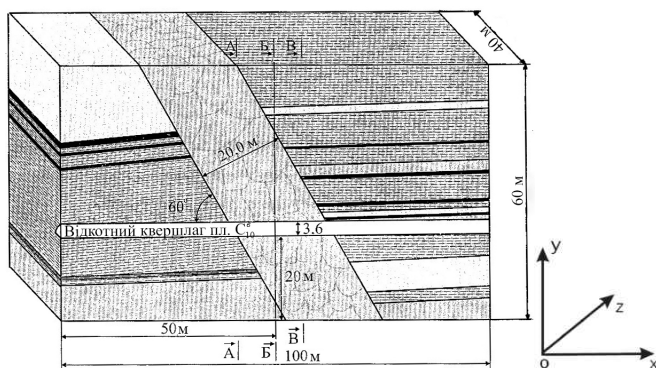


Рис. 7.1. Просторова модель вуглевмісного масиву
в зоні тектонічного порушення

Друга ознака – необхідність моделювання вельми слабких (або повністю відсутніх) зв'язків між суміжними літологічними різницями, що є однією з особливостей будови вуглевмісної товщі в Західному Донбасі. Для відображення цієї особливості використовується багаторазово більший обчислювальний ресурс і зростає ймовірність настання відмов програм розрахунків.

Третя ознака – необхідність детального відображення конструктивних особливостей кріпильної системи у ракурсі виконання завдання щодо аналізу її НДС. Розміри деяких елементів кріпильної системи на кілька порядків менші за розміри окремих літотипів масиву та геомеханічної моделі в цілому. Крім труднощів геометричного характеру є низка умов з адекватного моделювання схем взаємодії елементів кріпильної системи між собою і з приконтурними породами. Зазначені фактори припускають вельми різномасштабне моделювання складових геомеханічної моделі, що також спричиняє труднощі у проведенні обчислювальних експериментів та підвищує ймовірність настання відмов обчислювального процесу.

Проаналізувавши вищенаведені фактори прийнято таке методичне рішення щодо проведення серій обчислювальних експериментів, здатних дати адекватні й досить достовірні результати для оцінки стану гірського масиву та кріпильної системи відкотного квершлягу пласта C_{10}^6 у зоні тектонічного порушення «Богданівський скид».

На першому етапі досліджень проводиться розрахунок і аналіз НДС просторової моделі, що охоплює всі найбільш характерні області поведінки масиву в зоні тектонічного порушення. Основна мета етапу – виявлення найнебезпечніших ділянок масиву навколо виробки з погляду передбачуваної підвищеної інтенсивності проявів гірського тиску. Тут проводиться вивчення стану прилеглого до виробки масиву (у покрівлі, боках і підшві), об'єм знеміцнення якого становить потенційну небезпеку для стійкості відкотного квершлягу. Тому ця макромодель містить всі необхідні елементи будови гірського масиву на мінімально достатні відстані у просторі, але без кріпильної системи виробки; цей прийом сприяє підвищенню надійності проведення розрахунків, про що зазначалося раніше. Під час аналізу вивчається розподіл усіх компонент напружень і вибирається низка перетинів (у площині YZ поперечного перетину виробки) за довжиною X квершлягу, які є найбільш проблемними за фактором його стійкості.

На другому етапі моделюються відібрані плоскі перетини YZ з повним відображенням конструктивних особливостей кріпильної системи.

У цьому розділі розглянуто перший етап вирішення нової гірничотехнічної проблеми щодо вивчення НДС масиву поблизу тектонічного порушення великої ширини ($m_{зм} = 20$ м) з метою прогнозування проявів гірського тиску по довжині небезпечної ділянки виробки, що перетинає скид.

Для цього побудовано просторову модель скиду з контуром відкотного квершлягу пласта C_{10}^6 . Механічні характеристики літотипів, що складають масив, прийняті відповідно до даних геологічної документації, наданої вугільними шахтами:

- аргіліт має межу міцності на стиск $\sigma_{cm} = 12,0$ МПа, на розтяг $\sigma_p = 0,1$ МПа, модуль пружності $E = 0,3 \cdot 10^4$ МПа, коефіцієнт Пуассона $\mu = 0,28$;
- алевроліт – $\sigma_{cm} = 21,2$ МПа, $\sigma_p = 0,2$ МПа, $E = 1,0 \cdot 10^4$ МПа, $\mu = 0,33$;
- пісковик – $\sigma_{cm} = 26,2$ МПа, $\sigma_p = 3,0$ МПа, $E = 2,1 \cdot 10^4$ МПа, $\mu = 0,38$;
- вапняк – $\sigma_{cm} = 60,0$ МПа, $\sigma_p = 5,0$ МПа, $E = 3,3 \cdot 10^4$ МПа, $\mu = 0,25$;
- вугілля – $\sigma_{cm} = 31,4$ МПа, $\sigma_p = 1,8$ МПа, $E = 0,35 \cdot 10^4$ МПа, $\mu = 0,35$;
- конгломерат (заповнювач скиду) – $\sigma_{cm} = 2,5$ МПа, $\sigma_p = 0,1$ МПа, $E = 100$ МПа, $\mu = 0,40$;

Середня глибина розміщення виробки змінюється в інтервалі $H = 230 - 250$ м, тому геостатичний тиск на верхній поверхні моделі прийнято рівним $\gamma H = 6,0$ МПа. Бічне навантаження на межі моделі задається автоматично за умовою «симетрія», але диференційовано для кожного літотипу за величиною коефіцієнта Пуассона.

Технологію проведення обчислювального експерименту здійснено відповідно до апробованих рекомендацій [36, 40, 46, 58, 68].

7.3 Виявлення найбільш небезпечних ділянок підтримання відкотного квершлягу, який перетинає розривне тектонічне порушення великої ширини

Обґрунтований раніше алгоритм проведення досліджень передбачає першочерговий розрахунок НДС просторової макромоделі у напрямку встановлення ділянок за довжиною виробки, де найімовірнішим є прояв підвищеного гірського тиску. Крім цього основного завдання не менш важливим є завдання поділу ділянок виробки (у зоні впливу тектонічного порушення) за ступенем інтенсивності НДС прилеглого масиву, що дозволить для кожної з ділянок вибрати найбільш економічно доцільну систему кріплення. Для реалізації зазначених завдань здійснено розрахунок НДС просторової моделі, а для детального аналізу розподілу компонент напруження виділяється (у процесі досліджень) низка перетинів у поздовжньому (площина YX) та поперечному (площина YZ) напрямках по відношенню до відкотного квершлягу.

Одним із найбільш інформативних перетинів у площинах YX є перетин по вертикальній осі виробки. Для попереднього опису низки особливостей розподілу компонент НДС доцільно виділити три ділянки по довжині виробки: лежачий бік, ширина зміщувача і висячий бік. На кожній із ділянок поздовжній перетин YX доповнюється поперечними перетинами YZ .

Аналіз НДС вуглевмісного масиву в районі відкотного квершлягу на ділянці лежачого боку почнемо з епюри вертикальних напружень σ_y (рис. 7.2). Розподіл σ_y за координатою X досить рівномірний без будь-яких суттєвих коливань за винятком ділянки довжиною 2 – 3 м у районі межі зі зміщувачем. Тут відбуваються такі зміни:

– у підшві виробки зростає у 2 рази глибина зони розвантаження рівня $\sigma_y = (0,13 - 0,42)\gamma H$, а зона дії розтягуючих σ_y збільшується всього на 15 – 20%;

– у покрівлі виробки зміни σ_y у примежовій частині скиду менш суттєві: висота зони розвантаження рівня $(0,13 - 0,42)\gamma H$ зростає на 30 – 40%, а розповсюдження розтягуючих σ_y збільшується стрибкоподібно на 20 – 40% на дуже обмеженій ділянці до 1 м.

Тут і далі використовується поняття про початковий негідростатичний напружений стан недоторканого масиву, який для вертикальних напружень дорівнює γH , де H – глибина розміщення виробки, γ – середньозважена об'ємна вага порід надвугільної товщі.

У боках виробки за її довжиною значущих змін компоненти σ_y не відбувається аж до межі зміщувача.

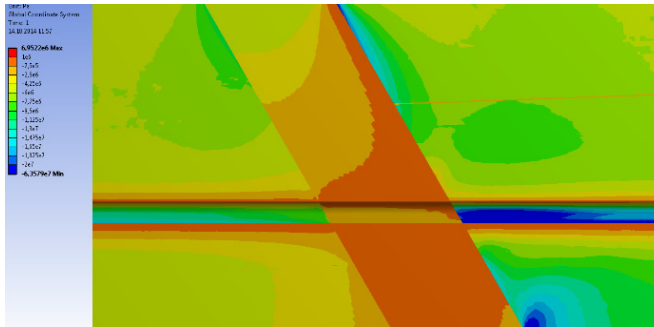


Рис. 7.2. Епюра розподілу вертикальних напружень σ_y у гірському масиві в районі скиду по довжині X відкотного квершлягу

Більш вагомі перетворення епюри σ_y спостерігаються на досить віддалених (близько 9 – 10 м і вище) від виробки ділянках покрівлі у примежовій зоні скиду, де спостерігається концентрація $\sigma_y = (1,2 - 1,6) \gamma H$. У примежовій до скиду зоні підшви ($X = 8 - 10$ м) розвантаження рівня до $0,7 \gamma H$ розповсюджується на глибину не менше 20 м.

У боках виробки діє подібність опорного тиску з концентрацією стискних σ_y . Однак розглянутий розріз YX дозволяє оцінити епюру σ_y тільки на бічній поверхні породного контуру, де діють концентрації переважно величини $\sigma_y = (1,58 - 2,17) \gamma H$ і тільки в кутових частинах виробки $\sigma_y = (2,46 - 3,04) \gamma H$. З наближенням до межі скиду концентрація σ_y слабшає на 15 – 25%, що обумовлено, насамперед, демпфуючим впливом конгломерату, що легко деформується і заповнює змішувач на значну ширину у 20 м. Докладніше розподіл σ_y у боках виробки буде розглянуто пізніше при аналізі епюр по низці перетинів у площині YZ .

У результаті аналізу епюри розподілу σ_y по довжині виробки в межах лежачого боку вважаємо за доцільне провести аналіз НДС з наступним вибором кріпильних систем для двох ділянок відкотного квершлягу: поза зоною впливу скиду і на межі з площиною змішувача.

На довжині виробки в межах ширини змішувача спостерігається головна особливість розподілу вертикальних напружень, що полягає у розповсюдженні на значну висоту у покрівлю та глибину у підшви зоні повного розвантаження $\sigma_y \approx 0$ з появою невеликих розтягуючих $\sigma_y \leq 1$ МПа. У покрівлі виробки дана зона поширюється на висоту 2 – 3 м зі сторони лежачого боку та до 10 – 30 м з висячого боку скиду. При цьому слід пам'ятати, що змішувач скиду представлений конгломератом з уламкових порід, оточених незв'язними або слабозв'язними піщаними або піщано-глинистими ґрунтами.

Тому в умовах дії навіть дуже малих розтягуючих σ_y це легкосипуче середовище здатне сформувати обширне склепіння граничної рівноваги. Відповідно до теорії склепіння проф. М.М. Протодьяконова його висота обернено пропорційна коефіцієнту міцності порід покрівлі і при дуже малому значенні цього параметра висота склепіння інтенсивно зростає. Розрахунки показують, що при висоті склепіння 6 – 10 м вертикальне навантаження на рамне кріплення у 2 – 3 рази перевищує його несучу здатність. Можливе обводнення зміщувача скиду ще більше посилює ймовірність втрати стійкості відкотного квершлягу.

У підшві виробки зона повного розвантаження розповсюджується на глибину не менше 20 м. Логічно припустити, що такий великий об'єм слабостійких порід (ще і при дії невеликих розтягуючих зусиль) буде провокувати інтенсивний розвиток здимання підшви.

У боках виробки кардинально змінюється традиційний характер розподілу вертикальних напружень [36, 40, 45]. Тут не тільки відсутня будь-яка концентрація стискних σ_y , але і по всій бічній поверхні породного контуру має місце глибокий ступінь розвантаження $\sigma_y = (0,13 - 0,42) \gamma H$. Більше того, в районі п'яти склепіння спостерігається поява невеликих розтягуючих σ_y , зона дії яких поступово збільшується з наближенням до всячого боку скиду.

За сукупністю викладеного вважаємо, що за фактором дії вертикальних напружень найбільш небезпечний перетин виробки буде на серединній ділянці ширини зміщувача, для якого надалі проводяться розрахунки НДС та вибір параметрів кріпильної системи відкотного квершлягу.

У всячому боці розподіл вертикальних напружень в районі відкотного квершлягу різко змінюється порівняно з породами лежачого боку. Спостерігається інтенсивніша зміна зон за рівнем σ_y від зони розвантаження до зони концентрацій.

У покрівлі виробки висота склепіння повного розвантаження знижується на 15 – 20% порівняно з ділянкою лежачого боку. Те ж саме відбувається і з зонами менш глибокого ступеня розвантаження, так що загалом розвантажена зона розповсюджується у покрівлю всього до 3 – 4 м (за винятком ділянки на межі скиду); у породах лежачого боку зона розвантаження нерідко поширюється на висоту в покрівлю понад 10 м. На примежовій до скиду ділянці виробки довжиною $X \leq 2,5$ м відбувається різке збільшення висоти зони розвантаження покрівлі до 7,5 м.

У підшві виробки спостерігається аналогічна картина зі скороченням зон розвантаження до глибини 3,3 – 4,5 м. Зокрема на 15 – 20% зменшується глибина поширення зони повного розвантаження ($\sigma_y \approx 0$), розміри якої є одним з основних факторів прояву здимання підшви відкотного квершлягу.

На бічній поверхні виробки діють підвищені (порівняно з лежачим боком) концентрації стискних σ_y . Так у примежовій ділянці довжиною до $X = 20$ –

25 м концентрація становить $\sigma_y = (3,3 - 5,0) \gamma H$, яка поступово знижується до рівня $\sigma_y = (2,46 - 3,04) \gamma H$ у зоні загасання впливу скиду.

На наш погляд, за фактором дії σ_y , найнебезпечнішою ділянкою у всьому боці є межа скиду, але також доцільно розглянути НДС масиву та крипильної системи на ділянці поза зоною впливу скиду з погляду диференційного вибору параметрів конструкції кріплення по довжині відкотного квершлягу. Загалом, на основі аналізу епюри розподілу вертикальних напружень у площині YX обрано п'ять ділянок, які доцільно вивчити більш докладно і в площинах YZ поперечного перетину виробки з використанням результатів розрахунку НДС просторової макромоделі.

Далі на зазначених ділянках відкотного квершлягу вивчено характер розподілу (у площині YX) інтенсивності напружень σ як інтегрального показника ступеня цілісності вмшуючих порід (рис. 7.3).

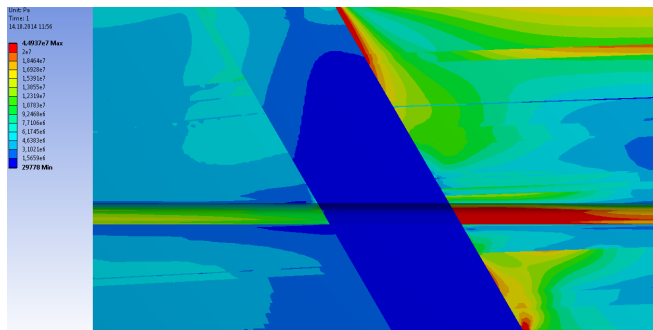


Рис. 7.3. Епюра розподілу інтенсивності напружень σ у гірському масиві в районі скиду по довжині X відкотного квершлягу

У породах лежачого боку спостерігаються такі закономірності зміни σ по довжині x виробки. У її покрівлі сформована вельми обмежена зона розвантаження висотою 0,3 – 0,5 м. Ступінь розвантаження відносно невеликий і становить 0,46 – 0,91 від початкового стану недоторканого масиву. У підшві виробки аналогічний ступінь розвантаження розповсюджено на глибину 2,0 – 2,2 м на відстані до скиду не менше 25 м, а потім (при підході до скиду) поступово збільшується і на межі з площиною змішувача розповсюджується на глибину понад 20 м. На відстані до скиду менше 12 – 13 м утворюється зона більш глибокого розвантаження рівня 0,29 – 0,46 від початкового стану; глибина поширення цієї зони не перевищує 1,8 м. Виявлений ріст межі розвантаження в районі скиду можна пояснити впливом його малонавантаженого заповнювача, який через свої низькі деформаційні характеристики частково «уникає» гірського тиску зі сторони висячого боку. У боках виробки також відбувається зміна компоненти σ при наближенні до межі скиду зі сторони лежачого боку:

– на відстані не менше 20 – 25 м до скиду в нижній частині бічної поверхні виробки концентрації σ розвиваються до 4,1 – 4,5 одиниць від початкового стану; у верхній частині бічної поверхні концентрації σ знижуються до величини 3,2 – 4,1;

– при підході до скиду концентрація σ знижується (2,7 – 3,2 від початкового стану), що спричинено зазначеними вище причинами.

Підбиваючи проміжний висновок можна відзначити, що і за фактором розподілу інтенсивності напружень σ у лежачому боці доцільно виділити дві ділянки більш детального вивчення НДС геомеханічної системи: на межі зі скидом та на відстані 25 – 30 м від нього.

По ширині зміщувача спостерігається вельми однорідне поле σ на значну висоту в покрівлю та глибину у підшову виробки. До того ж, це однорідне поле характеризується низькими значеннями $\sigma = 0,3 – 0,7$ МПа за винятком приконтурного шару в боках виробки; по відношенню до вихідного поля напружень σ ступінь розвантаження становить переважно 0,1 – 0,2. Причини такого розвантаженого стану заповнювача скиду бачаться у його низьких деформаційних характеристиках, які в середньому на півтора-два порядки менші, ніж у порід лежачого та висячого боків. Тому деформації останніх викликають невеликі напруження в заповнювачі скиду. Однак передбачено вивчення стану конгломерату та кріпильної системи відкотного квершлягу на серединній ділянці ширини зміщувача.

На ділянці виробки у висячому боці скиду утворюється значно інше поле компоненти σ : зростає не тільки її величина, а й градієнт зміни у площині УХ. В окремих (на висоту 15 – 25 м) ділянках покрівлі спостерігаються зони збурень σ величиною, що перевищує опір стиску більшості літотипів. Ці збурення спричинені стрибком деформаційних характеристик суміжних літологічних різниць у процесі їхнього спільного деформування, особливо контакту алевроліту і пісковика з легкодеформованим конгломератом – заповнювачем скиду.

У прилеглих до виробки зонах покрівлі спостерігається низка особливостей впливу розривного порушення на поведінку висячого боку скиду. На віддаленні від межі зміщення не менше 30 м його вплив практично зникає і розподіл інтенсивності напружень у покрівлі, боках та підшві якісно відповідає загальновідомим результатам [36, 40, 45] для виробок поза зоною впливу очисних робіт:

– у покрівлі утворюється розвантажена зона висотою до 0,8 м (за ступенем розвантаження 0,29 – 0,46) і висотою до 2,4 м (за ступенем розвантаження 0,46 – 0,91);

– у підшві виробки менш глибокий ступінь розвантаження (0,46 – 0,91) розповсюджується аж до пісковика, розміщеного на глибині 5,6 – 6,0 м; глибший рівень розвантаження вбирається в 1,0 м;

– у боках виробки на поверхні породного контуру концентрація σ сягає значень 5,4 – 5,9 від початкового стану і тут можливе знеміцнення деякого

об'єму порід.

Інша картина розподілу σ спостерігається в районі межі зі скидом на довжині виробки до 12 – 15 м. Тут важливим є зникнення зони розвантаження σ у покрівлі; більше того, з'являється обмежена зона, де концентрація σ сягає значень 3,6 – 4,1. Такий рівень діючих σ може спровокувати руйнування порід покрівлі не від розтягуючих напружень, а від напружень стиску при дії знеміцнюючих факторів обводненості і тріщинуватості приконтурних порід. У підшві виробки зона розвантаження малопомітна, що також є суттєвою особливістю, а на глибині 1,5 – 1,8 м вже розвивається концентрація σ рівня 1,8 – 2,7. Приконтурні породи в боках виробки інтенсивніше напружені – концентрація σ величиною 6 – 10 розповсюджується по всій висоті квершлягу. Тобто, поряд з межею зміщувача діє аномалія гірського тиску, що виражається в набагато вищому рівні напруженості приконтурних порід, і ця аномалія по площині зміщувача різко змінюється вельми розвантаженою зоною в середині скиду. Тому ця ділянка довжини відкотного квершлягу становить особливу небезпеку з погляду його стійкості. З погляду диференційованого підходу до вибору параметрів кріпильної системи, – необхідно вивчити її стан на межі зони впливу висячого боку.

Загалом, за сукупністю проведених досліджень обрано п'ять ділянок довжини відкотного квершлягу, три з яких позиціонуються як небезпечні для його стійкості, а дві периферійні необхідні для обґрунтування довжини виробки, де повинно застосовуватися посилене кріплення. Більш детально виділені ділянки піддані аналізу у площинах YZ .

7.4 Аналіз напружено-деформованого стану порід у небезпечних зонах масиву

7.4.1 Ділянка незначного впливу скиду з лежачого боку

Доповнюють уявлення про характер розподілу компонент напружень поперечні перетини YZ , що розташовані на раніше виділених ділянках.

Насамперед вивчимо епюру вертикальних напружень на ділянці лежачого боку, розташованого поза зоною суттєвого впливу скиду на відстані 30 м від його межі (рис. 7.4). Тут епюра σ_y має риси розподілу, характерні для масиву навколо одиночної виробки. Так, у покрівлі й підшві виробки розташовані зони розвантаження різної інтенсивності. У покрівлі виробки розтягуючі σ_y розповсюджуються на висоту до 0,7 м і ширину до 1,9 м; цей об'єм порід покрівлі з високою ймовірністю відшаровуватиметься від масиву і створюватиме своєю вагою навантаження на кріплення. Зона розшарування має форму склепіння, що дозволяє обґрунтовано розрахувати навантаження, а за теорією М.М. Протодьяконова в розмірі 22 кН/м, – воно більш ніж на порядок ниж-

че несучої здатності рамного кріплення і не становить жодної небезпеки для стійкості відкотного квершлягу. Достатньо великий ступінь розвантаження $\sigma_y = (0,13 - 0,42) \gamma H$ у покрівлі поширюється на висоту до 1,5 м і ширину до 2,6 м. Частина цієї зони також може перейти в нестійкий стан, але, знову-таки, вага порід, що відшаровується, у покрівлі багаторазово менше несучої здатності рамного кріплення.

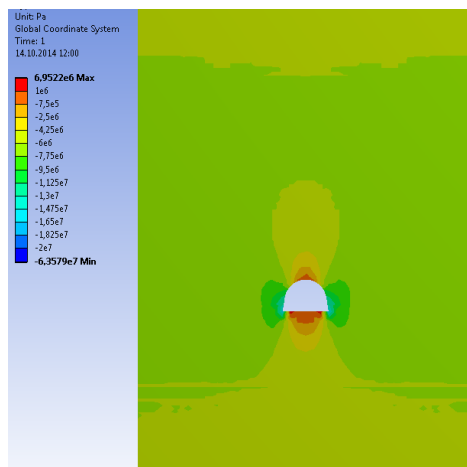


Рис. 7.4. Епюра вертикальних напружень σ_y у гірському масиві в районі відкотного квершлягу на ділянці лежачого боку в 30 м від скиду

У породах підшви спостерігається набагато глибше розвантаження, ніж у покрівлі виробки. Наприклад, глибина дії розтягуючих σ_y сягає 1,3 м, а ширина 3,5 м. Даний об'єм порід близько 4,0 – 4,5 м³/п.м виробки активно розшаровується і переміщується у її порожнину, сприяючи розвитку здимання підшви. Також збільшено потенційно небезпечний об'єм порід з розвантаженням рівня $\sigma_y = (0,13 - 0,42) \gamma H$: його глибина – до 2,5 м, а ширина – до 4,0 м. Таким чином, можна прогнозувати досить інтенсивне здимання порід підшви виробки на ділянці лежачого боку ще до зони суттєвого впливу скиду.

У боках виробки традиційно утворюється зона концентрації стискових вертикальних напружень: величина $\sigma_y = (2,2 - 2,5) \gamma H$ розповсюджується на ширину до 1,0 м, по висоті – до 2,8 м, тобто здебільшого по висоті виробки. Враховуючи опір вміщуючих порід (алевроліт у лежачому боці) стиску $\sigma_{cm} = 21,2$ МПа можна прогнозувати стійкий стан приконтурних порід у боках виробки, де абсолютні значення діючих напружень ($\sigma_y = 13,0 - 14,8$ МПа) нижчі в 1,43 – 1,63 раза. Однак при підході до скиду геологічною службою шахти прогнозується інтенсивна тріщинуватість і обводненість вміщуючих порід. Тоді згідно з нор-

мативним документом [35] розрахунковий опір стиску алевроліту становитиме $R = 5,1 - 7,6$ МПа, що передбачає знеміцнення зазначених вище об'ємів порід у боках виробки та формування підвищеного бічного тиску на кріпильну конструкцію. Більше того, знеміцнення досить ймовірне і в більш розширеній зоні (висотою до 5,2 м і шириною до 2,7 м), в якій можливе зміцнення порід ще більше посилить бічний тиск.

Загалом по дослідженій ділянці виробки сформульовано такі висновки:

- у покрівлі виробки об'єм відшаруваних порід відносно невеликий і не здатний створити вертикальне навантаження, яке можна порівняти з несучою здатністю рамного кріплення КШПУ-11,7 зі спецпрофілю СВП-27;

- у підшві прогнозується розвиток здимання середньої інтенсивності (до 200 – 300 мм), яке вважається допустимим за фактором транспорту згідно [56, 58];

- у боках виробки досить ймовірне формування підвищеного бічного навантаження при входженні відкотного квершлягу в зону інтенсивної тріщинуватості та обводненості вміщуючих порід.

Ці висновки використовувалися при оцінці НДС кріпильної системи та виборі її раціональних параметрів на наступних етапах роботи.

Тепер розглянемо розподіл інтенсивності напружень σ на тій же ділянці квершлягу, що розглядається (рис. 7.5). За основними позиціями стану приконтурних порід у покрівлі, боках та підшві виробки епюра σ підтверджує сформульовані вище висновки. У покрівлі розвантаження порід малопомітне, її рівень в інтервалі 0,46 – 0,91 від початкового стану проявляється виключно локально в центральній частині склепіння висотою до 0,4 м і шириною до 0,9 м. Цілком очевидно, що слабкий ступінь розвантаження покрівлі (породи відносно стійкі) і зазначені розміри зони її розповсюдження не становлять небезпеки для стійкості рамного кріплення.

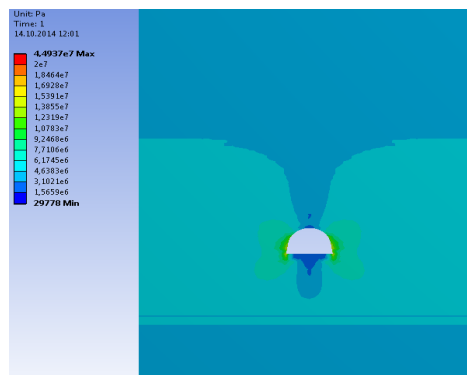


Рис. 7.5. Епюра інтенсивності напружень σ у гірському масиві в районі відкотного квершлягу на ділянці лежачого боку в 30 м від скиду

У підошві виробки глибина розвантаження рівня 0,46 – 0,91 значно вища – до 2,8 м, але обмежена по ширині в середньому 1,0 – 1,2 м. Ширина зони розвантаження близько 3,5 м і поширюється на глибину тільки до 0,7 м. Звідси випливає прогноз про обмеження здимання порід підошви внаслідок дії двох протилежних факторів. З одного боку, – малий ступінь розвантаження породи і невелика глибина її розвитку по ширині виробки загалом. З іншого боку, – підвищена глибина розвантаження у центральній частині виробки. Тобто, за результатами аналізу епюри σ підтверджується припущення про середню інтенсивність здимання в породах лежачого боку на ділянці слабого впливу скиду.

У боках виробки концентрації σ рівня 4,1 – 4,5 від початкового стану велими обмежені, а знижена величина концентрацій 2,3 – 2,7 розповсюджується на ширину до 3,3 м і висоту – до 4,5 м. За умови збереження вміщуючими породами природної вологості, концентрації σ не здатні знеміцнити суттєві об'єми бокових порід, що дозволяє прогнозувати низьке бічне навантаження на кріплення. В умовах обводнення прилеглого масиву можливе знеміцнення досить значних об'ємів бокових порід і необхідно передбачити заходи щодо посилення рамного кріплення у бічному напрямку.

Таким чином, аналіз НДС масиву лежачого боку в районі відкотного квершлягу на відстані 30 м від скиду привів до таких висновків:

- поза зоною активного впливу скиду кріпильну систему виробки доцільно вибрати в полегшеному варіанті – рамне кріплення з кроком встановлення 0,8 – 1,0; для перевірки цього варіанту буде виконано відповідний обчислювальний експеримент; довжина даної ділянки виробки потребує уточнення;
- при обводненості вміщуючого масиву для протидії підвищеному бічному тиску слід передбачити заходи щодо посилення рамного кріплення у бічному напрямку (наприклад, встановлення в боках сталеполімерних анкерів з піддатливими зв'язками зі стояками рами);
- величина здимання порід підошви прогнозується в межах, що дозволяють виконання відповідних норм і правил експлуатації виробки.

7.4.2 Зона межі скиду зі сторони лежачого боку

Раніше встановлено, що в районі межі скиду відбувається суттєва зміна НДС масиву зі сторони лежачого боку, зокрема епюри розподілу вертикальних напружень; її відмінними сторонами є такі позиції (рис. 7.6).

У покрівлі виробки зона дії розтягуючих σ_y значно мала (висота – до 0,9 м, ширина – 1,5 м), але змінює свою форму зі збільшеним поширенням в покрівлю. Як вже зазначалося раніше, вага такого об'єму відшарувався порід в середньому на порядок менше несучої здатності рамного кріплення і не становить небезпеки для стійкості виробки. Але вище зони розшарування розташована зона розвантаження $\sigma_y = (0,13 - 0,42) \gamma H$, яка сполучається з

такою ж розвантаженою зоною у заповнювачі скиду і розповсюджується на висоту не менше 20 м. Розрахунки за теорією склепіння проф. П.М. Цимбаревича показують, що якщо навіть частина об'єму порід заповнювача скиду перейде в нестійкий стан, то навантаження від їх ваги багаторазово перевищить несучу здатність рамного кріплення. Різкому послабленню стійкості конгломерату у покрівлі сприяє висока ймовірність його обводнення. Тому необхідне технічне рішення щодо кардинального посилення кріпильної системи на даній ділянці відкотного квершлягу. Одне із таких рішень запропоновано інженерним персоналом ШУ «Тернівське» і буде змодельовано та вивчено пізніше.

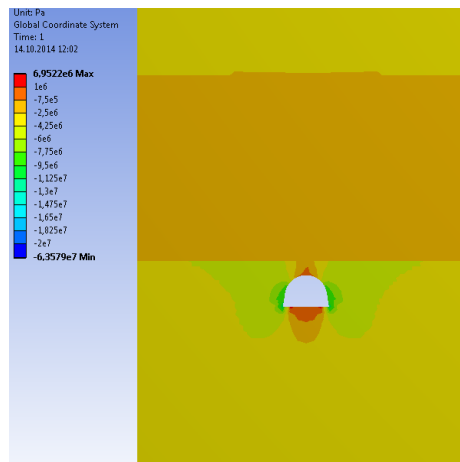


Рис. 7.6. Епіюра вертикальних напружень σ_y у гірському масиві в районі відкотного квершлягу на межі лежачого боку та змішувача

У боках виробки концентрація стискних σ_y дещо знизилася порівняно з ділянкою поза зоною впливу скиду: концентрація рівня 1,6 – 2,2 поширюється до 0,8 м по ширині і до 2,9 м по висоті, а концентрація діапазону 1,3 – 1,6 діє по ширині до 1,7 м і по висоті до 3,5 м. Тим не менш, щодо стійкості порід у боках виробки можна зробити ті ж висновки, що і на попередній ділянці – за високої ймовірності обводнення вмішуючого масиву та його інтенсивної тріщинуватості в боках відкотного квершлягу формуються досить обширні зони знеміцнення і для протидії їх зрушенню необхідно посилювати рамне кріплення у бічному напрямку.

У підшві виробки розміри зони розтягуючих σ_y збільшуються до 1,6 м за глибиною і до 3,8 м по ширині, що передбачає зростання об'ємів порід, які розшаровуються, та інтенсивності здимання. Більше того, зростає глибина зони розвантажених порід до 3,9 м, які становлять потенційну небезпеку з погляду залучення додаткових об'ємів порід у процесі здимання, особливо

при їх обводненні.

Враховуючи вищевикладене, можна зробити попередній прогноз (на основі аналізу вертикального напруження) щодо посилення проявів гірського тиску в районі межі скиду зі сторони його лежачого боку.

Аналіз епюри інтенсивності напружень σ за основними позиціями підтверджує висновки, отримані при вивченні епюри вертикальних напружень (рис. 7.7). Так, у покрівлі виробки розташована дуже обширна зона зі ступенем розвантаження 0,01 – 0,46 від початкового стану. Частина порід цієї зони, що перебуває у стані практично повного розвантаження ($\sigma \approx 0$), достатня для формування вертикального гірського тиску, що багаторазово перевищує несучу здатність рамного кріплення. З урахуванням високої ймовірності обводнення заповнювача скиду на цій ділянці довжини виробки потрібне кардинальне посилення кріпильної системи відкотного квершлягу.

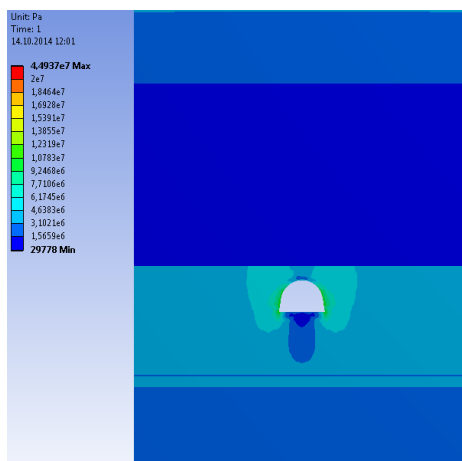


Рис. 7.7. Епюра інтенсивності напружень σ у гірському масиві в районі відкотного квершлягу на межі лежачого боку та зміщувача

У боках виробки проглядається загальна тенденція скорочення зон дії концентрації σ різного рівня порівняно з ділянкою лежачого боку поза зоною впливу скиду:

- концентрації в інтервалі 1,36 – 1,81 обмежені шириною до 3,8 м та висотою – до 7,0 м;
- концентрації 1,81 – 2,27 розповсюджуються до 1,3 м по ширині і до 3,8 м по висоті;
- концентрації в діапазоні 2,71 – 3,62 обмежені шириною 0,4 м та висотою 2,5 м.

Скорочення зон дії концентрацій σ спричинено, на наш погляд, розташованою у покрівлі великою зоною розвантаження. Тим не менш, висока ймовірність обводнення порід з інтенсивною тріщинуватістю різко знижує їх опір

стиску і дозволяє прогнозувати розвиток досить високого бічного тиску на кріплення відкотного квершлягу.

У підшві виробки багаторазово зростає глибина зони розвантаження при приблизно однаковій її ширині в порівнянні з ділянкою малосуттєвого впливу скиду. Ця тенденція збільшує об'єм порід, схильних до втрати стійкості (при дії послаблюючих факторів), що дозволяє прогнозувати збільшення інтенсивності здимання.

У підсумку за результатами аналізу компонент напружень в масиві гірських порід у районі відкотного квершлягу на межі зі зміщувачем зі сторони лежачого боку сформульовано такі висновки:

- у покрівлі виробки необхідно багаторазово збільшити протидію кріпильної системи вертикальному гірському тиску;
- у боках виробки прогнозується зниження об'ємів знеміцнених порід, але низький опір рамного кріплення бічному навантаженню вимагає її посилення в цьому напрямку;
- у підшві виробки передбачається підвищення інтенсивності здимання, що вимагатиме проведення заходів щодо обмеження його негативного впливу.

7.4.3 Серединна ділянка виробки по ширині зміщувача

Ділянку відкотного квершлягу, що розглядається, оточують слабозв'язні породи заповнювача скиду на значні відстані в покрівлю, боки та підшву. З іншого боку, саме завдяки низьким деформаційним характеристикам конгломерату утворюється обширна зона розвантаження навколо виробки за практично повної відсутності зон концентрації напружень. Пояснення цьому явищу вже було дано вище, – захист від геостатичного тиску більш жорсткими породами висячого боку порід, що легко деформуються і заповнюють порожнину скиду.

Вивчимо детальніше епюру розподілу вертикальних напружень σ_y (рис. 7.8). У покрівлі виробки зона повного розвантаження розповсюджується на висоту до 1,8 м і ширину до 2,7 м, вага порід усередині якої створює вертикальне навантаження близько 110 – 120 кН/п.м довжини виробки, що в кілька разів менше несучої здатності рамного кріплення. Однак верхні породи покрівлі знаходяться під дією невеликих стискових напружень $\sigma_y = (0,05 - 0,10) \gamma H$ і їх стан можна оцінити як слабостійкий. Розвиток у покрівлю склепіння граничної рівноваги супроводжується розкриттям нових поверхонь, на яких стискні σ_y (хоч і невеликі за величиною) зникають і дані об'єми слабозв'язної породи стають менш стійкими. Відбувається деяка подібність мимовільного росту розмірів склепіння, яке зазвичай обмежується стійкішими породами в глибині масиву. Тут ситуація інша: породи слабозв'язні і одночасно сильно розвантажені на значні відстані у покрівлю виробки; тому не можна з упевненістю стверджувати, що на деякій висоті розвиток склепіння граничної рівноваги припиниться, – невелика зміна стану

порід покрівлі спровокує її подальше обвалення. Виходячи з аналізу епюри σ_y , є ймовірність стабілізації розмірів склепіння на висоті 12 – 15 м, але при цьому вага нестійких порід у кілька разів перевищить несучу здатність рамного кріплення.

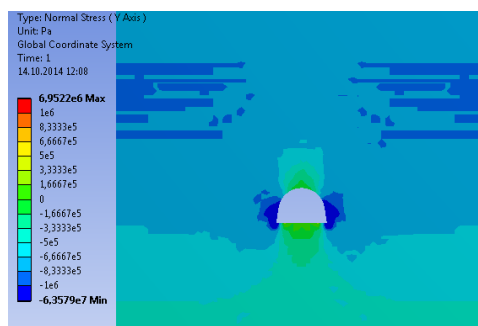


Рис. 7.8. Епюра вертикальних напружень σ_y у гірському масиві на ділянці відкотного квершлага посередині ширини змішувача

Крім висоти склепіння необхідно приділити увагу і його ширині, яка у 2,5 – 3,0 рази може перевищити ширину виробки за несприятливого розвитку подій. Відповідно, можливе утворення в боках виробки призм ковзання з нестійких порід [79], які поширюються до меж склепіння граничної рівноваги. Ці призми ковзання генерують високе косо направлене навантаження на кріплення виробки. Також через розвантажений стан значних об'ємів порід у боках виробки тут можливе утворення призм ковзання малозв'язних порід та формування підвищеного бічного навантаження. Таким чином, на досліджуваній ділянці прогнозується утворення навантаження у покрівлі та боках виробки таких значень, які потребують багаторазового росту реакції опору кріпильної системи і тут простим збільшенням щільності встановлення рам не обійтись.

У підшві виробки зона дії розтягуючих σ_y розповсюджується по глибині до 2,9 м і ширині – до 3,5 м. Якщо припустити усереднений коефіцієнт розпушення даного об'єму порід рівним 1,2, то величина здимання становитиме 400 – 450 мм. Але слід брати до уваги породи підшви, що залягають глибше, де ступінь розвантаження становить $\sigma_y = (0,03 - 0,10) \gamma H$. Цей обширний масив, навіть якщо частково перейде в нестійкий стан, здатний спровокувати дуже інтенсивне здимання.

Отримані результати доповнимо аналізом особливостей поля напружень σ , епюра розподілу яких загалом підтверджує сформульовані раніше висновки (рис. 7.9).

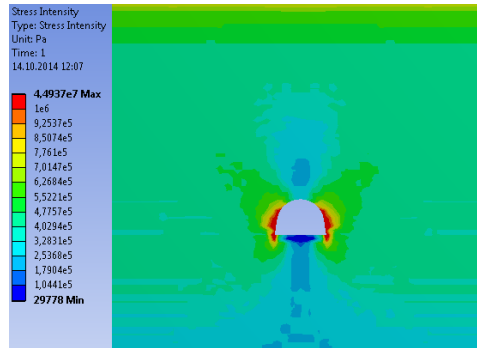


Рис. 7.9. Епюра інтенсивності напружень σ у гірському масиві на ділянці відкотного квершлягу посередині ширини зміщувача

У покрівлі виробки зона розвантаження σ рівня 0,09 – 0,12 від початкового стану поширюється на висоту до 11,0 м і сягає ширини 8,0 м. Цей потенційно небезпечний об'єм порід здатний своєю вагою створити вертикальне навантаження, що багаторазово перевищує несучу здатність рамного кріплення. Крім того, найбільша зона навколо виробки також має глибокий ступінь розвантаження рівня 0,14 – 0,16 і може бути залучена до формування не тільки вертикального, а й бічного навантаження на кріпильну систему.

У боках виробки тільки у приповерхневій зоні товщиною до 0,2 м і в кутовій частині породного контуру з'являються невеликі концентрації ($\sigma > 1$) інтенсивності напружень, які не можуть суттєво вплинути на формування бічного навантаження на кріплення. Тут основним фактором є зрушення нестійких об'ємів порід по поверхнях ковзання [79].

У підшві виробки зона розвантаження рівня 0,05 – 0,10 розповсюджується на глибину понад 12,0 м, що є основною причиною інтенсивного розвитку здимання.

Загалом на ділянці відкотного квершлягу по ширині зміщувача прогнозуються прояви гірського тиску високої інтенсивності:

- поєднання слабкої зв'язності заповнювача скиду з розвитком великих зон глибокого розвантаження формує систему поверхонь ковзання нестійких об'ємів порід у напрямку порожнини виробки;
- призми ковзання значних розмірів здатні створити високе навантаження не тільки в покрівлі, а й у боках виробки;
- у підшві відкотного квершлягу з тих же причин прогнозується інтенсивне здимання.

7.4.4 Зона межі скиду зі сторони висячого боку

Ця ділянка відкотного квершлягу характеризується підвищеною напруженістю вміщувачих порід через відсутність досить жорсткої опори з боку кон-

гломерату, що заповнює порожнину скиду на ширину до 20 м. Заповнювач скиду, який легко деформується, не здатний створити таку реакцію відсічі, за якої був би виключений (або вельми обмежений) вигин нависаючих породних консолей висячого боку над простором зміщувача.

Якщо говорити про епюру вертикальних напружень у поперечному перетині виробки, то вона має як низку особливостей, так і подібних характеристик у порівнянні з іншими ділянками відкотного квершлягу (рис. 7.10). У покрівлі виробки зона дії розтягуючих σ_y , вельми обмежена: висота – до 0,3 м, ширина – до 1,1 м; можна сказати, що відшарування породи відбувається лише у приповерхневій зоні контуру склепіння. Також більш обмежені розміри зон розвантаження σ_y , які всі розташовуються в межах склепіння висотою до 2,9 м і шириною – до 2,6 м. Така обмеженість зон розвантаження дозволяє спрогнозувати формування зниженого гірського тиску з боку покрівлі, яке у 2,0 – 2,5 рази нижче за несучу здатність рамного кріплення, навіть при припущенні, що об'єм порід розвантаженої зони перейде в нестійкий стан.

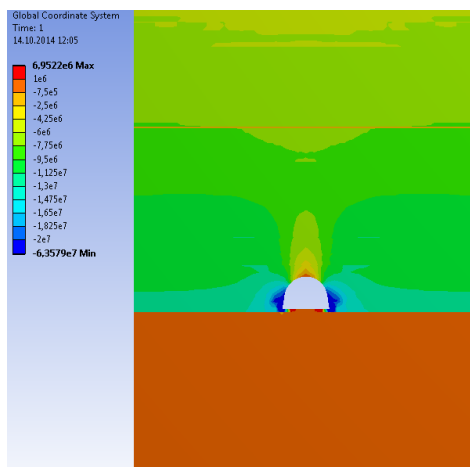


Рис. 7.10. Епюра вертикальних напружень σ_y у гірському масиві в поперечному перетині відкотного квершлягу на межі зміщувача та висячого боку

У боках виробки величина концентрацій стискних σ_y , і зона їх розповсюдження сягає найбільших значень з усіх ділянок, що розглядаються. Максимальна концентрація $\sigma_y = (3,3 - 6,0) \gamma H$ займає зона шириною до 0,7 м і висотою – до 1,9 м. Тут однозначно відбувається знеміцнення алевроліту, але обмежений об'єм таких порід не здатний створити навантаження, небезпечно для стійкості рамного кріплення в бічному напрямку. Найменші за величиною концентрації $\sigma_y = (2,2 - 2,8) \gamma H$ розповсюджуються на всю висоту виробки, а

по ширині – до 1,9 м від її контуру; цей обсяг порід, що переходить у нестійкий стан при його обводненні, вже здатний сформувати бічне навантаження, що викликає помітне зближення стояків рами та часткову втрату її несучої здатності. З іншого боку, цей об'єм порід здатний утримати сталеполімерні анкери стандартної довжини 2,4 – 2,8 м, що встановлюються в кількості 2 штук з кожного боку виробки, що необхідно врахувати при виборі (за фактором дії компоненти σ_y) найбільш економічного варіанту посилення рам у бічному напрямку.

На нашу думку, підшова виробки становить найбільшу небезпеку для надійного функціонування відкотного квершлягу, – дуже велика зона дії напружень $\sigma_y = \pm 1$ МПа створює умови для найбільш активного руху порід у порожнину виробки, особливо у разі їх обводнення. Тому на даній ділянці відкотного квершлягу головним завданням є максимально можливе обмеження здимання порід підшови, яке можливе, наприклад, за рахунок гідроізоляції виробки.

Для більш повної оцінки стану порід в районі відкотного квершлягу виконано аналіз поля горизонтальних напружень σ_z (рис. 7.11).

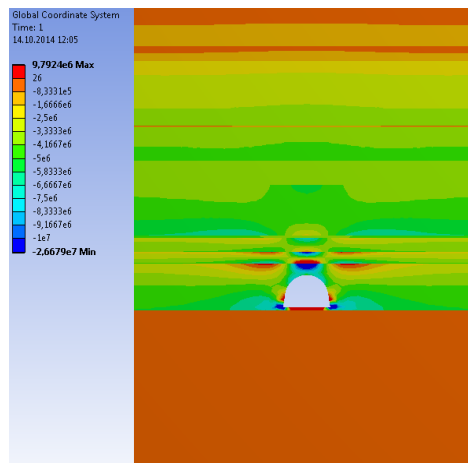


Рис. 7.11. Епюра горизонтальних напружень σ_z у гірському масиві в поперечному перетині відкотного квершлягу на межі зміщувача та висячого боку

У покрівлі, представленю тонко- і середньозаруватою текстурами, чітко прослідковується інтенсивний вигин породних шарів у напрямку в порожнину виробки. По її ширині в нижній частині кожної літологічної різниці діють розтягуючі напруження σ_z (у віддалених від контуру виробки шарах – знижені стискні σ_z); у верхній частині шарів виникають концентрації стискних σ_z , які поступово зменшуються від значень 4,0 – 6,5 у приконтурних шарах до величин 2,3 – 2,6 від початкового стану недоторканого масиву. За межами шири-

ни виробки змінюється напрямком вигину шарів, а зони розтягуючих σ_z розповсюджуються на відстань до 4,5 м, що визначає активне розшарування бічних зон порід покрівлі та формування значного косо направленого навантаження.

У боках виробки спостерігаються обмежені зони дії розтягуючих σ_z (шириною – до 0,5 м і висотою – до 0,8 м), які самі по собі не становлять небезпеки для стійкості виробки, але разом з дією в цій же зоні концентрацій стискових σ_y здатні призвести до утворення більш обширних зон знеміцнення порід.

У підшві виробки слабозв'язний заповнювач скиду знаходиться під дією невеликих розтягуючих σ_z , яких цілком достатньо для розповсюдження порушення на віддалені від виробки зони масиву. Таким чином, значні об'єми порід підшви знаходяться у граничному або нестійкому стані і можна прогнозувати інтенсивний розвиток процесу здимання.

Інтегральну дію вертикальних σ_y і горизонтальних σ_z компонент прослідкуємо на епюрі розподілу інтенсивності напружень σ (7.12).

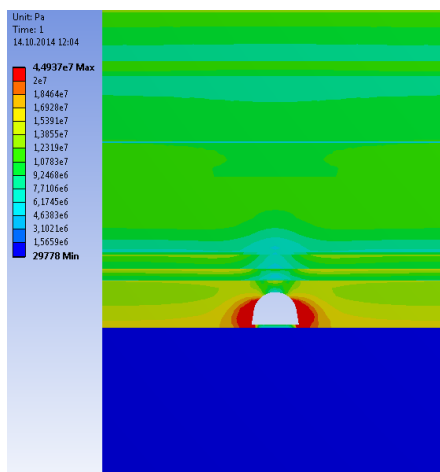


Рис. 7.12. Епюра інтенсивності напружень σ у гірському масиві в поперечному перетині відкритого квершлягу на межі змішувача та висячого боку

У покрівлі виробки шари малої та середньої потужності піддані інтенсивному вигину з виникненням певної величини зусиль розпору, внаслідок чого практично не утворюється скільки-небудь суттєвих зон розвантаження; в межах ширини виробки діють дещо підвищені (по відношенню до початкового стану) напруження σ , які не здатні призвести до знеміцнення породи. Тому прогнозується досить стійкий стан порід покрівлі: шари, розділені тріщинами розриву на блоки, утворюють розпірну систему, здатну активно чинити опір

вертикальному навантаженню. За рахунок цього вертикальний тиск на кріпильну систему знижується та передбачається її стійкий стан.

У боках виробки діють концентрації σ рівня 5,4 – 8,0 від початкового стану недоторканого масиву, абсолютна величина яких цілком достатня для знеміцнення навіть необводненого і нетріщинуватого масиву. Зона порушених порід займає всю висоту виробки, а в глиб масиву розповсюджується по ширині до 2,5 м. Крім того, спостерігається злиття зон досить високої концентрації σ у боках виробки із зонами в бічних частинах її покрівлі, що призводить до утворення великої зони масиву, яка переходить у нестійкий стан через його обводнення. Це, насамперед, дозволяє прогнозувати формування значного бічного та косо направленою навантаження на кріпильну систему виробки.

У подошві відкотного квершлягу обширна зона глибокого розвантаження σ передбачає інтенсивний прояв здимання порід.

Загалом, за результатами аналізу НДС масиву в районі відкотного квершлягу на межі зміщувача та висячого боку скиду можна прогнозувати такі прояви гірського тиску:

- у покрівлі виробки очікуються помірні вертикальні навантаження на кріпильну систему;
- прогнозується розвиток підвищених бічних та косо направлених навантажень на кріпильну систему,
- у подошві виробки ймовірно інтенсивне здимання.

7.4.5 Ділянка незначного впливу скиду з висячого боку

При відході від межі скиду важливо оцінити зміни НДС прилеглого масиву для вибору найбільш економічно доцільної системи кріплення відкотного квершлягу. Для цього насамперед розглянемо розподіл вертикальних напружень (рис. 7.13).

У покрівлі виробки зона розвантаження σ_y досить обмежена. Розтягуючі σ_y діють на висоту до 0,4 м і ширину до 1,3 м; при відшаруванні цього об'єму порід покрівлі навантаження від його ваги не перевищує кількох відсотків від величини несучої здатності рамного кріплення. Навіть невеликий ступінь розвантаження $\sigma_y = (0,6 - 0,7) \gamma H$, що характеризує відносно стійкий стан порід покрівлі, розповсюджується за її висотою до 1,8 м, а шириною до 2,7 м. Вага такого об'єму порід (за малоімовірного варіанту втрати їх стійкості) також у 2,5 – 3 рази менша несучої здатності рамного кріплення. Тому можна прогнозувати невисокий вертикальний гірський тиск на ділянці, що розглядається.

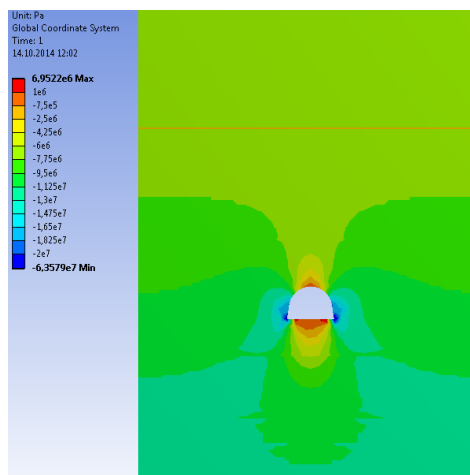


Рис. 7.13. Епюра вертикальних напружень σ_y в районі відкотного квершлягу у висячому боці ділянки малосуттєвого впливу скиду

У боках виробки зона дії та величина концентрацій стискових σ_y також відносно невелика. Найбільша концентрація $\sigma_y = (3,3 - 6,0) \gamma H$ у кутових частинах виробки розповсюджується всього до 0,4 м по ширині і висоті до 0,7 м. Концентрація рівня $\sigma_y = (2,5 - 3,0) \gamma H$ займає зона шириною до 1,3 м і висотою – до 2,5 м. Таке напруження здатне зменшити бокові породи тільки при їх обводненні. Але в такому разі бічне навантаження все одно буде відносно невелике і для протидії їй цілком достатньо встановлення одного-двох анкерів у кожному боці виробки.

У підшві виробки спостерігається досить обширна зона дії розтягуючих σ_y шириною до 3,5 м і глибиною до 1,0 м. При розшаруванні порід у цій зоні вже можна припускати розвиток здимання середньої інтенсивності. Якщо ж породи підшви обводнені, то область їх нестійкого стану може збільшитися до 1,9 м у глибину, що сприяє росту здимання і викликає необхідність проведення заходів щодо обмеження цього процесу.

Вивчення характеру розподілу інтенсивності напружень σ у масиві гірських порід навколо відкотного квершлягу призвело до таких результатів (рис. 7.14)

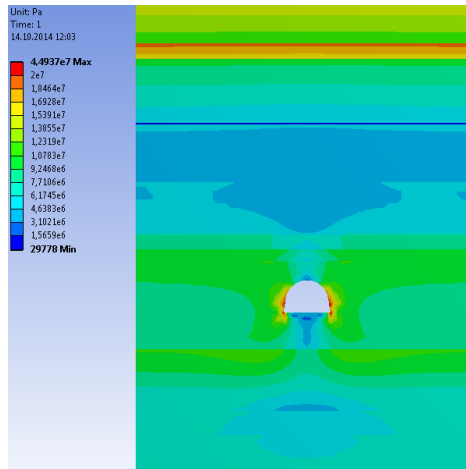


Рис. 7.14. Епюра інтенсивності напружень σ в районі відкотного квершлягу у висячому боці на ділянці малосуттєвого впливу скиду

У покрівлі виробки зона розвантаження σ практично відсутня за винятком локальної зони висотою до 0,3 м і шириною – до 1,0 м; більше того, ступінь розвантаження невеликий, що характеризує достатню стійкість порід. Отже, у покрівлі не очікується скільки-небудь суттєвого розвитку вертикального навантаження.

У боках виробки концентрація σ рівня 18 – 22 МПа (в районі значення опору алевроліту стиску) має мале розповсюдження тільки у приконтурній частині шириною 0,2 – 0,3 м. У разі обводнення бокових порід зона їх можливого знеміцнення поширюється по ширині до 1,2 м і по висоті до 3,7 м. Такий об'єм нестійких порід цілком здатний утримати 1 – 2 сталеполімерні анкери в кожному боці виробки.

У породах підшви в центральній частині ширини виробки зона розвантаження σ хоч і поширюється на глибину до 3,3 м, але ступінь цього розвантаження невеликий і в більшій частині об'єму породи підшви зберігають стійкість за фактором дії компоненти σ .

Загалом на ділянці слабого впливу скиду у породах висячого боку можна прогнозувати відносно помірні прояви гірського тиску:

- у покрівлі виробки навантаження невелике і посилення рамного кріплення в цьому напрямку не потрібно;
- у боках підвищене навантаження можливе лише при обводненні вміщуючих порід і в цьому випадку достатньо посилення рам шляхом встановлення бічних анкерів;
- здимання порід підшви передбачається помірної величини, але при їх обводненні необхідні заходи боротьби з негативними наслідками здимання.

Висновки

Аналіз НДС просторової моделі поведінки вуглевмісного масиву при перетині відкотним квершлагом пласта C_{10}^g тектонічного порушення «Богданівський скид» дозволив обґрунтувати низку положень з виявлення небезпечних ділянок підтримання виробки, особливостей прояву гірського тиску при їх проходженні та попередніх рекомендацій щодо посилення кріпильної системи у тому чи іншому напрямку.

1. Обґрунтовано підхід до більш достовірного відображення геомеханічних процесів в обширній зоні розміщення тектонічного порушення «Богданівський скид» (макромодель) із детальною побудовою конструктивних особливостей елементів кріпильної системи в серії локальних моделей за найбільш характерними ділянками підтримання відкотного квершлагоу.

2. Виявлено три ділянки по довжині відкотного квершлагоу при перетині скиду, які суттєво відрізняються між собою по епюрі розподілу компонент напружень: межа зміщувача з лежачого боку, центральна частина ширини зміщувача, межа зміщувача зі сторони висячого боку. Прогнозуються суттєво різні прояви гірського тиску на виділених ділянках, відповідно і ступінь навантаженості елементів кріпильної системи відрізняться один від одного. Крім того, обґрунтовано тезу про те, що завдання посилення кріплення відкотного квершлагоу необхідно вирішувати диференційовано залежно від характеру проявів гірського тиску. У зв'язку з цим виділено ще дві периферійні ділянки при підході та відході від скиду. Це дозволить обґрунтовано обмежити довжину ділянки виробки, де потрібне проведення спеціальних заходів щодо посилення кріпильної системи.

3. Встановлено зони суттєвого впливу тектонічного порушення на породи лежачого та висячого боків. У лежачому боці проведення кардинального посилення кріпильної системи доцільно на відстані близько 12 – 15 м від межі зміщувача; у висячому боці ця відстань збільшується до 25 – 30 м. Підвищену увагу до процесів зрушення порід у боках виробки та здимання підшови необхідно приділяти в примезовій до скиду зони до 30 – 35 м як у лежачому, так і у висячому боці.

4. У примезових зонах аналіз НДС масиву навколо відкотного квершлагоу дозволив спрогнозувати характер проявів гірського тиску:

– у покрівлі виробки формується знижене вертикальне навантаження, що не становить небезпеки для рамного кріплення з кроком встановлення до 1,0 м;

– зона знеміцнення бокових порід природньої вологості відносно невелика і не здатна створити скільки-небудь суттєве навантаження на стояки рами; при обводненому вміщуючому масиву для протидії бічному тиску доцільно передбачити заходи для посилення рамного кріплення в бічному напрямку (наприклад, установлення бічних сталеполімерних анкерів із піддатливими зв'язками зі стояками рами);

– здимання підоскви очікується помірної величини в породах природної вологості; в умовах обводнених порід підоскви вельми ймовірно, що їхня величина здимання перевищить допустимі норми експлуатації виробки і необхідно провести відповідні заходи щодо обмеження цього геомеханічного явища;

5. У районі межі зміщувача зі сторони лежачого боку можливі такі прояви гірського тиску:

– для протидії високому вертикальному навантаженню у покрівлі виробки необхідно багаторазово збільшити опір кріпильної системи в цьому напрямку;

– у боках виробки прогнозується помірний тиск на стояки рами;

– у породах підоскви вельми ймовірний розвиток здимання підвищеної інтенсивності.

6. На серединній ділянці відкотного квершлягу по ширині зміщувача прогноуються прояви гірського тиску високої інтенсивності. Поєднання слабкої зв'язності заповнювача скиду з розвитком обширних зон розвантаження глибокого ступеня формує систему поверхонь ковзання нестійких об'ємів порід, які сприяють утворенню призм зсуву значних розмірів, що створюють високе навантаження не тільки в покрівлі, а й у боках виробки. У її підосві з тих самих причин можливе здимання високої інтенсивності.

7. У районі межі зміщувача зі сторони висячого боку очікуються такі прояви гірського тиску:

– у покрівлі формуються помірні вертикальні навантаження, що не становлять небезпеки для рамного кріплення;

– прогнозується розвиток підвищених бічних та косо направлених навантажень на кріпильну систему;

– у підосві виробки вельми ймовірно інтенсивне здимання.

8. Результати проведених досліджень у практичному плані використано на наступному етапі роботи з вивчення стану кріпильних систем на виділених ділянках відкотного квершлягу.

У науковому плані вперше розкрито особливості стану масиву в районі розривного тектонічного порушення великої ширини в умовах слабометаморфізованих порід Західного Донбасу. Кардинальний вплив цього тектонічного порушення принципово змінює підхід щодо забезпечення стійкості гірничої виробки, що його перетинає.

Питання для самоконтролю:

1. Перелічіть основні розривні тектонічні порушення та їх параметри.
2. Як обираються розміри геомеханічної моделі для відображення розривного тектонічного порушення?
3. Опишіть основні методичні прийоми моделювання розривного тектонічного порушення.
4. У чому полягають основні засади підходу до більш достовірного відображення геомеханічних процесів навколо розривного тектонічного пору-

шення?

5. Які три ділянки довжини виробки суттєво відрізняються між собою по характеру розподілу компонент НДС?

6. Охарактеризуйте зони суттєвого впливу розривного тектонічного порушення на НДС гірського масиву.

7. Опишіть основні риси прогнозного характеру проявів гірського тиску у виробці, що перетинає розривне тектонічне порушення.

8. Які особливості проявів гірського тиску очікуються у виробці в районі межі зміщувача з лежачим боком?

9. Які особливості проявів гірського тиску очікуються у виробці на ділянці по ширині зміщувача?

10. Які особливості проявів гірського тиску очікуються у виробці на ділянці межі зміщувача з висячим боком?

8 ВПЛИВ ПАРАМЕТРІВ РОЗРИВНОГО ТЕКТОНІЧНОГО ПОРУШЕННЯ НА НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНІЙ СТАН У ПРИЛЕГЛОМУ МАСИВІ

Розглянуто методику проведення обчислювальних експериментів та результати розрахунку НДС геомеханічного об'єкту, що містить гірський масив, розривне тектонічне порушення типу «скид» та підземну виробку, яка перетинає це порушення. Виявлено закономірності впливу параметрів зміщувача на зміну НДС шаруватого масиву та пов'язаний з ним рівень стійкості порід навколо виробки.

Мета – сформулювати цілісне поняття про стан гірського шаруватого масиву, який вміщує розривне тектонічне порушення, що перетинає виробка, та надати відомості про закономірності впливу параметрів зміщувача тектонічного порушення на НДС гірського масиву загалом та його частини навколо підземної виробки.

На базі вивчення матеріалу студент повинен вміти:

– створювати просторову геомеханічну модель з розривним тектонічним порушенням типу «скид», яке перетинає підземна виробка;

– на базі просторової моделі створити потрібну кількість її перетинів для вивчення особливостей НДС;

– проаналізувати особливості епюр розподілу компонент НДС та виявити закономірності їх залежності від параметрів зміщувача скиду.

8.1 Загальні відомості

Основним завданням цього розділу є встановлення тенденцій впливу параметрів залягання тектонічного порушення на зміни НДС гірського масиву, особливо поблизу виробки, що перетинає його. Дослідження проведено на

прикладі розривного тектонічного порушення типу скид, а параметрами, що вивчаються, є його ширина m_c і кут падіння зміщувача $\alpha_{зм}$.

На наш погляд, більш корисним як з наукового, так і практичного погляду буде дослідження НДС гірського масиву на прикладі реальних гірничо-геологічних і гірничотехнічних умов Петропавлівського скиду в Західному Донбасі. Він є межею наявного гірничого відводу шахти «Ювілейна» ПрАТ «ДТЕК Павлоградвугілля»; на розглянутій ділянці шахтного поля Петропавлівський скид має справжню амплітуду $A_n = 55 - 77$ м і кут падіння зміщувача $\alpha_{зм} = 65^\circ$. Петропавлівський скид супроводжується підвищеною тріщинуватістю порід, які в зоні впливу тектонічного порушення вельми нестійкі і схильні до раптового обвалення. У зонах підвищеної тріщинуватості біля розривного порушення може відбуватися надходження води з верхніх вугільних пластів. Сам скид у межах своєї ширини m_c заповнений конгломератом з кусків породи та суміші глини з піском. Ширина скиду m_c змінюється від 0,7 – 1 м до 7,0 – 8,7 м. Конвеєрний квершлаг блока №3 проведений вхрест площини скиду; довжина виробки становить 700 м, її споруджено перетином під кріплення КШПУ-15,0 з підривкою 0,4 м підшови пласта C_6 у лежачому крилі.

Площа ділянки характеризується моноклінальним заляганням осадової товщі карбону з падінням порід у північному і північно-східному напрямках під кутом $1 - 4^\circ$; такий кут падіння несуттєво впливає на НДС масиву і його можна моделювати таким, що залягає горизонтально. Кам'яновугільні відкладення представлені перешаруванням різних за складом пісковиків, аргілітів і алевролітів із підлеглими їм шарами вугілля і вапняків. У відсотковому відношенні аргіліти й алевроліти становлять 83%, пісковики – 15,3%, вапняки – 0,4%, вугільні пласти – 1,3%.

Вказані характеристики Петропавлівського скиду враховуються при побудові геомеханічних моделей, розрахунку НДС масиву й аналізу особливостей його стану таким чином. Методологія підходу до цієї задачі досліджень ґрунтується на принципі побудови мінімальної кількості моделей для отримання максимально можливого результату з аналізу впливу розривного тектонічного порушення на стан масиву в районі виробки. Головними параметрами розривного порушення, що найбільше впливають на нього, є його ширина m_c і кут падіння $\alpha_{зм}$ зміщувача. Справжня амплітуда A_n скиду (як параметр) впливає на НДС приконтурного масиву тільки за її невеликої величини, як правило, до значень у 2 – 3 висоти виробки. Тому за межами цих значень зміна вже не спричиняє помітного перетворення НДС, якщо це не пов'язано з появою в приконтурному масиві всякого крила нових літологічних різниць, які суттєво відрізняються механічними характеристиками. Водночас відображення справжньої амплітуди $A_n = 55 - 77$ багаторазово збільшує розміри моделі, що вимагає певних обчислювальних потужностей і знижує точність розрахунків, зокрема в зоні приконтурних порід, яка нас цікавить найбільше.

Унаслідок цього ухвалено логічне рішення щодо моделювання вертикальної проєкції справжньої амплітуди скиду не менше ніж 10 м, що дає змогу забезпечити потрібні результати при зниженому обчислювальному ресурсі і без викривлення реального стану приконтурних порід. При цьому прийнято реальну текстуру прилегло до виробки масиву із заляганням у безпосередній покрівлі аргіліту, а в основній покрівлі та підшві – алевроліту. Вугільний пласт C_6 моделюється реальної потужності 0,8 м.

Для підвищення адекватності відображення реальних умов ухвалено рішення про створення двох моделей скиду, що відрізняються тільки його шириною: перша модель – $m_c = 1$ м, друга – $m_c = 8$ м. Таким чином, охоплено практично весь діапазон зміни m_c Петропавлівського скиду; з іншого боку, на цих двох моделях можна прослідкувати за тенденціями зміни НДС масиву при збільшенні ширини скиду.

Для вирішення другого завдання цих досліджень – оцінка впливу кута α_{3M} падіння зміщувача – двох зазначених раніше моделей недостатньо, адже, для того, щоб вивчити вплив ширини скиду, всі інші його параметри прийнято постійними, зокрема й $\alpha_{3M} = 90^\circ$. Третя модель уже побудована з $\alpha_{3M} = 45^\circ$ при $m_c = 1$ м. Тут переслідуються дві мети: по-перше, оцінити вплив $\alpha_{3M} = \gamma$ у діапазоні $45 - 90^\circ$, куди потрапляє і реальний кут падіння зміщувача Петропавлівського скиду; по-друге, ми побудували третю модель таким чином, щоб висяче крило зміщувалось за підняттям, а скид перетворено на підкид із $\alpha_{3M} = 45^\circ$, – тоді ми можемо прослідкувати принципові відмінності (в разі їхньої появи) зазначених двох видів розривних порушень.

Таким чином, розрахунок НДС масиву і його аналіз проведемо на трьох моделях, які побудовані в просторовому вигляді, оскільки по довжині виробки поля напружень і переміщень змінюються через наявність розривного тектонічного порушення. Попереднє тестування моделі показує, що третя координата (довжина виробки) має становити близько 31 – 38 м, – цю умову реалізовано в наших моделях, де довжина виробки становить 40 м. Також слід зазначити, що для спрощення процедури обчислень розрахунок виконано в пружній постановці, але для об'єктивності порівняння НДС з уже виконаними розрахунками змодельовано реально існуючі порушення контактів суміжних породних шарів і відображено конкретну форму породного контуру виробки під кріплення КШГУ-15,0 з глибиною підривки підшви 0,4 м.

Розрахунок НДС масиву здійснено для середньої глибини розміщення конвеєрного квершлагу $H = 400$ м за середньозваженої об'ємної ваги надвугільної товщі $\gamma = 25$ кН/м³; тоді вертикальні напруження в недоторканому масиві становлять $\sigma_y = \gamma H = 10$ МПа. Початкові горизонтальні напруження σ_x і σ_z , що діють на вертикальних площинах (XY і ZY) моделі, визначаються умовою «симетрія» деформованого стану породного об'єму і розраховані для значення коефіцієнта Пуассона $\mu = 0,3$.

Описані загальні відомості процесу моделювання розривного тектонічного порушення реалізовано в трьох схемах розрахунку НДС масиву поблизу виробки, що перетинає порушення, а аналіз компонент напружень і переміщень проведемо в такій методологічній послідовності:

– на першому етапі оцінюємо особливості НДС приконтурного масиву, зумовлені наявністю розривного тектонічного порушення (схема I: $m_c = 1$ м, $\alpha_{3M} = 90^\circ$);

– на другому етапі вивчається вплив на НДС масиву ширини скиду (схема II: $m_c = 8$ м, $\alpha_{3M} = 90^\circ$, яка порівнюється зі схемою I);

– на третьому етапі аналізуються відмінності, зумовлені різним кутом падіння зміщувача (схема III: $m_c = 1$ м, $\alpha_{3M} = 45$, яка порівнюється зі схемою I).

8.2 Особливості НДС у шаруватому масиві поблизу виробки, яка перетинає розривне порушення

Оцінка особливостей НДС проводиться (тут і далі) комплексно за трьома компонентами напружень (σ_y , σ_x , σ) і величиною повних переміщень $U(x, y, z)$.

На першому етапі досліджень аналіз полів напружень і переміщень традиційно почнемо з епюри вертикальних напружень σ_y (рис. 8.1). Початкове поле $\sigma_y = \gamma H$ недоторканого масиву встановлюється у покрівлі на висоті 5,5 – 5,7 м (від контуру склепіння виробки) з боку підходу до порушення (права частина моделі, оскільки при $\alpha_{3M} = 90^\circ$ немає поділу масиву на висяче і лежаче крило) і на висоті 4,8 – 5,1 м на ділянці за порушенням. Невелика різниця у 10 – 13% висоти впливу виробки (початок склепіння розвантаження в покрівлі), вочевидь, зумовлена зміною текстури порід покрівлі перед і за порушенням: під час підходу до порушення в безпосередній покрівлі залягає аргіліт потужністю 8,0 м, а вище – потужний алевроліт; за розривним порушенням усю покрівлю становить потужний алевроліт. З наближенням до контуру склепіння виробки ступінь розвантаження покрівлі посилюється, а різниця у висотах зон розвантаження (до і після порушення) знижується. Так, за величини розвантаження $\sigma_y = (0,25 - 0,44) \gamma H$ відмінності становлять лише 5 – 7%, а за повного розвантаження ($\sigma_y = 0$) практично зникає різниця в розмірах склепіння розшарування порід по довжині виробки до і після розривного порушення, що частково пояснюється кутом падіння зміщувача $\alpha_{3M} = 90^\circ$.

Тут і далі слід зазначити, що вертикальні грані моделі в площині XU через накладення на них умови «симетрія» мають певні спотворення початкового поля σ_y , які поширені в локальних зонах (до 15 – 20% ширини виробки)

і зумовлені специфікою технологій моделювання методом скінченних елементів (МСЕ).

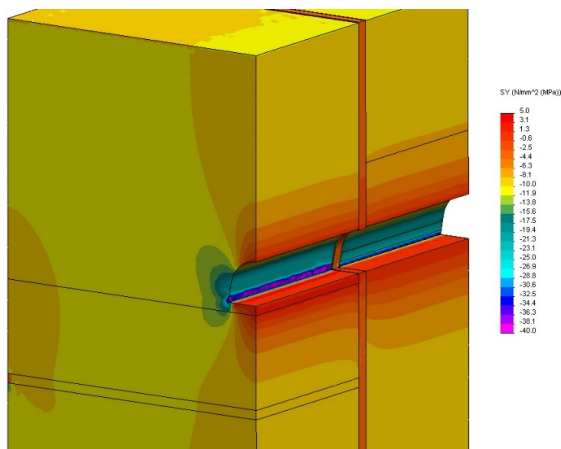


Рис. 8.1. Епюра вертикальних напружень σ_y в районі вертикального розривного тектонічного порушення шириною $m_c = 1$ м

У підшві виробки зона розвантаження має аналогічні тенденції зміни, що й у покрівлі. Вплив виробки поширюється в глибину до 7,2 – 7,8 м на ділянці до розривного порушення і до 6,6 – 6,9 м за ним, – відхилення 8 – 12%. На відстані 1,5 – 2,2 м від площини зміщувача відбуваються локальні збурення епюри σ_y таким чином, що при підході до порушення глибина впливу виробки знижується до 15%, а після порушення, навпаки, зростає до 20%. Також, як і в покрівлі, у підшві виробки зі збільшенням ступеня розвантаження зменшується різниця у відповідних розмірах цих ділянок: за повного розвантаження глибина ділянок розшарування підшви практично однакова на всій протяжності виробки, незважаючи на прилеглу площину порушеного контакту.

У боках виробки зони підвищеного гірського тиску (ПГТ) схожі одна з одною (до і після порушення) у плані форми її утворення, але є відмінності у величинах концентрацій σ_y , особливо в нижній частині приконтурних бокових порід.

На ділянці до розривного порушення особливості зони ПГТ такі. У приконтурних бокових породах на рівні п'яти склепіння (район розташування замків піддатливості кріплення КШПУ) відбувається перехід зони розвантаження у зону ПГТ з поступовим збільшенням концентрацій σ_y під час руху до підшви виробки. На висоті 2,0 – 2,2 м $\sigma_y = (1,56 - 1,75) \gamma H$ з плавним зростанням під час наближення до вугільного пласта, в межах потужності якого встановлюється відносно рівномірний розподіл $\sigma_y = (2,0 - 2,5) \gamma H$. В районі опори

стояка за глибиною підривки 0,4 м величина σ_y збільшується до $(2,7-3,0)\gamma H$, сягаючи максимуму $\sigma_y = (3,25-3,44)\gamma H$ в кутах виробки. Глибина поширення в масив осередків максимальних концентрацій становить 0,3 – 0,4 м, а по висоті стояків – 1,0 – 1,3 м. Ці відомості ми навели з тієї причини, що породи безпосередньої покрівлі та підшви характеризуються низьким опором стиску ($\sigma_{cm} = 13,0 - 13,5$ МПа), і зазначені концентрації σ_y спричиняють знеміцнення визначених об'ємів порід у боках виробки.

На ділянці виробки за розривним порушенням концентрація вертикальних напружень у її боках посилюється: по всій висоті прямолінійної частини бортів виробки мінімальне значення $\sigma_y = (2,0-2,5)\gamma H$, а максимальне $\sigma_y = (3,5-4,0)\gamma H$ розвивається тільки в нижній частині боків на висоту до 0,6 м від підшви виробки. Отже, за розривним порушенням тим більше відбуватиметься знеміцнення порід у боках виробки, незважаючи на те, що тут уже розміщується інша літологічна різниця – більш міцний алевроліт з $\sigma_{cm} = 20,6$ МПа.

Нарешті, оцінимо епюру σ_y всередині самого розривного порушення. Низький модуль деформації конгломерату з уламкових порід зумовлює досить рівномірне поширення знижених стискаючих напружень $\sigma_y = 0,6 - 2,5$ МПа по всьому об'єму заповнювача тектонічного порушення. Поблизу контуру виробки невеликі стискні σ_y переходять у розтягуючі до 1,3 МПа, що сприяє їхньому обваленню, тому що конгломерат уламкових порід, порожнечі й пори якого заповнені сумішшю, практично не здатний чинити опір розтягуючим навантаженням. З урахуванням великої ймовірності надходження води ці породи вельми нестійкі та потребують посилення кріплення виробки на ділянці переходу розривного порушення, що і реалізується в практиці підтримання гірничих виробок.

Наступною компонентою, підданою аналізу, є горизонтальні напруження (рис. 8.2). Спочатку оцінимо відстані від контуру виробки, де відбувається стабілізація горизонтальних напружень біля рівня початкового стану недоторканого масиву в діапазоні $\sigma_x = (0,93-1,13)\lambda\gamma H$; розміри цієї зони характеризують зону впливу виробки за фактором розподілу компоненти σ_x . До розривного порушення невелика концентрація $\sigma_x = (1,16-1,40)\lambda\gamma H$ розповсюджується на висоту в покрівлю 2,9 – 3,3 м, а за порушенням – на висоту 3,7 – 4,1 м (різниця 24 – 28%). У районі розривного порушення відбувається ріст висоти впливу виробки: до 3,9 м при підході до скиду і до 5,0 м за ним. Очевидно, деякий ріст зони концентрації σ_x поблизу порушення зумовлений більш розвантаженим станом конгломерату уламкових порід усередині самого порушення, де зазначена вище концентрація розповсюджується тільки до висоти 0,8 м. Поблизу контуру склепіння на висоту в масив 0,3 – 0,4 м утворюється зона розванта-

ження, яка має підвищений ступінь $(0,47 - 0,70) \lambda \gamma H$ з боку відходу від порушення, а поруч із ним з'являються локальні осередки розвантаження до $0,23 \lambda \gamma H$. У цьому плані примітні протилежні тенденції зміни зон розвантаження компонент σ_x і σ_y в покрівлі при перетині виробкою розривного порушення.

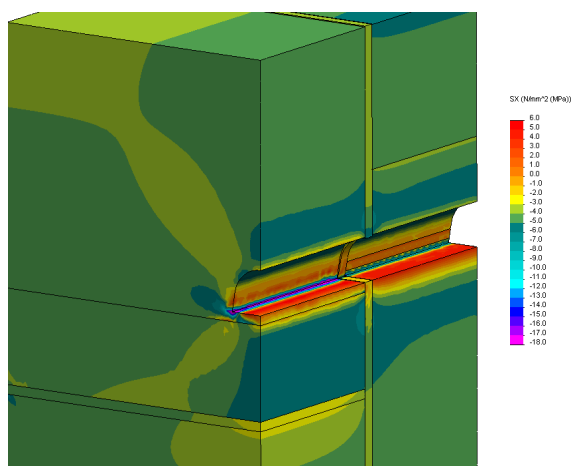


Рис. 8.2. Епюра горизонтальних напружень σ_x в районі вертикального розривного тектонічного порушення шириною $m_c = 1$ м

У підшві виробки по її довжині відмічено такі особливості розподілу горизонтальних напружень σ_x . Зона впливу виробки розповсюджується глибше за скидом, що деякою мірою зумовлено розміщенням тут шару аргіліту та вугільного пласта C_6 . Так, підвищена концентрація $\sigma_x = (1,16 - 1,40) \lambda \gamma H$ розповсюджується на всю потужність аргіліту за винятком прилеглої до виробки частини, що вказує на вигин цього шару в порожнину виробки. Водночас, до скиду більш потужний алеволіт підшви за рахунок своєї підвищеної жорсткості обмежує зону концентрації σ_x до $5,7 - 7,0$ м, за винятком зони поблизу самого порушення, а розвантаження приконтурних порід підшви також свідчить про їхній вигин у порожнину виробки. Питання про те, в якій частині довжини виробки спостерігається більш інтенсивний вигин порід підшви, не має однозначного пояснення. З одного боку, у доскидовій частині довжини виробки зона поширення концентрацій $\sigma_x = (1,16 - 1,40) \lambda \gamma H$ менша, але зона розвантаження та її ступінь у приконтурній частині підшви вищі: ступінь розвантаження $\sigma_x = (0,47 - 0,70) \lambda \gamma H$ розповсюджується до глибини $1,5 - 1,7$ м; повне розвантаження ($\sigma_x = 0$) сягає глибини $0,7 - 0,9$ м; на поверхні підшви виробки діють розтягуючі σ_x до 2 МПа. У заскидовій частині

зазначені параметри нижчі: повне розвантаження поширюється на глибину 0,3 – 0,6 м, а величина розтягуючих σ_x не перевищує 1,0 МПа. З іншого боку, за порушенням глибше розповсюджується не тільки концентрація стискних σ_x , а й розвантажується вугільний пласт, а також і верхня частина основної підшви, що свідчить про залучення у процес деформації шарів підшви, що залягають глибше.

У бокових породах за висотою виробки спостерігається високий градієнт зміни σ_x , але тільки в приконтурній зоні шириною від 0,4 м у районі п'яти склепіння до 1,8 м у кутовій частині виробки. У зазначених зонах діє концентрація стискних $\sigma_x = (2,3 - 4,2) \lambda \gamma H$, а між ними розташовується зона розвантаження висотою до 1,6 м, де виникають навіть розтягуючі σ_x до 1,0 МПа в заскидовій частині довжини виробки і до 2,0 МПа в доскидовій частині. У зв'язку з цим, з погляду знеміцнення приконтурних порід, можна прогнозувати їх розшарування від розтягуючих напружень у заскидовій частині на глибину в масив до 0,4 м і у вугільному пласті в доскидовій частині на глибину до 0,6 м. Також можна прогнозувати руйнування породи від концентрацій стискних σ_x у кутових зонах виробки, але вельми обмежених розмірів (близько $0,5 \times 0,6$ м у площині XY). Вельми слабкий конгломерат, що заповнює порожнину розривного порушення, також нестійкий по всій висоті виробки.

Остання компонентою, що аналізується, є інтенсивність напружень σ , – становить підвищений інтерес у плані оцінки стійкості приконтурних порід у доскидовій і заскидовій частинах довжини виробки.

Цілоком закономірним є утворення в покрівлі та підшві виробки зон розвантаження, які в доскидовій частині помітно вищі (як за розмірами розповсюдження, так і за ступенем розвантаження), ніж у доскидовій частині довжини виробки.

Звертає увагу два моменти: по-перше, практично повне розвантаження безпосередньої підшви на глибину до 1,2 м, що провокує його переміщення в порожнину виробки; по-друге, такий самий ступінь розвантаження спостерігається за всією моделювальною висотою порожнини розривного порушення, – якщо малозв'язний конгломерат у підшві навряд чи активно долатиме власну вагу та інтенсивно переміщатиметься в порожнину виробки, то та ж сама вага заповнення скиду сприятиме розвитку його переміщень з боку покрівлі та боків виробки.

Також цілоком природним є формування в бічних частинах приконтурних порід концентрацій σ на рівні 1,5 – 3,3 від початкового стану недоторканого масиву, які поширюються на зростаючу σ до 4,3 – 5,8 разів, порівняно з початковим станом; максимальна концентрація σ поширюється в доскидовій частині виробки лише у вугільному пласті (і не по всій його потужності), а в доскидовій частині висота їхнього розповсюдження у 2 – 3 рази вища. У плані оцінки зон знеміцнення слід враховувати той факт, що в доскидовій частині аргіліт має опір стиску $\sigma_{cm} = 13$ МПа, а алевроліт у заскидовій частині

$\sigma_{cm} = 20,6$ МПа. Таким чином, підвищена міцність у заскидовій частині нівелюється підвищеною інтенсивністю напружень, унаслідок чого зони знеміцнення розповсюджуються на однакову глибину до 0,4 – 0,6 м по всій модельованій довжині виробки; висота знеміцнення також доволі постійна й оцінюється до 1,8 – 2,3 м у межах прямолінійної частини боків виробки.

Загалом зафіксовано підвищену напруженість бокових порід у заскидовій частині, що компенсується їхньою підвищеною міцністю так, що ступінь стійкості масиву по довжині виробки не зазнає серйозних змін; цього не можна сказати про стан порід безпосередньої підшви, який у доскидовій частині оцінюється як менш стійкий.

Оцінюючи особливості та різницю полів напружень у доскидовій і заскидовій частинах довжини виробки, перейдемо до аналізу розподілу повних переміщень $U(x, y)$ у районі розривного тектонічного порушення (рис. 8.3). У покрівлі виробки на висоту не менше 6,5 – 8,0 м спостерігається доволі стабільне поле переміщень на рівні 30 – 40 мм у доскидовій частині та 40 – 50 мм у заскидовій частині її довжини. Виняток становить лише порожнина самого розривного порушення шириною 1,0 м; тут на висоту в покрівлю 5,0 – 6,0 м активізується опускання її конгломерату від 50 – 60 мм до 80 – 90 мм на контурі виробки. Це явище зумовлене підвищеною деформованістю заповнення розривного порушення. Підняття підшви виробки також досить рівномірне за її довжиною, але в доскидовій частині воно дещо вище (10 – 15 мм), ніж у заскидовій (5 – 10 мм); за глибиною підшви також не спостерігається скільки-небудь значних аномалій. У межах ширини розривного порушення по підшві її підняття дещо вище, тож на поверхні виробки сягає 25 – 35 мм.

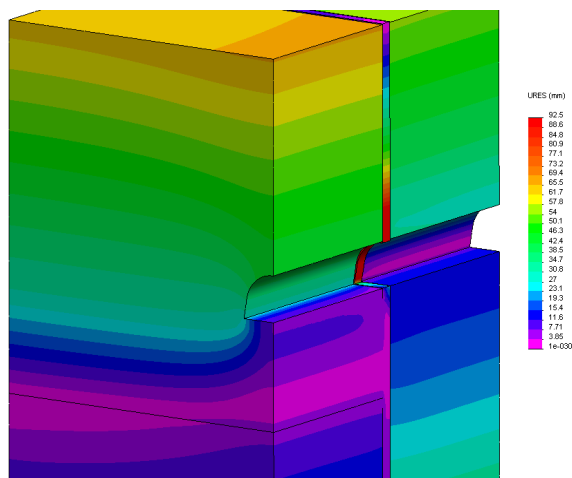


Рис. 8.3. Еюра повних переміщень $U(x, y)$ в районі вертикального розривного тектонічного порушення шириною $m_c = 1$ м

У боках виробки відмінності $U(x, y)$ більш суттєві, хоча за її довжиною як у доскидовій частині, так і в заскидовій розподіл переміщень досить стабільний: у доскидовій частині виробки переміщення зростають за висотою від 3 – 7 мм до 10 – 15 мм, а на контурі в районі п'яти склепіння – до 25 – 30 мм; у заскидовій частині переміщення $U(x, y)$ за висотою більш рівномірні, але вищі за величиною – на контурі виробки в діапазоні 25 – 40 мм. За шириною розривного порушення боки виробки більш рухливі та їхні зміщення розвиваються на контурі до 70 – 90 мм.

За результатами аналізу НДС масиву маємо такі висновки:

– зони аномалій вертикальних напружень σ_y досить стабільні по довжині виробки, за винятком ділянок, прилеглих до розривного порушення; у доскидовій частині довжини виробки розвантаження в покрівлі та підшві дещо вище, ніж у доскидовій частині, але в разі наближення до контуру виробки ця різниця нівелюється; навпаки, концентрація стискних σ_y та розміри зони НДС у боках виробки вищі в її заскидовій частині, а у приконтурних зонах концентрації σ_y вказують на високу ймовірність їхнього руйнування; усередині самого розривного порушення відбувається глибоке розвантаження (через підвищену деформованість матеріалу) з переходом у зону розтягуючих σ_y і відповідною втратою стійкості;

– розподіл горизонтальних напружень σ_x характеризується більш суттєвими аномаліями в підшві та вугільному пласті в доскидовій частині довжини виробки, а в боках і покрівлі – в заскидовій частині; загалом за фактором дії σ_x можна прогнозувати розшарування порід підшви на глибину від 0,3 – 0,6 м у заскидовій частині до 0,7 – 0,9 м у доскидовій частині довжини виробки, а також знеміцнення боків на глибину 0,4 – 0,6 м; вельми слабкий конгломерат, що заповнює порожнину розривного порушення, також нестійкий по всій приконтурній частині;

– за фактором дії інтенсивності напружень зафіксовано підвищені аномалії σ_x у бокових породах доскидової частини, що компенсуються їхньою більш високою міцністю; навпаки, безпосередня підшва є менш стійкою у доскидовій частині довжини виробки;

– еюра повних переміщень $U(x, y)$ характеризується достатньою стабільністю по довжині як доскидової, так і заскидової частини виробки, а величина переміщень її породного контуру вища в підшві до скиду, тоді як у покрівлі та боках – за скидом; по ширині розривного порушення переміщення покрівлі та боків у 2 – 4 рази вищі, ніж на решті ділянок виробки. Тут доречно нагадати, що невеликі значення $U(x, y)$ зумовлені пружною постановкою задачі.

8.3 Вплив ширини розривного порушення на стан приконтурних порід

Завданням другого етапу досліджень є оцінка не тільки особливостей НДС в районі виробки, що перетинає розривне порушення, а й ступеню впливу його ширини m_c на зміни полів напружень і переміщень. Для цього побудовано нову модель (схема II), яка повністю повторює попередню, але з шириною вертикального скиду $m_c = 8$ м. Цю модель за кожною компонентою напружень (σ_y , σ_x і σ) і повних переміщень $U(x, y)$ порівнюємо з попередньою.

Оцінку впливу m_c почнемо з поля вертикальних напружень σ_y (рис. 8.4), для якого шукатимемо відмінності щодо розподілу σ_y при $m_c = 1$ м. Одразу ж зазначимо, що всі основні особливості епюри σ_y в районі виробки повторюються і були описані в попередньому підрозділі. Пошук відмінностей почнемо із зони розвантаження в покрівлі виробки: її зона впливу (за умовою $\sigma_y = \gamma H$) збільшується лише на 5 – 7% у доскидовій частині та на 14 – 18% у заскидовій частині довжини виробки, але розширюється район збурення σ_y поблизу самого скиду на ширину до 3 – 5 м з кожного боку. З посиленням розвантаження різниця в розмірах відповідних зон зменшується, тож у приконтурній частині склепіння з'являються невеликі розтягуючі σ_y , які практично не залежать від ширини m_c розривного порушення.

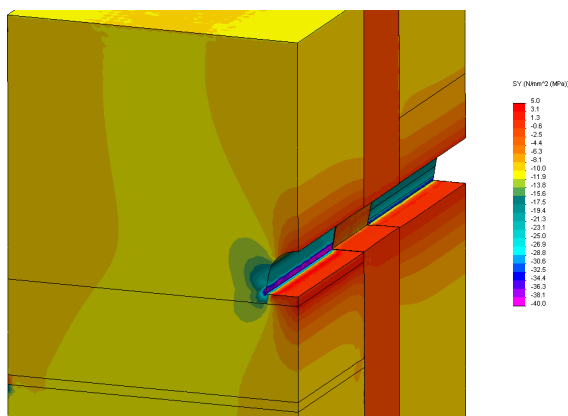


Рис. 8.4. Епюра вертикальних напружень σ_y в районі вертикального розривного тектонічного порушення шириною $m_c = 8$ м

У підшві виробки спостерігається аналогічна тенденція за параметрами зони розвантаження: глибина впливу виробки збільшується на 7 – 10% у до-

скидів частині та на 4 – 6% у заскидовій частині; поблизу розривного порушення відбувається більш значна зміна зони впливу виробки за $m_c = 8$ м порівняно з $m_c = 1$ м.

У боках виробки цілком очікувано формується зона концентрації стискних σ_y (зона ПГТ), параметри якої малосуттєво (у межах 3 – 5%) змінюються при збільшенні ширини скиду до $m_c = 8$ м. Виняток становлять три зони: по-перше, у заскидовій частині довжини виробки збільшуються розміри зони дії максимальних концентрацій $\sigma_y = (3,6 - 4,0) \gamma H$; по-друге, у доскидовій частині росте висота розповсюдження (від підшви виробки) концентрацій рівня $\sigma_y = (3,0 - 3,5) \gamma H$; по-третє, по всій ширині скиду в межах висоти виробки посилюється ступінь розвантаження – у приконтурних породах практично повсюдно розтягуючі $\sigma_y = 1,3 - 5,0$ МПа, що зумовлює розвиток посиленого бічного тиску на кріплення.

Перейдемо до порівняння епюр горизонтальних напружень σ_x за $m_c = 8$ м і $m_c = 1$ м з метою виявлення тенденцій впливу ширини розривного порушення (рис. 8.5).

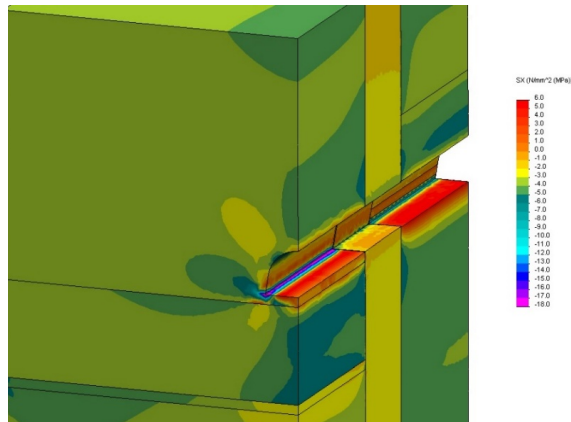


Рис. 8.5. Епюра горизонтальних напружень σ_x в районі вертикального розривного тектонічного порушення шириною $m_c = 8$ м

Звертає увагу зміна зон впливу виробки в покрівлі та підшві, які ми оцінювали раніше за умовою, коли σ_x виходить за межі інтервалу $(0,93 - 1,16) \lambda \gamma H$ початкового стану недоторканого масиву. Так, у покрівлі з'являються тільки локальні зони $\sigma_x = (1,16 - 1,40) \lambda \gamma H$, розташовані поблизу розривного порушення і на відстані 4,2 – 5,5 м від них у доскидовій частині довжини виробки. Навпаки, зони розвантаження $\sigma_x < 0,93 \lambda \gamma H$ приконтурних порід покрівлі збільшуються,

так само як і росте ступінь розвантаження: у доскидовій частині $\sigma_x = (0,47 - 0,70) \lambda \gamma H$, а в заскидовій частині $\sigma_x = (0,23 - 0,47) \lambda \gamma H$ з появою вельми обмежених зон повного розвантаження ($\sigma_x = 0$). Таким чином, зі збільшенням ширини m_c розривного порушення знижується рівень горизонтальних напружень у приконтурних породах покрівлі. Очевидно, цей процес зумовлений збільшенням ступеня розвантаження в уламкових породах, що заповнюють саме розривне порушення: тут з'являється розвантажена ділянка рівня $\sigma_x = (0,23 - 0,47) \lambda \gamma H$, у той час як при $m_c = 1$ м $\sigma_x \geq 0,70 \lambda \gamma H$.

У породах підшви виробки спостерігаються аналогічні явища. Скорочуються зони невеликих підвищених $\sigma_x = (1,16 - 1,40) \lambda \gamma H$: у доскидовій частині утворюється тільки локальна зона на відстані до 1,2 м від поверхні порушення; у заскидовій частині розміри таких зон зменшуються до 30%. Одночасно в приконтурних породах підшви ростуть зони з підвищеним ступенем розвантаження. Так, у доскидовій частині довжини виробки глибина повного розвантаження ($\sigma_x = 0$) розповсюджується до 0,9 – 1,1 м, тобто на 22 – 29% вища, ніж за ширини скиду $m_c = 1$ м. У заскидовій частині довжини виробки розвантаження порід підшви також протікає більш інтенсивно, ніж у варіанті $m_c = 1$ м. Більше того, збільшується зона розвантаження у вугільному пласті та його підшві, які відстоять на глибину 8,0 – 10,6 м, з появою невеликих зон, де $\sigma_x = (0,23 - 0,47) \lambda \gamma H$. Також посилюється ступінь розвантаження в конгломераті самого розривного порушення: рівень $\sigma_x = (0,23 - 0,47) \lambda \gamma H$ розповсюджується всією модельованою глибиною, а на поверхні підшви виробки спостерігається її повне розвантаження від стискних напружень σ_x .

У боках виробки розподіл поля σ_x в якісному плані принципово не змінюється, а в кількісному плані спостерігається низка відмінностей варіанта $m_c = 8$ м порівняно з варіантом $m_c = 1$ м. Стабільно проявляється чергування зон концентрації та розвантаження σ_x за висотою приконтурних бокових порід: у п'яті склепіння концентрація σ_x знижується з повною відсутністю зон $\sigma_x \geq 1,5 \lambda \gamma H$, у той час як при $m_c = 1$ м спостерігаються локальні зони з $\sigma_x = (2,1 - 2,6) \lambda \gamma H$; у прямолінійній частині борту виробки зона розвантаження більш обширна з появою розтягуючих $\sigma_x \leq 2$ МПа в районі контуру виробки; у кутовій частині виробки концентрація стискних σ_x практично не змінюється, а зона її розповсюдження скорочується до 20 – 25%. По ширині скиду картина розподілу σ_x в боках виробки не змінюється.

Загалом основна тенденція впливу збільшення ширини скиду полягає у зниженні концентрації стискних σ_x і зон їхнього поширення за одночасного збільшення зон і ступеня розвантаження практично в усіх місцях їхньої поя-

ви, але найбільше розвивається розвантаження за об'ємом самого розривного порушення. Розширення зон розвантаження σ_x може призвести до знеміцнення приконтурних порід у тих зонах, де діють концентрації вертикальних напружень σ_y .

Оцінка стійкості приконтурних порід найбільш об'єктивно здійснюється за величиною інтенсивності напружень σ .

Загальна тенденція розвантаження порід у покрівлі та підошві (від інтенсивності напружень σ) залишається незмінною, але ступінь розвантаження знижується, тож зона з початковим станом недоторканого масиву наближається до контуру виробки. Як і раніше, концентрації σ розташовуються в боках виробки з максимальними значеннями (у кутових частинах заскидової ділянки) у 5,2 – 5,8 разів вищими за початковий стан, що, безумовно, спричиняє знеміцнення деякого об'єму бокових порід. Але поширення руйнівних напружень σ у масив залишається невеликим – близько 0,4 – 0,6 м, тобто, практично не змінюється порівняно з варіантом моделювання $m_c = 1$ м. Лише в разі появи інтенсивного водопрпливу й обводнення бокових порід їх знеміцнення розвиватиметься в масив більш значуще при $m_c = 8$ м, де концентрація σ (на рівні 1,5 – 2,0 від початкового стану недоторканого масиву) розповсюджується в боки на ширину до 8 – 10 м (у заскидовій частині) проти 1,8 – 3,0 м при $m_c = 1$ м.

Загалом, при збільшенні ширини скиду присутня тенденція підвищення рівня інтенсивності напружень σ по всьому периметру приконтурних порід в районі виробки, але більшою мірою збільшується зона концентрації σ в її боках.

На завершення аналізу впливу параметра m_c прослідкуємо, як зміна компонент напружень відображається на епюрі повних переміщень $U(x, y)$ (рис. 8.6). Опускання порід покрівлі виробки практично не змінилося за довжиною як доскидової її частини, так і заскидової; а за шириною самого скиду переміщення його заповнення знизилося як за висотою скиду, так і його приконтурної частини, де опускання покрівлі зменшилося до 60 – 70 мм проти 80 – 90 мм при $m_c = 1$ м.

Величина підняття порід підошви змінилася лише на кілька міліметрів за межами скиду, а за його шириною спостерігається різке збільшення переміщень до 80 – 90 мм, що багаторазово перевищує такі при $m_c = 1$ м.

У боках виробки зміни переміщень несуттєві за межами скиду; за його шириною знижуються (порівняно з $m_c = 1$ м) до 60 – 80 мм у верхній частині та до 40 – 50 мм у нижній частині висоти бортів виробки.

Таким чином, має місце неоднозначність впливу збільшення ширини скиду на переміщення приконтурних порід по периметру виробки: їх зниження в 1,3 – 1,5 разів у покрівлі та боках, але збільшення до 2 – 4 разів у підошві.

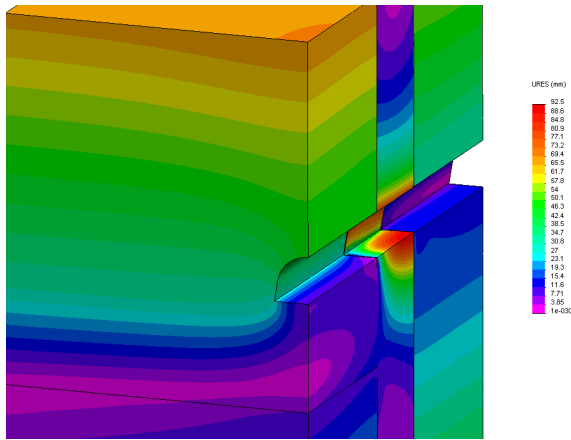


Рис 8.6. Епюра повних переміщень $U(x, y)$ в районі вертикального розривного тектонічного порушення шириною $m_c = 8$ м

На завершення аналізу підіб'ємо підсумки тенденціям впливу ширини скиду на НДС породного масиву в районі виробки:

- загальна закономірність зміни аномалій (концентрація, розвантаження) розподілу вертикальних напружень σ_y полягає в невеликому (від 3 – 5% до 14 – 18%) їх розширенні при $m_c = 8$ м та появі в боках більш значних розтягуючих σ до 5 МПа в межах ширини скиду, що прогнозує збільшення бічного тиску на кріплення;

- Θ онтальних напружень основна тенденція впливу збільшення ширини скиду полягає у зниженні концентрацій стискових σ_x і зон їх розповсюдження за одночасного збільшення зон і ступеня розвантаження практично в усіх місцях їхньої появи, але найбільше розвивається розвантаження за об'ємом самого розривного порушення; розширення зон розвантаження σ_x може призвести до знеміцнення приконтурних порід у тих зонах, де діють концентрації вертикальних напружень σ_y ;

- при збільшенні ширини скиду присутня тенденція підвищення рівня інтенсивності напружень σ по всьому периметру приконтурних порід в районі виробки, але більшою мірою збільшується зона концентрації σ в її боках;

- має місце неоднозначність впливу збільшення ширини скиду на переміщення приконтурних порід по периметру виробки: їх зниження в 1,3 – 1,5 разів у покрівлі та боках, але збільшення до 2 – 4 разів у підшві.

8.4 Вплив величини кута падіння зміщувача на НДС у масиві, який вмщує виробку

Метою даного етапу досліджень є оцінка впливу кута падіння зміщувача α_{3M} на НДС масиву в районі виробки, що перетинає розривне порушення. Аналіз стану масиву за вертикального розташування зміщувача ($\alpha_{3M} = 90^\circ$) вже був нами проведений і є базою (при $m_c = 1$ м) для порівняння з новим розрахунком (схема III) компонент напружень і переміщень, за якого змінюється тільки кут $\alpha_{3M} = 45^\circ$. Пошук відмінностей почнемо з вертикальних напружень ($\alpha_{3M} = 45^\circ$), наведених на рис. 8.7, і порівняємо з такими при $\alpha_{3M} = 90^\circ$. Похиле розташування зміщувача певним чином перетворює аномальні зони навколо виробки.

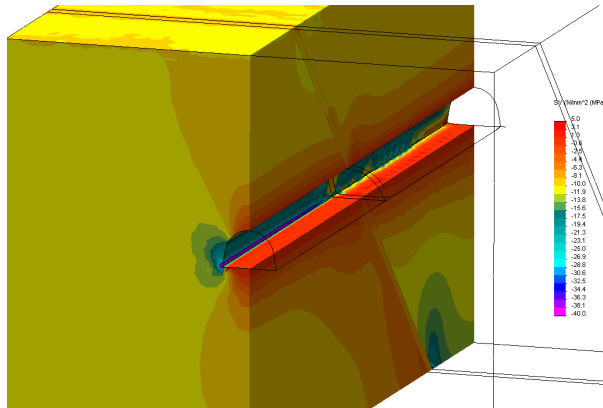


Рис. 8.7. Епюра вертикальних напружень σ_y в районі розривного тектонічного порушення шириною $m_c = 1$ м при куті нахилу зміщувача $\alpha_{3M} = 45^\circ$

Розглянемо параметри зони розвантаження у покрівлі виробки; її верхня межа окреслює зону впливу виробки в покрівлі, яка на 15 – 18% до підземного підкиду і на 5 – 7% за підкидом менша за висотою, ніж при $\alpha_{3M} = 90^\circ$. З наближенням до контуру склепіння виробки посилюється ступінь розвантаження компоненти σ_y , але зменшується різниця у висоті розповсюдження відповідних зон у покрівлі виробки, тож розміри склепіння розшарування ($\sigma_y = 0$) практично не залежать від кута α_{3M} падіння зміщувача. Виняток становлять лише зони, що безпосередньо прилягають до розривного порушення на відстані до 4 – 5 м у висячому крилі, де спочатку (за довжиною виробки) відбувається ріст висоти зони розвантаження на 25 – 35%, а ближче до зміщувача – скорочення розвантаженої зони в 1,5 – 2,2 разів.

У подошві виробки також формується зона розвантаження, але відмінності, що виникають тут, набагато суттєвіші. У висячому крилі глибина впливу виробки зростає на 14 – 36%, а зі збільшенням ступеня розвантаження до $\sigma_y \geq 0,25\lambda\gamma H$ різниця скорочується до 11 – 15%; зона повного розвантаження ($\sigma_y = 0$) та зона появи невеликих розтягуючих σ_y практично однакові. Отже, з боку висячого крила можна прогнозувати стабільне підняття подошви виробки незалежно від кута падіння зміщувача. У лежачому крилі деяке розвантаження подошви відбувається на всю глибину моделі (не менше 15 м), а ступінь розвантаження зростає в міру наближення до площини зміщувача і на відстані 1,5 – 5,0 м від неї становить $\sigma_y = (0,44 - 0,63)\gamma H$. У міру віддалення від площини зміщувача в лежачому крилі параметри зони розвантаження у подошві наближаються до базового варіанту ($\alpha_{3M} = 90^\circ$) – відхилення становлять 3 – 5%.

Параметри зони ПГТ у боках виробки також мають відмінності при похилому розташуванні зміщувача. Концентрація $\sigma_y = (1,2 - 1,5)\gamma H$ розповсюджується у бокові породи на 4 – 6% ближче в лежачому крилі та на 10 – 18% у висячому крилі, а концентрація рівня $\sigma_y = (2,5 - 3,0)\gamma H$ скорочується в 1,5 – 1,8 разів по всій модельованій довжині виробки, але більшою мірою – у висячому крилі. Водночас, саме у висячому крилі концентрації $\sigma_y \leq 1,5\gamma H$ з'являються навіть на поверхні подошви в кутових частинах виробки, тож її деформація по ширині виробки буде більш нерівномірною, ніж при $\alpha_{3M} = 90^\circ$.

По ширині самого підкиду ступінь розвантаження помітно нижчий (порівняно з $\alpha_{3M} = 90^\circ$) як у покрівлі, так і в подошві, а в боках σ_y наближається до початкового стану γH недоторканого масиву. Очевидно це пов'язано з похилим розташуванням зміщувача, коли висяче крило навантажує лежаче через заповнювач розривного порушення, і він сам більш підданий геостатичному гірському тиску.

Загалом закономірності впливу кута α_{3M} падіння зміщувача на епюру σ_y проявляються в тому, що його похиле розташування сприяє: скороченню зони розвантаження в покрівлі переважно у висячому крилі та збільшенню зони розвантаження у подошві переважно в лежачому крилі; концентрації σ_y в боках виробки зменшуються по всій її довжині та більшою мірою у висячому крилі скиду; по його ширині розвантаження заповнювача суттєво менше, а в боках виробки взагалі незначне.

Наступною компонентою, підданою аналізу в разі зміни α_{3M} , є горизонтальні напруження σ_x (рис. 8.8). Як і раніше, основну увагу приділено параметрам зон розвантаження у покрівлі та подошві виробки, а також концентрації σ_x в її боках; крім цього, з'являються додаткові збурення епюри σ_x поблизу розривного порушення в разі його похилого розташування.

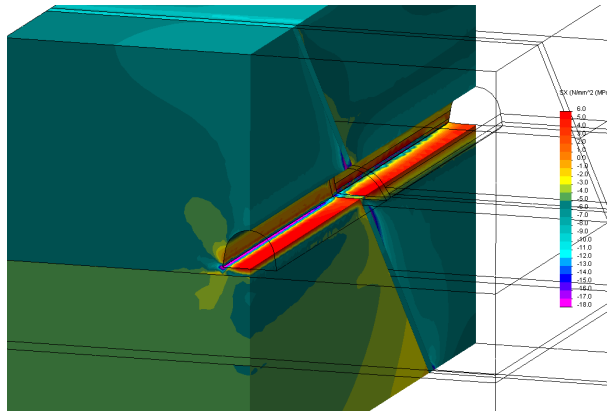


Рис. 8.8. Епюра горизонтальних напружень σ_x в районі розривного тектонічного порушення шириною $m_c = 1$ м при куті нахилу змішувача $\alpha_{3M} = 45^\circ$

У покрівлі зони впливу виробки (за параметром σ_x) перетворюються таким чином, що у висячому крилі зона збільшується в 1,5 – 1,7 раза, а в лежачому – зменшується на 10 – 30%. Очевидно це пов'язано з підвищеним прогином порід покрівлі висячого крила, які сприймають на себе більшу частину геостатичного тиску і частково «захищають» породи покрівлі лежачого крила. Підтвердженням цьому може слугувати той факт, що розвантаження від початкових стискних горизонтальних напружень ($\sigma_x < \lambda\gamma H$) розповсюджується у висячому крилі на висоту в покрівлю, яка в кілька разів перевищує таку при $\alpha_{3M} = 90^\circ$, – отже, відбувається інтенсивніший вигин порід покрівлі в порожнину виробки. Інший факт – знижений ступінь розвантаження у приконтурних породах покрівлі лежачого крила, – їхній вигин менш інтенсивний.

Вельми суттєві аномалії σ_x формуються в породах покрівлі поблизу розривного порушення. Тут на ділянці в 3 – 4 м по ширині виробки розвантаження $\sigma_x = (0,23 - 0,70) \lambda\gamma H$ у висячому крилі змінюється концентрацією $\sigma_x = (2,8 - 4,0) \lambda\gamma H$ в лежачому крилі. Висота в покрівлю поширення цих аномалій σ_x сягає 2,0 – 2,5 м і вони можуть стати причиною знеміцнення порід і обвалення в порожнину виробки.

У породах підосви виробки спостерігаються схожі тенденції. Дійсно, у лежачому крилі скорочується в 1,7 – 2,5 разів зона впливу виробки – водночас знижується розповсюдження концентрацій $\sigma_x = (1,16 - 1,40) \lambda\gamma H$, а глибина зони розвантаження $\sigma_x = (0,23 - 0,47) \lambda\gamma H$ приконтурних порід зменшується у 3 – 4 раза; незмінною залишається тільки дія розтягуючих σ_x до 4 – 5 МПа на поверхні підосви. У висячому крилі багаторазово збільшується глибина впливу виробки за фактором невеликої концентрації $\sigma_x = (1,1 - 1,40) \lambda\gamma H$, але

водночас знижується в 1,4 – 1,6 раза глибина розвантаження приконтурних порід підшви, а розтягуючі $\sigma_x \leq 4 - 5$ МПа з'являються тільки в центральній частині ширини виробки. Тобто, при загальному збільшенні інтенсивності дії стискових горизонтальних напружень глибина розшарування порід підшви і прогнозована величина здимання знижується у всьому крилі скиду.

В районі самого скиду відбувається дзеркальне відображення збурень σ_x : розвантаження $\sigma_x = (0 - 0,7) \lambda \gamma H$ в лежачому крилі змінюється на концентрацію стискових $\sigma_x = (2,1 - 3,5) \lambda \gamma H$ у всьому крилі, яка розповсюджується поверхнею скиду на глибину до 6 – 6,5 м. По ширині розривного порушення у підшві невелика концентрація σ_x в кутку виробки змінюється невеликим розвантаженням у її центральній частині, що в сукупності з розтягуючими σ_y вказує на високу ймовірність втрати стійкості конгломерату слабких порід, які заповнюють порожнину скиду.

У боках виробки повторюється якісна картина зміни аномальних зон на короткій ділянці її висоти, але в кількісному плані величина концентрації і ступінь розвантаження знижуються: у районі склепіння виробки концентрація σ_x знижується до 2 разів; у прямолінійній частині бортів виробки розвантаження у лежачому крилі не доходить до появи розтягуючих σ_x , а у всьому крилі діють тільки локальні зони з розтягуючими σ_x до 1 МПа; у кутах виробки концентрація σ_x залишається такою, як і раніше, але зона її поширення знижується до 2,0 – 2,5 разів. По ширині скиду рівень розвантаження σ_x в боках виробки залишається незмінним.

Таким чином, похиле розташування розривного порушення сприяє посиленню асиметрії розподілу поля σ_x , що виражається в зниженні напруженості порід лежачого крила та збільшенні стискових σ_x у всьому крилі. Також з'являються зони суттєвих аномалій в районі розривного порушення шириною до 3 – 4 м, які сприяють зниженню стійкості приконтурних порід як покрівлі, так і підшви без значної зміни стану порід боків виробки.

Результат сумісної дії компонент напружень з погляду стійкості породних об'ємів виражений в інтегральному параметрі – інтенсивності напружень σ (рис. 8.9).

У покрівлі виробки з похило розташованим зміщувачем генерується багаторазове збільшення висоти зони розвантаження як до, так і після скиду: розвантаження рівня менш як 0,5 від початкового стану недоторканого масиву поширюється у 1,5 – 2 рази вище у всьому крилі та у 2,5 – 3,0 рази у лежачому крилі скиду. Як і слід було очікувати, в районі скиду на ділянці шириною до 8 – 10 м спостерігаються різкі перепади висоти розвантаження σ : у лежачому крилі вона зростає до 6 – 7 м на межі зі зміщувачем, а на межі з боку всього крила падає до 2,5 – 3 м. Крім того, у приконтурній частині покрівлі шириною до 2,0 – 2,5 м і висотою до 1,5 – 1,8 м виникає

концентрація σ , яку цілком можна назвати руйнівною, з огляду на низькі міцнісні характеристики конгломерату заповнювача тектонічної тріщини та супутню їй інтенсивну тріщинуватість бортів зміщувача.

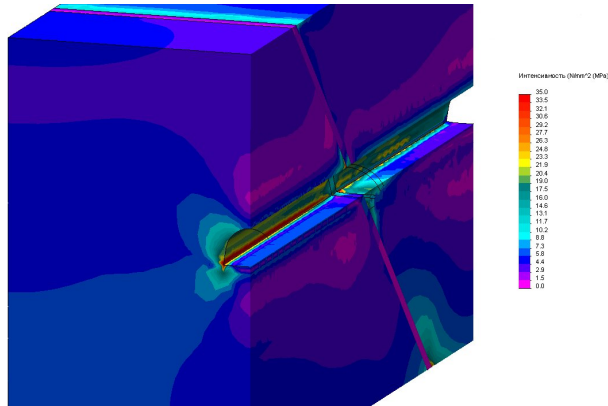


Рис. 8.9. Епіюра інтенсивності напружень σ в районі розривного тектонічного порушення шириною $m_c = 1$ м при куті нахилу зміщувача $\alpha_{3M} = 45^\circ$

У підшві виробки також змінюється форма і розміри зони розвантаження (величиною менше 0,5 від початкового стану недоторканого масиву), зумовлені похилим положенням зміщувача. У лежачому крилі на віддаленні 10 – 15 м від зміщувача глибина розвантаження збільшується всього на 15 – 25%; потім зростає (при наближенні до зміщувача) до 1,6 – 1,8 раза, а в районі площини зміщувача (віддалення 0,5 – 1,0 м) зникає зовсім.

У висячому крилі ситуація змінюється радикальніше; збільшення глибини розвантаження до 1,4 – 2,1 раза відбувається тільки на віддаленні від зміщувача щонайменше 6 – 8 м, а в разі наближення до нього зона розвантаження зникає зовсім (компонента σ встановлюється на рівні початкового стану недоторканого масиву); на відстані 3 – 4 м від зміщувача утворюються концентрації σ , що розповсюджуються на глибину до 1,0 – 1,2 м, а в районі площини зміщувача (шириною до 1 м) глибина розповсюдження концентрацій σ становить 2,7 – 3,2 м. У цій зоні концентрації σ прогнозується знеміцнення як слабого конгломерату заповнювача тектонічної тріщини, так і прилеглих до неї порід з інтенсивною тріщинуватістю.

У масиві бокових порід також спостерігається суттєвий вплив кута α_{3M} падіння зміщувача. Загальною (для висячого і лежачого крил) тенденцією зміни σ за висотою приконтурних порід є їхній ріст від 9 – 13 МПа в районі замка склепіння до 25 – 35 МПа (перевищує опір стиску алевроліту) в районі куткових частин виробки. Відмінності полягають у зниженій концентрації σ бокових порід висячого крила по відношенню до таких у лежачому крилі.

Похиле розташування зміщувача сприяє зниженню концентрацій σ і зон їх

розповсюдження. Так, у висячому крилі практично зникають $\sigma = 30 - 35$ МПа за винятком локальних ділянок у кутах виробки (здебільшого в районі зміщувача). Тут також обмежується в 1,4 – 1,7 раза (порівняно з $\alpha_{3M} = 90^\circ$) ширина розповсюдження концентрацій σ , а їхня величина тільки в окремих зонах бокових порід сягає значень 22 – 25 МПа. Але з огляду на розміщення слабкого аргіліту ($\sigma_{cm} = 13$ МПа) у безпосередній покрівлі пласта, слід прогнозувати знеміцнення бокових порід по всій висоті виробки у висячому крилі скиду.

Незважаючи на підвищені концентрації σ в лежачому крилі скиду, їхнє розповсюдження у масив в 1,3 – 1,6 раза менше, ніж при $\alpha_{3M} = 90^\circ$. Однак у районі нижньої частини виробки на висоту 0,7 – 0,9 м і ширину 0,4 – 0,5 м прогнозується знеміцнення більш міцного алевроліту ($\sigma_{cm} = 20,6$ МПа).

Суттєві відмінності (при $\alpha_{3M} = 45^\circ$) епюри σ спостерігаються також по ширині розривного порушення. Тут замість розвантаженої зони (як при $\alpha_{3M} = 90^\circ$) з'являються невеликі концентрації $\sigma = 8 - 15$ МПа, яких цілком достатньо для інтенсивного знеміцнення конгломерату заповнювача тріщини.

За підсумками аналізу інтенсивності напружень σ встановлено значні коливання по довжині виробки зон розвантаження у породах покрівлі та підошви, які здебільшого перевищують такі при $\alpha_{3M} = 90^\circ$. В районі скиду зони розвантаження перетворюються на знеміцнюючі концентрації σ , що призводять до втрати стійкості значних об'ємів порід покрівлі та підошви. У бокових породах спостерігається загальне зниження концентрацій σ і зон їхнього поширення, що не виключає знеміцнення деяких об'ємів приконтурного масиву.

Описані вище особливості розподілу компонент напружень відображаються на зміні поля переміщень $U(x, y)$, наведених на рис. 8.10, пов'язаних із похилим розташуванням розривного порушення, яке перетинає виробка.

Почнемо з епюри переміщень порід покрівлі, яка в лежачому крилі характеризується високим ступенем сталості як за довжиною виробки, так і за висотою прилеглих порід; відмінність полягає лише у величині $U(x, y)$, які при $\alpha_{3M} = 45^\circ$ становлять 55 – 70 мм, тоді як при $\alpha_{3M} = 90^\circ$ $U(x, y) = 45 - 55$, тобто відбувається ріст опускання покрівлі до 25 – 30%.

У висячому крилі порушується рівномірність розподілу $U(x, y)$ по довжині виробки (як це має місце в базовому варіанті при $\alpha_{3M} = 90^\circ$): опускання покрівлі виробки збільшується в міру наближення до підкиду від 55 – 70 мм (на відстані 12 – 15 м) до 120 – 130 мм на межі розривного порушення. Ріст переміщень в 1,8 – 2,2 раза зумовлений появою нормальної (до площини зміщувача) складової від ваги порід висячого крила, які стискають матеріал заповнення порожнини скиду, який легко деформується, через що з'являється ефект, названий нами «псевдоковзанням» висячого крила відносно лежачого.

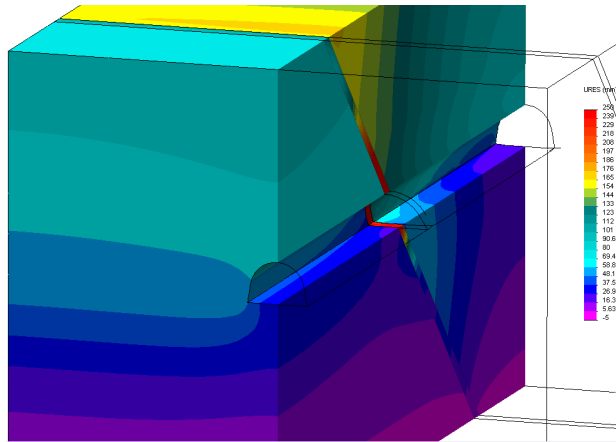


Рис. 8.10. Епюра повних переміщень $U(x, y)$ в районі розривного тектонічного порушення шириною $m_c = 1$ м при куті нахилу зміщувача $\alpha_{3M} = 45^\circ$

Цей висновок підтверджується вельми інтенсивним переміщенням порід покрівлі по ширині скиду: $U(x, y)$ збільшується від 90 – 95 мм на висоті 14 – 16 м (при $\alpha_{3M} = 90^\circ$ такі переміщення спостерігаються лише на контурі склепіння виробки) до 230 – 250 мм поблизу контуру виробки. Таким чином, похиле положення зміщувача призводить до росту опускання покрівлі у 2,5 – 2,8 разів, а їхнє значення наближається до величини конструктивної вертикальної податливості більшості рамних кріплень зі спецпрофілю СВГ, що може призвести до пластичної деформації їхніх верхняків і втрати стійкості виробки загалом на ділянці перетину скиду.

У підшві виробки спостерігаються частково схожі тенденції. У лежачому крилі, як і раніше, розподіл переміщень доволі рівномірний і за довжиною виробки, і за глибиною порід підшви; їхня величина коливається в межах 25 – 45 мм. Проте стосовно вертикально розташованого зміщувача має місце ріст переміщень порід підшви в 1,3 – 2,0 рази, що, вочевидь, зумовлено їхньою підвищеною напруженістю (менший ступінь розвантаження інтенсивності напружень σ) від привантаження з боку висячого крила скиду.

У породах підшви самого висячого крила (також, як і в покрівлі) спостерігається поступовий ріст переміщень підшви від 20 – 30 мм на відстані понад 8 – 10 м від площини зміщувача до 50 – 70 мм біля його межі, що в 4,0 – 4,5 рази перевищує підняття підшви при $\alpha_{3M} = 90^\circ$.

По ширині розривного порушення переміщення підшви в порожнину виробки збільшуються від 60 – 80 мм на глибині 3 – 4 м до 230 – 250 мм на поверхні виробки. Якщо порівнювати з варіантом $\alpha_{3M} = 90^\circ$, то підняття поверхні підшви виробки збільшується у 8 – 10 разів. Таке багаторазове зростання величини здимання може бути пояснене видавлюванням слабого конгломе-

рату заповнювача порожнини розривного порушення, що легко деформується, за рахунок ваги порід всячого крила. Зазначена величина здимання вже становить небезпеку для збереження рейкової колії виробки та забезпечення її експлуатаційних норм і правил, що вимагає виконання відповідних заходів щодо підтримання стійкого стану порід підшови.

У породах боків виробки також спостерігаються зазначені раніше тенденції, але у більш помірному вигляді. У лежачому крилі спостерігається стабільність $U(x, y)$ значних породних об'ємів на рівні 45 – 65 мм, що в 1,6 – 2,0 рази вище, ніж при вертикальному розташуванні зміщувача.

У бокових породах всячого крила спостерігається плавне збільшення $U(x, y)$ при наближенні до площини зміщувача: на відстані до 7 – 9 м від скиду переміщення становить 35 – 45 мм, а поблизу його межі $U(x, y) = 90 – 110$ мм, що багаторазово перевищує переміщення при вертикальному розташуванні зміщувача.

Максимальні бічні переміщення розвиваються по ширині розривного порушення, сягаючи 190 – 230 мм, що у 2,4 – 2,7 разів вище, порівняно з $\alpha_{зм} = 90^\circ$. Зазначені бокові переміщення приблизно у 2 рази перевищують конструктивну бокову піддатливість більшості рамних кріплень, що, безумовно, викличе пластичне деформування стояків рам і втрату стійкості виробки загалом.

Підводячи підсумки аналізу епюри повних переміщень, слід звернути увагу на багаторазове їхнє збільшення за похилого розташування зміщувача, що здебільшого зумовлено інтенсифікацією процесу видавлювання слабких порід заповнення порожнини розривного порушення за рахунок появи нормальної до площини зміщувача складової від ваги порід всячого крила. При цьому підвищена деформація конгломерату заповнення провокує підвищене косо направлене переміщення всячого крила в напрямку лежачого і, як наслідок, загальне зростання переміщень масиву навколо виробки, зокрема, і на деякому віддаленні від скиду. Величина переміщень у межах його ширини прогнозує нестійкий стан виробки і потребує проведення відповідних заходів щодо забезпечення норм і правил безпечної експлуатації виробки.

Висновки

Проведені дослідження деформування масиву в районі виробки, що перетинає розривне тектонічне порушення, дали змогу обґрунтувати таку оцінку впливу параметрів зміщувача на зміну НДС вуглевмісної товщі та пов'язану з ним стійкість приконтурних порід.

1. Виділено основні параметри, що характеризують розривне тектонічне порушення; для оцінки їхнього впливу розроблено відповідну методику моделювання геомеханічних процесів в районі виробки; на прикладі Петропавлівського скиду у Західному Донбасі проведено комплекс розрахунків НДС вуглевмісного масиву.

2. Сам факт перетину виробкою розривного порушення зумовлює низку суттєвих змін НДС породного масиву в районі неї:

– зони аномалій вертикальних напружень σ_y досить стабільні по довжині виробки, за винятком ділянок, прилеглих до розривного порушення; у доскидовій частині довжини виробки розвантаження у покрівлі й підшві дещо вищі, ніж у заскидовій частині, але при наближенні до контуру виробки ця різниця нівелюється; навпаки, концентрація стискних σ_y і розміри зони ПГТ у боках виробки вищі в її заскидовій частині, а в приконтурних зонах концентрації σ_y вказують на високу ймовірність їхнього руйнування; у порожнині самого розривного порушення відбувається глибоке розвантаження з переходом у зону розтягуючих σ_y і відповідною втратою стійкості;

– розподіл горизонтальних напружень σ_x характеризується більш суттєвими аномаліями у підшві й вугільному пласті у доскидовій частині довжини виробки, а в боках і покрівлі – у заскидовій частині; загалом за фактором дії σ_x можна прогнозувати розшарування порід підшви на глибину від 0,3 – 0,6 м у заскидовій частині до 0,7 – 0,9 м у доскидовій частині довжини виробки, а також знеміцнення боків на глибину 0,4 – 0,6 м; вельми слабкий конгломерат, що заповнює порожнину розривного порушення, також нестійкий по всій приконтурній частині;

– за фактором дії інтенсивності напружень зафіксовано підвищені аномалії σ в бокових породах доскидової частини, що компенсуються їхньою високою міцністю;

– епюра повних переміщень $U(x, y)$ характеризується достатньою стабільністю по довжині як доскидової, так і заскидової частин виробки, а величина переміщень її породного контуру вища у підшві до скиду, тоді як у покрівлі й боках – за скидом; по ширині розривного порушення переміщення покрівлі та боків у 2 – 4 рази вищі, ніж на решті ділянок виробки.

3. Виявлено такі тенденції впливу ширини m_c розривного тектонічного порушення на НДС породного масиву в районі виробки:

– загальна закономірність зміни аномалій (концентрація, розвантаження) розподілу вертикальних напружень σ_y полягає в невеликому (від 3 – 5% до 14 – 18%) їхньому розширенні при збільшенні m_c та появі в боках значних розтягуючих σ_y до 5 МПа в межах ширини скиду, що прогнозує збільшення бокового тиску на кріплення;

– для горизонтальних напружень основна тенденція впливу збільшення ширини скиду полягає у зниженні концентрацій стискних σ_x і зон їхнього поширення при одночасному збільшенні зон і ступеня розвантаження практично в усіх місцях їхньої появи, але найбільше розвивається розвантаження по об'єму самого розривного порушення; розширення зон розвантаження σ_x може призвести до знеміцнення приконтурних порід у тих зонах, де діють

концентрації вертикальних напружень σ_y ;

– при збільшенні ширини розривного порушення присутня тенденція підвищення рівня інтенсивності напружень σ по всьому периметру приконтурних порід в районі виробки, але більшою мірою збільшується зона концентрації σ в її боках.

4. Закономірності впливу кута падіння зміщувача розривного тектонічного порушення зводяться до такого:

– за фактором зміни вертикальних напружень σ_y похиле розташування зміщувача сприяє скороченню зони розвантаження у покрівлі (переважно у висячому крилі) та збільшенню зони розвантаження у підшві (переважно в лежачому крилі); концентрації σ_y в боках виробки зменшуються по всій її довжині та більшою мірою у висячому крилі скиду; конгломерат, який заповнює порожнину розривного порушення, розвантажується значно менше, а в боках виробки взагалі незначно, порівняно з вертикально розміщеним зміщувачем;

– похиле розташування розривного порушення сприяє посиленню асиметрії розподілу поля σ_x , що виражається в зниженні напруженості порід лежачого крила та збільшенні стискних σ_x у висячому крилі; також формуються зони значних аномалій в районі розривного порушення шириною до 3–4 м, що сприяють зниженню стійкості приконтурних порід покрівлі та підшви за незначних змін стану порід боків виробки;

– при оцінці впливу похилого розташування зміщувача на епюру інтенсивності напружень σ встановлено значні коливання по довжині виробки зон розвантаження у породах покрівлі та підшви, розміри яких перевищують такі за вертикального положення зміщувача; в районі скиду зони розвантаження перетворюються на знеміцнюючі концентрації σ , які призводять до втрати стійкості значних об'ємів приконтурних порід покрівлі та підшви; у боках виробки спостерігається загальне зниження концентрацій та зон їхнього поширення, що не виключає знеміцнення деяких об'ємів приконтурного масиву;

– похиле розташування зміщувача генерує багаторазове збільшення переміщень прилеглому масиву, що зумовлено інтенсифікацією процесу видавлювання слабких порід заповнення порожнини розривного порушення завдяки появі нормальної (до площини зміщувача) складової від ваги порід висячого крила; при цьому підвищена деформація конгломерату заповнення провокує підвищене косо направлене переміщення висячого крила у бік лежачого і, як наслідок, – загальне зростання переміщень масиву навколо виробки, зокрема, й на деякому віддаленні від скиду; величина переміщень у межах його ширини прогнозує нестійкий стан виробки і потребує проведення відповідних заходів щодо забезпечення норм і правил її безпечної експлуатації

Питання для самоконтролю:

1. Охарактеризуйте особливості методики дослідження НДС шаруватого гірського масиву, що вміщує розривне тектонічне порушення та підземну виробку, яка його перетинає.

2. Які найбільш впливові параметри скиду Ви знаєте?

3. Чи генерує саме існування скиду зміну параметрів розподілу компонент НДС?

4. Охарактеризуйте особливості зон аномалій вертикальних напружень біля скиду і виробки.

5. Опишіть зміни епюри розподілу горизонтальних напружень, що спровоковані самим скидом та виробкою, яка його перетинає.

6. Наведіть основні зміни епюри інтенсивності напружень, що викликані наявністю скиду.

7. Які перетворення епюри повних зміщень спостерігаються біля скиду?

8. Які тенденції впливу ширини розривного тектонічного порушення зафіксовані при аналізі НДС гірського шаруватого масиву?

9. Охарактеризуйте загальну закономірність зміни аномалій вертикальних напружень при зростанні ширини скиду.

10. Які основні тенденції зміни епюри горизонтальних напружень при підвищенні ширини скиду?

11. Опишіть тенденцію зміни параметрів розподілу інтенсивності напружень при зростанні ширини скиду.

12. У чому полягає невизначеність впливу ширини скиду на зміщення масиву навколо виробки?

13. Опишіть закономірності впливу кута падіння зміщувача на НДС масиву біля розривного тектонічного порушення.

14. Чому похиле розташування зміщувача скиду генерує різке зростання зміщень масиву навколо виробки?

**9 СТАН МАСИВУ І ГІРНИЧИХ ВИРОБОК, ЯКІ
ЕКСПЛУАТУЮТЬСЯ ПОБЛИЗУ РОЗРИВНОГО
ТЕКТОНІЧНОГО ПОРУШЕННЯ**

Розглянуто результати досліджень НДС шаруватого гірського масиву при веденні очисних робіт біля розривного тектонічного порушення. Наведено загальні відомості про реальні об'єкти означеної гірничотехнічної ситуації, методику досліджень щодо обґрунтування та розробки геомеханічних моделей, розрахунку й аналізу стану масиву в районі відпрацювання вугільного пласта.

Мета – ознайомити студентів з особливостями ведення очисних робіт біля розривних тектонічних порушень у формі закономірностей розподілу та

зміни параметрів епюр компонент НДС по довжині очисної виробки, попереду та позаду лави; надати знання щодо тенденції впливу розривного тектонічного порушення на стан масиву і геомеханічних процесів його просування у відроблений простір.

На базі вивчення матеріалу студент повинен вміти:

- обґрунтувати та розробити геомеханічну модель відпрацювання вугільного пласта біля розривного тектонічного порушення;
- розрахувати та проаналізувати НДС шаруватого гірського масиву в районі ведення очисних робіт;
- виділити особливості впливу розривного тектонічного порушення на НДС прилеглого масиву в районі ведення очисних робіт.

9.1 Загальні відомості й методика досліджень

Брагинівський скид прослідковується у північно-східній частині поля шахти «Степова» Шахтоуправління «Першотравенське» у Західному Донбасі і є природною північною межею шахтного поля. Простягання Брагинівського скиду – північно-західне, падіння площини зміщувача – південно-західне з кутом $52 - 80^\circ$. У районі розміщення 151 виїмкової ділянки кут падіння площини зміщувача досить стабільний із коливанням в інтервалі $70 - 80^\circ$; амплітуда зміщення порід також постійна – на рівні $8 - 10$ м.

На основі викопіювання з плану гірничих робіт по пласту C_6 (рис. 9.1) отримано низку інформації, необхідної для проведення серії обчислювальних експериментів із застосуванням сучасного програмного забезпечення МСЕ.

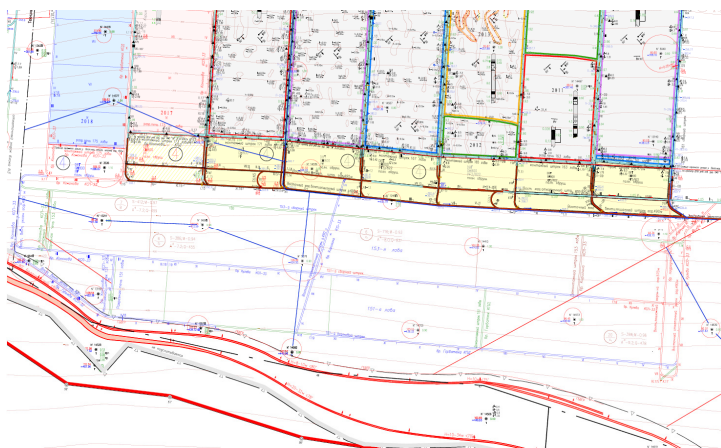


Рис. 9.1. Викопіювання з плану гірничих робіт по пласту C_6 в районі Брагинівського скидання

На ділянці шахтного поля між Східним магістральним вентиляційним штреком гор. 490 м і Брагинівським скидом планується розмістити за простяганням два виїмкові стовпи. Після відпрацювання 151 лави 151 збірний штрек планується до повторного використання під час відпрацювання 153 лави. Одним з головних завдань є оцінка ступеню впливу Брагинівського скиду на стійкість вуглепородного масиву навколо 151 виїмкової дільниці, особливо в районі 151 збірного штреку.

Для реалізації поставленого завдання розроблено алгоритм досліджень, що містить послідовне і взаємопов'язане виконання окремих етапів у загальній структурі роботи; кожен з етапів створює базу для виконання наступних розділів.

Першою позицією (у загальному алгоритмі досліджень) є аналіз гірничо-геологічних умов відпрацювання 151 виїмкової дільниці, розташованої поруч із Брагинівським скидом. Відстань 151 бортового штреку від площини зміщувача Брагинівського скиду коливається в інтервалі від 31 м (у районі свердловини №1357П) до 133 м у серединній частині виїмкового стовпа. Цілком очевидно, що більш близьке розташування Брагинівського скиду суттєво впливатиме на стан порід навколо 151 лави і виїмкових штреків. Тому вивчення НДС вуглепородного масиву доцільно проводити на ділянці максимального наближення Брагинівського скиду до 151 виїмкового стовпа, що й було реалізовано в межах цього розділу.

Вивчення геологічної інформації щодо структури та властивостей вуглеводного масиву в районі розміщення 151 виїмкової дільниці дало змогу встановити таке.

По-перше, спостерігається досить витримане залягання літотипів уздовж виїмкового стовпа. Заміщення аргіліту на алевроліт відбувається доволі рідко, а зважаючи на їхні приблизно рівноцінні механічні властивості, це заміщення не настільки вагомо впливає на зміну стійкості масиву в зонах аномалій гірського тиску. Поява на деяких ділянках основної покрівлі пласта C_6^1 пісковика, безумовно, підвищує її стійкість, але це відбувається у віддалених ділянках основної покрівлі пласта C_6 (не менше 15 – 17 м) і вплив заміщення можна оцінити як несуттєвий.

В основній підшві пласта C_6 також спостерігається періодичне заміщення аргіліту пісковиком потужністю 0,4 – 2,2 м на глибині 5,0 – 6,4 м.

З огляду на відносно невелику потужність пісковика та віддаленість його розміщення можна прогнозувати слабкий вплив на стійкість порід підшви виїмкового штреку.

За зазначеними факторами вважаємо, що варіація текстури вуглепородного масиву за довжиною виїмкового стовпа не має суттєвого впливу на вибір ділянки моделювання з мінімальною відстанню до Брагинівського скиду.

По-друге, на основі вивчення фізико-механічних властивостей літотипів, що складають гірський масив у районі Брагинівського скиду, можна зробити загальний висновок про помірний розвиток проявів гірського тиску навколо очисних

і підготовчих виробок, незважаючи на підвищену глибину їхнього розміщення близько 500 м. Так, слабші літотиби (аргіліти й алевроліти) мають середню міцність 2 – 3 одиниці за шкалою проф. М.М. Протодьяконова; вугільні пласти й прошарки характеризуються коефіцієнтом міцності $f = 3 - 5$, а найміцніший літотип – пісковик має $f = 4 - 6$.

Ці показники характеризують межу міцності літотипу на одновісний стиск у зразку; для прогнозування інтенсивності проявів гірського тиску враховують дію послаблюючих породи факторів: здебільшого тріщинуватості та ступеня вологонасичення.

Щодо тріщинуватості слід відзначити її невисоку інтенсивність у породах покрівлі й підшви пластів C_6 і C_6^1 (за винятком їх самих): в алевролітах кількість тріщин на метр довжини становить 1 – 3 одиниці; в аргілітах цей показник дещо вищий – здебільшого 2 – 4 тр./м. Отже, слабка тріщинуватість сприяє збереженню на досить високому рівні (як для умов Західного Донбасу) міцнісних характеристик літотипів вуглевмісної товщі.

Щодо ступеня обводненості порід покрівлі і підшви пласта C_6 можна зробити такий попередній прогноз. У покрівлі пласта C_6 залягають два літотиби (аргіліт і алевроліт) сумарною потужністю близько 10 – 11 м (аж до пласта C_6^1), які й окреслюють зони активних зсувів при вийманні пласта C_6 . Текстура цієї зони міжпластя (пласти C_6 і C_6^1) переважно крупношарувата; тому її вологонасичення від вугільних пластів відбувається лише частково в прилеглих до поверхонь контактів зонах. Аналогічна ситуація переважно крупношаруватої текстури спостерігається і в підшві пласта C_6 .

Таким чином, цілком обґрунтовано прогнозується лише часткове (за потужністю кожного літотипу) вологонасичення аргілітів і алевролітів.

Основний висновок із проведеного аналізу текстури та механічних властивостей вуглевміщуючих порід пласта такий: через слабку тріщинуватість і обмежене вологонасичення порід основної покрівлі та підшви слід очікувати помірних проявів гірського тиску в 151-му збірному штреку, а основна небезпека йде від підвищеної глибини (500 м і більше) його розміщення, що створює високий геостатичний тиск у недоторканому масиві. Тому необхідно провести комплекс досліджень НДС із вивчення стану прилеглого масиву, кріпильних і охоронних конструкцій, що забезпечують підтримання 151-го збірного штреку для повторного використання.

На основі виконаного аналізу гірничо-геологічних умов реалізується друга позиція алгоритму досліджень – обґрунтування та розробка геомеханічних моделей поведінки вуглепородного масиву в районі Брагинівського скиду. Тут на основі сучасного досвіду моделювання геомеханічних процесів [36, 40, 46, 71] будуються дві розрахункові моделі, що відображають:

– ділянку виїмкового стовпа зі 151 бортовим і 151 збірним штреками поза зоною впливу очисних робіт;

– ділянку виймкового стовпа після проходу 151 лави, де 151 збірний штрек підтримується для повторного використання.

Дві моделі необхідні для узагальненого уявлення про вплив Брагинівського скиду на різних ділянках виймкового стовпа, а також для більш обґрунтованої побудови порушеного масиву з відповідними перетвореннями його текстури в зонах дії аномалій гірського тиску від ведення очисних робіт по пласту S_6 . Обидві моделі обов'язково містять Брагинівський скид, що дає змогу вирішити два головних завдання: оцінити вплив Брагинівського скиду і вплив очисних робіт на стійкість 151 збірного штреку. Основні принципи і технологію побудови моделей буде викладено в наступному параграфі.

Виконання другої позиції алгоритму досліджень дає підставу для проведення розрахунку й аналізу НДС вуглепородного масиву з урахуванням розміщення Брагинівського скиду та ведення очисних робіт у 151 лаві, що становить сутність третьої позиції досліджень.

Аналізуючи найбільш інформативні компоненти НДС: вертикальна σ_y , горизонтальна σ_x та інтенсивність напружень σ ; зазначені компоненти дають найбільш повне уявлення про стан гірського масиву в районі розміщення виймкового стовпа 151 лави. Проведення двох обчислювальних експериментів за двома геомеханічними моделями дає змогу розділити особливості впливу тільки Брагинівського скиду, виключивши вплив (для першої моделі) очисних робіт; потім на другій моделі прослідкувати вплив 151 лави з урахуванням уже виявлених тенденцій впливу Брагинівського скиду. Причому, для коректного виконання досліджень Брагинівський скид моделюється і в другому обчислювальному експерименті. Аналіз НДС має на меті встановлення зон і їхніх параметрів, які мають вирішальний вплив на формування навантаження на кріпильну й охоронну системи 151 збірного штреку.

Логічний зв'язок досліджень третьої позиції з подальшими рішеннями полягає в тому, що закономірності формування проявів гірського тиску є відповідною точкою до вивчення стану кріпильної системи 151 збірного штреку поза зоною впливу очисних робіт (четверта позиція). Тут оцінюють стійкість елементів кріпильної системи, яку застосовують на шахті «Степова» при відпрацюванні прилеглих виймкових стовпів; ми назвали її «базовою» кріпильною системою (або конструкцією), а аналіз її НДС встановлює, наскільки базова кріпильна система відповідає характеру та величині проявів гірського тиску з урахуванням впливу Брагинівського скиду, але поза зоною впливу очисних робіт у 151 лаві.

П'ята позиція досліджень оцінює НДС базової схеми підтримання 151 збірного штреку вже на ділянці після проходу 151 лави для вирішення питання про можливість повторного використання виробки. На цій ділянці розрахунок і аналіз НДС елементів базової схеми підтримання 151 збірного штреку виконано з урахуванням тенденцій впливу Брагинівського скиду.

За результатами четвертої і п'ятої позицій досліджень формуються уявлення та відповідні технічні рішення щодо найдоцільніших кріпильних і охо-

ронних конструкцій та їхніх параметрів. Конструктивні зміни вносять у дві геомеханічні моделі (поза зоною і в зоні впливу очисних робіт) і проводять ще два обчислювальні експерименти, що становить сутність шостої позиції досліджень.

За результатами розрахунків коригуються (за необхідності) параметри кріпильної й охоронної конструкцій і розробляються рекомендації щодо раціонального підтримання 151 збірного штреку. Рекомендації є кінцевим підсумком досліджень і вирішують основне завдання – врахування особливостей впливу Брагинівського скиду для ефективного підтримання 151 збірного штреку пласта C_6 шахти «Степова».

Тут слід зазначити, що в цьому розділі вирішуються перші три позиції алгоритму досліджень, а другі три позиції (четверту, п'яту і шосту) буде розглянуто в розділах, що вивчають поведінку гірничотехнічних об'єктів.

9.2 Обґрунтування та розробка геомеханічних моделей поведінки вуглевмісного масиву пласта C_6 у зоні Брагинівського скиду

Принципи і технології побудови геомеханічних моделей для проведення обчислювальних експериментів достатньо відпрацьовані в сучасних дослідженнях стану масиву навколо очисних і підготовчих гірничих виробок [36, 40, 46, 71] і містять низку обов'язкових етапів.

Етап №1 – обґрунтування розмірів моделі, які дають змогу достовірно й об'єктивно відобразити всі особливості гірничо-геологічної та гірничотехнічної ситуації відпрацювання 151 виїмкового стовпа. Ця вимога містить такі завдання.

Перше – обґрунтування розміру за підняттям пласта, який обов'язково охоплює Брагинівський скид, ширину виїмкового стовпа (довжина 151 лави) з бортовим і збірним штреками, частину ширини 153 виїмкового стовпа. Цей напрямок за підняттям пласта C_6 відображає координата x , уздовж якої мають бути враховані всі можливі аномалії гірського тиску:

– нижче за падінням і вище за підняттям від Брагинівського скиду розташовані зони його впливу на вихідний стан недоторканого масиву; попередньо з досвіду моделювання аналогічних ситуацій прийнято відстань 40 м від площини зміщувача скиду в бік падіння пласта; за підняттям пласта на відстані 26 м від Брагинівського скиду розміщено 151 бортовий штрек, де очікується взаємовплив збурень НДС від самої виробки та від скиду, що й визнає необхідність моделювання цієї ділянки за підняттям пласта;

– навколо 151 бортового штреку діють аномалії НДС; тоді навіть поза зоною впливу очисних робіт слід відобразити ділянку з підняттям пласта довжиною до 15 – 20 м; з урахуванням того, що досліджується стан масиву і після проходу 151 лави необхідно моделювати всю її довжину аж до 151 збірного штреку;

– сам 151 збірний штрек також впливає на НДС прилеглого масиву, тому з деяким запасом прийнято рішення про моделювання ділянки за підняттям пласта від 151 збірного штреку на відстань 30 м, що продиктовано досвідом виконання обчислювальних експериментів, де зона бокового опорного тиску (після проходу 151 лави) розповсюджується до 20 – 25 м.

Загалом довжина моделі за підняттям пласта C_6 (координата x) становить 321 м за зазначених вище складових; приймаємо цей розмір як вихідний до дослідження НДС на обох ділянках за довжиною 151 виїмкового стовпа: поза зоною впливу очисних робіт і після проходу лави.

Друге завдання полягає в обґрунтуванні розміру моделі за вертикальною координатою y , що відображає ділянку глибини масиву навколо вугільного пласта C_6 . Тут визначальним фактором є період підтримання 151 збірного штреку після проходу 151 лави, коли зсув надвугільної товщі та аномалії гірського тиску розвиваються на значні відстані в основну покрівлю й основу підшву пласта C_6 . Відповідно до канонів побудови геомеханічних моделей їхня висота в покрівлю та глибина в підшву мають перевищувати відповідні відстані розвитку аномалій гірського тиску. З цих позицій обґрунтовано висоту y геомеханічних моделей при проведенні обчислювальних експериментів з оцінки впливу Брагинівського скиду на стан 151 збірного штреку.

Обґрунтування проведено на основі геологічної документації для ділянки (за простяганням) виїмкового стовпа, де Брагинівський скид максимально наближений до 151 бортового штреку на відстань 26 м. Тут будова надвугільної товщі характеризується такими особливостями:

– безпосередня покрівля пласта C_6 представлена аргілітом потужністю 5,5 м і ця підвищена потужність дає підставу розділити шар аргіліту на дві частини: безпосередня покрівля потужністю до 1,5 – 2,0 м і нижній шар основної покрівлі;

– вище залягає алевроліт потужністю 5,0 м і аргіліт ($m = 0,7$ м), що становить безпосередню підшву пласта C_6^1 ;

– сумарна потужність зазначених літотипів становить 11,7 м і (з огляду на слабкий зв'язок пласта C_6^1 з прилеглими породами) є найбільш вірогідною зоною активних зсувів надвугільної товщі після проходу 151 лави, тобто, дану ділянку найдоцільніше уявити зоною шарнірно-блокового зсуву [37 – 39].

Вище пласта C_6^1 залягає група літотипів, яку найбільш обґрунтовано віднести до зони плавного прогину шарів без порушення суцільності [37, 38]. Однак у цій зоні можлива активізація зсувів порід надвугільної товщі, наприклад, через інтенсифікацію обводнення аргіліту й алевроліту, що контактують із водоносними пісковиком і вугільним пластом C_6^1 . Тоді на таких ділянках зону плавного прогину шарів без порушення суцільності представлятимуть верхні потужні аргіліт ($m = 7,2$ м) і алевроліт ($m = 18$ м).

Таким чином, сумарна висота моделі в покрівлю пласта C_6 , яка достатня для об'єктивного відображення геомеханічних процесів, склала 49,3 м.

Підшва пласта C_6 також піддана дії аномалій гірського тиску: численні дослідження в умовах слабометаморфізованих порід Західного Донбасу [36, 46, 58, 68] вказують на концентрації компонент напружень (зона фронтального опорного тиску) або процеси розшарування порід (зона розвантаження позаду лави), що розвиваються до глибини 10 – 15 м. Для врахування даних аномалій гірського тиску в цій моделі відображено будову порід підшви пласта C_6 на глибину 19,8 м.

Загалом прийнято висоту моделі, що дорівнює 70 м (з урахуванням потужності 0,9 м пласта C_6), що дає змогу повною мірою відобразити збурення НДС вуглепородного масиву в період відпрацювання 151 виїмкового стовпа.

Етап №2 – достовірне відображення реальної будови і властивостей гірського масиву, що вміщує пласт C_6 .

Будова вуглепородного масиву відображена відповідно до геологічної інформації для ділянки виїмкового стовпа, максимально наближеної (відстань 26 м) до Брагинівського скиду, оскільки тут передбачається його найбільший вплив. У геомеханічній моделі відображено всі літотипи з відповідними потужностями (на цій ділянці 151 виїмкового стовпа) на висоту в покрівлю 49,3 м і глибину в підшву 19,8 м. Відповідно до досліджень [37] величини горизонтальних переміщень шарів відносно один одного в зоні впливу очисних робіт і комплексом випробувань механічних властивостей по площинах нашарувань літотипів Західного Донбасу [80 – 82] обґрунтовано втрату зв'язків (зчеплення) між шарами. Тому моделюється режим прослизання шарів відносно один одного під час зсуву вуглевмісної товщі в зоні впливу очисних робіт; цей прийом передбачає підвищену інтенсивність розвитку геомеханічних процесів [36, 40, 45, 46], що йде в запас надійності прогнозу проявів гірського тиску.

Механічні властивості літотипів, що входять до геомеханічної моделі, взяті за даними геологічних пошуків, представлених ШУ «Першотравенське». Механічні характеристики порід, яких бракує, прийняті за даними обширних досліджень [80 – 82] властивостей вуглепородного масиву Західного Донбасу. У результаті для виконання обчислювальних експериментів визначено всі необхідні механічні характеристики: σ_{cm} – межа міцності на одновісний стиск (у зразку); σ_p – межа міцності на розтяг; E – модуль пружності; μ – коефіцієнт Пуассона.

Безпосередньо для розрахунку НДС геомеханічної системи здійснено врахування дії факторів вологонасичення і тріщинуватості, що послаблюють породу, за нормативною методикою [35], а також реологічного фактору за методикою [80, 81]. Таке врахування наближає модель до реальних умов поведінки вуглевмісного масиву і сприяє отриманню більш об'єктивних результатів.

Окремо слід зазначити параметри Брагинівського скиду. Згідно з наявною технічною документацією на ділянці максимального наближення Брагинівсь-

кого скиду до 151 виїмкового стовпа прийнято до моделювання такі параметри: амплітуда скиду – 10 м, кут нахилу зміщувача до горизонталі – 80° , ширина скиду – 7 м. Механічні характеристики заповнювача скиду, що являє собою конгломерат з уламкових порід із сипучими, але обводненими піщано-глинистими фракціями, не визначені. Тому в першому наближенні використано відомості [83, 84] про механічні характеристики закладного матеріалу, поведінка якого досить ідентична стану заповнювача скиду.

Загалом, викладений етап №2 дає підставу прогнозувати прийнятну адекватність геомеханічної моделі реальним умовам відпрацювання 151 виїмкового стовпа.

Етап №3 – обґрунтування фізичної моделі деформування вуглевмісного масиву.

Тут основні аргументи полягають в такому:

– підвищена глибина (близько 510 м) розташування 151 виїмкової ділянки в поєднанні зі слабкими породами сприяє появі в них пластичних деформацій і зон знеміцнення;

– наявність Брагинівського скиду створює концентрації напружень навіть за початкового стану недоторканого масиву, що спричиняє появу пластичних деформацій;

– надзвичайно слабкий конгломерат заповнювача Брагинівського скиду підданий значним непружним деформаціям навіть за невеликого гірського тиску.

Перелічені основні аргументи обґрунтовують необхідність застосування пружно-пластичної моделі опису стану елементів досліджуваної геомеханічної системи; це було реалізовано для підвищення адекватності та достовірності результатів обчислювальних експериментів.

Таким чином, викладені три етапи досягнення надійних результатів розрахунків НДС геомеханічної системи дали змогу розробити й обґрунтувати всі необхідні параметри моделі поведінки вуглевмісного масиву навколо 151 збірного штреку, запланованого до повторного використання.

9.3 Аналіз НДС у вуглевмісному масиві навколо 151-го виїмкового стовпа поза зоною впливу очисних робіт

На основі всебічного обґрунтування геомеханічної моделі поведінки вуглевмісного масиву в районі 151 виїмкового стовпа, що прилягає до Брагинівського скиду, був проведений обчислювальний експеримент із розрахунку НДС гірських порід спочатку на ділянці поза зоною впливу очисних робіт. Далі за результатами розрахунку НДС виконано аналіз основних компонент напружень: вертикальних σ_y , горизонтальних σ_x і узагальнюючого параметра – інтенсивності напружень σ .

9.3.1 Розподіл вертикальних напружень у масиві

Поле вертикальних напружень σ_y (рис. 9.2) характеризується такими особливостями.

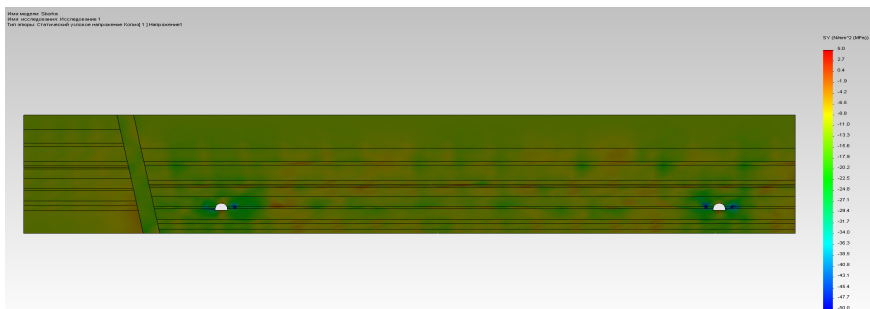


Рис. 9.2. Епюра вертикальних напружень σ_y в районі 151 виїмкового стовпа поза зоною впливу очисних робіт

Брагинівський скид, як і очікувалося, впливає певним чином на розподіл σ_y у поруч розташованих зонах вуглевмісної товщі. Нижче за падінням від Брагинівського скиду (у його лежачому боці) спостерігаються зміни початкового геостатичного тиску ($\gamma H = 12,8$ МПа) у більшій частині модельованої зони шириною $x = 40$ м і висотою $y = 30$ м. На більш віддалених ділянках масиву від Брагинівського скиду періодично чергуються зони помірних концентрацій стискних вертикальних напружень $\sigma_y / \gamma H = 1,22 - 1,58$ із зонами розвантаження $\sigma_y / \gamma H = 0,69 - 0,86$. Така періодичність відзначається за падінням пласта C_6 , а за вертикальною координатою y зачіпає більшу частину висоти моделі за винятком крайніх потужних шарів основної покрівлі та підшови.

Механізм виникнення цього явища полягає в розвитку деформацій вигину порідних шарів лежачого боку, в яких порушується однорідність вертикального гірського тиску через різкий перепад механічних властивостей заповнювача Брагинівського скиду. Цей процес посилюється в міру наближення до тектонічного порушення: на відстані до 14 – 15 м від площини зміщувача в покрівлі пласта C_6 з'являються обширні ділянки розвантаження рівня $\sigma_y / \gamma H = 0,51 - 0,69$; у підшові пласта C_6 ступінь розвантаження посилюється і становить $\sigma_y / \gamma H = 0,4 - 0,6$ на відстань 5 – 15 м, а в приконтурній до зміщувача зоні шириною до 5 м вертикальні напруження знижуються до рівня $\sigma_y / \gamma H = 0,15 - 0,33$. Тут можна припустити, що слабкий заповнювач Бра-

гинівського скиду, який легко деформується, не здатний навантажити породи підшови пласта C_6 , а його нахил створює зону під скидом зі зниженим вертикальним гірським тиском. Тобто, знижені деформаційні характеристики конгломерату заповнювача значною мірою компенсують вертикальні деформації, що розвиваються, особливо, якщо врахувати різницю у 10 – 50 разів порівняно з цілісними породами лежачого боку.

Встановлена особливість підтверджується даними епюри повних зсувів, де в об'ємі заповнювача Брагинівського скиду переміщення становлять 230 – 710 мм, а поруч із площинами зміщувача в породах лежачого і висячого боків зсуви змінюються в діапазоні 50 – 130 мм.

На ділянці висячого боку Брагинівського скиду довжиною $x = 26$ м між площиною зміщувача і 151 бортовим штреком розподіл вертикальних напружень σ_y суттєво змінюється. Якщо в приконтурній до зміщувача зоні порід основної покрівлі шириною до 7 – 8 м спостерігається деяке розвантаження рівня $\sigma_y / \gamma H = 0,69 - 0,86$ через вигин порідних шарів під захистом потужного алевроліту, то в безпосередній покрівлі та підшові пласта C_6 утворюється концентрація $\sigma_y / \gamma H = 1,22 - 2,48$ на всій відстані від зміщувача до 151 бортового штреку. Верхня межа цього діапазону концентрацій стискних σ_y уже може бути руйнівною, але остаточний висновок можливо зробити при дослідженні розподілу інтенсивності напружень σ .

Необхідно відзначити збурення σ_y в районі безпосередньої підшови і покрівлі пласта C_6 . Тут з'являються зони розвантаження з обох боків 151 бортового штреку рівня 0,15 – 0,69, розміщені як у вугільному пласті C_6^1 , так і в породах його безпосередньої покрівлі та підшови. Ці зони утворюються на відстані 8 – 15 м (по вертикалі) від контуру штреку, а за підняттям (падінням) розповсюджені до 12 – 14 м. Наявність зон досить глибокого розвантаження підтверджує раніше висловлене припущення про межу утворення зони шарнірно-блокового зсуву (за очисного виймання пласта C_6), що проходить в районі розташування пласта C_6^1 . Одну з головних причин ймовірного розшарування порід основної покрівлі по пласту C_6^1 вбачають у захисній дії потужного ($m = 8$ м) пісковику, розташованого вище.

За межами зазначеної зони за підняттям пласта C_6 (довжина лави, що наближається) змінюється напрямок вигину порідних шарів і утворюється нерегулярна, але велика зона розвантаження переважно в породах основної покрівлі й підшови, що розповсюджується до 151 збірному штреку та за ним (у недоторканому масиві) аж до меж моделі (відстань 30 м до 151 збірному штреку). Зазначена зона розвантаження нерівномірна за своїми розмірами в напрямку підняття пласта C_6 ; найбільший об'єм розвантажених порід розта-

шовується в бічних частинах виїмкового стовпа, що відповідають кінцевим ділянкам лави, яка наближається, на відстані від 16 м до 30 – 35 м у районі 151 бортового штреку і 17 – 45 м у районі 151 збірного штреку. Зазначені зони розвантаження ($\sigma_y / \gamma H = 0,15 - 0,69$) розповсюджуються у підшову на глибину до 14 – 18 м і в покрівлю до 30 м біля 151 бортового штреку і до 35 м біля 151 збірного штреку. Це потенційно небезпечні зони з погляду ймовірної активізації розшарувань надвугільної товщі в разі впливу несприятливого фактора обводнення аргілітів і алевролітів або появи прихованих текстурних порушень. Потужний алевроліт, що залягає вище, нівелює всі збурення вертикального гірського тиску і розподіл приходить до початкового стану недоторканого масиву.

У центральній частині ширини 151 виїмкового стовпа безперервність зони розвантаження за висотою y і шириною x зникає: породи безпосередньої покрівлі й підшови пласта C_6 характеризуються деякою періодичністю появи локальних зон невеликого рівня розвантаження та досить малих концентрацій стискних σ_y . У породах основної покрівлі й підшови пласта C_6 розміри зон розвантаження збільшуються. Виявлені особливості спостерігаються на ділянці 151 виїмкового стовпа поза зоною впливу очисних робіт, але через велику глибину (510 м) їхнього ведення (застосовних до умов Західного Донбасу) тут уже проявляються ознаки ймовірних розшарувань і знеміцнення порід надвугільної товщі на досить великі відстані. В плані безпеки порушення стійкості порід основної покрівлі особливо слід відзначити низку зон розвантаження σ_y , розташованих в аргіліті й алевроліті на висоті 22 – 31 м від вугільного пласта C_6 .

Навколо 151 збірного штреку на відстань до 12 – 15 м за підняттям (падінням) пласта C_6 , до 5 – 6 м у покрівлю і до 6 – 13 м у підшову пласта діють невеликі концентрації $\sigma_y / \gamma H = 1,10 - 1,40$, які самі по собі не здатні спровокувати знеміцнення порід. Але в безпосередній близькості від 151 збірного штреку в його боках на ширину до 4 м за падінням і до 6,5 м за підняттям діють концентрації $\sigma_y / \gamma H = 3,0 - 4,0$, які за фактором компоненти σ_y однозначно спричиняють руйнування цих об'ємів порід. Якщо це підтвердиться за фактором розподілу інтенсивності напружень σ , то слід очікувати вплив значних бічних навантажень на кріплення 151 збірного штреку. У покрівлі штреку утворюється невелике склепіння розвантаження висотою до 1,2 м, яке не становить безпеки для його кріпильної конструкції. Водночас, склепіння розвантаження у підшові виробки глибиною до 2,5 м може викликати помірне здимання, беручи до уваги залягання в безпосередній підшові неміцного аргіліту.

Загалом, за фактором дії вертикальних напружень висновки про стан вуглевісного масиву неоднозначні:

– поза зоною впливу очисних робіт вплив Брагинівського скиду малопомітний по ширині виїмкового стовпа, включно з 151 бортовим і 151 збірним штреками;

– підвищена глибина ведення очисних робіт створює передумови до активізації розшарувань і знеміцнення породних об'ємів на значні відстані від пласта C_6 в разі впливу несприятливих факторів; це призведе до підвищеного гірського тиску на механізоване кріплення очисного комплексу;

– очікується підвищений бічний тиск на кріплення 151 збірного штреку.

9.3.2 Поле горизонтальних напружень у масиві

Епюра розподілу горизонтальних напружень σ_x (рис. 9.3) характеризується такими параметрами.

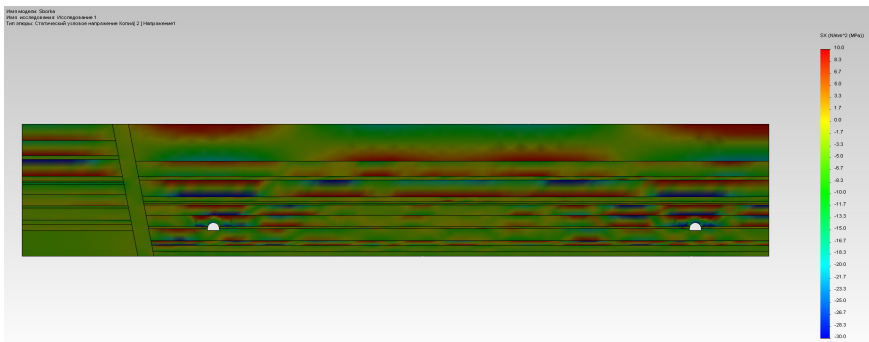


Рис. 9.3. Епюра горизонтальних напружень σ_x в районі 151 виїмкового стовпа поза зоною впливу очисних робіт

За падінням пласта C_6 , не доходячи до Брагинівського скиду, найбільш піддані вигину породи основної покрівлі пласта C_6^1 : потужні пісковик (8 м), аргіліт (7,2 м) і алевроліт (18 м). Тут чітко проявляється відомий у механіці гірських порід принцип підвищеного навантаження більш жорстких і міцних літотипів, що найактивніше чинять опір гірському тиску. З цієї причини в зазначених потужних шарах виникають розтягуючі σ_x в нижній частині кожного шару, а у верхніх їхніх частинах – концентрації стискних σ_x , що вказує на прогин шарів у напрямку пластів C_6^1 і C_6 . Очевидно проявляється захисний вплив Брагинівського скиду: біля площини зміщувача в лежачому боці підвищена деформованість заповнювача скиду генерує зниження вертикального гірського тиску, що перерозподіляється на віддалені ділянки лежачого боку; нерівномірність гірського тиску за падінням пласта проковує досить інтенсивний вигин най-

більш жорстких породних шарів основної покрівлі пластів C_6^1 і C_6 . Величина розтягуючих σ_x сягає 7 – 12 МПа, що в 4 – 9 разів перевищує опір зазначених літотипів розтягу. Тому в зонах розтягу, що становлять 0,35 – 0,45 від потужності шарів, розвиватимуться тріщини розриву. Зони стискних σ_x у потужних аргіліті й алевроліті характеризується невеликими концентраціями на рівні 1,22 – 1,51, які не здатні знеміцнити ці літотипи. У шарі пісковика концентрації стискних σ_x сягають 3,6 – 5,2 від початкового стану недоторканого масиву, але через підвищену міцність пісковика такі концентрації все одно залишаються меншими за його опір стиску. Тому в зонах стиску зберігається цілісність кожного з потужних літотипів основної покрівлі пластів C_6^1 і C_6 і вони перебувають у досить стійкому стані.

Породи, що залягають нижче зазначених потужних шарів, знаходяться під їхнім захистом, не зазнаючи надмірного гірського тиску і відповідних деформацій вигину. Так, у породах міжпластя пластів C_6^1 і C_6 аргіліт і алевроліт зазнають під час вигину розтягуючих σ_x до 1,7 – 5,0 МПа, які розповсюджуються на 20 – 40% їхньої потужності. Такий розтяг сприятиме появі вертикальних тріщин розриву, але решта потужності кожного літотипу знаходиться під впливом невеликих стискних $\sigma_x = 3 – 10$ МПа, які не здатні знеміцнити породні шари і вони зберігають достатню стійкість.

Аналогічна ситуація спостерігається і в породах підшви пласта C_6 , але зі ще більш зниженими розтягуючими і стискними напруженнями σ_x .

Таким чином, у зоні лежачого боку Брагинівського скиду на відстань моделювання 40 м за падінням можна прогнозувати стійкий стан порід із локальним утворенням тріщин розриву.

У всячому боці Брагинівського скиду по ширині виїмкового стовпа і в недоторканому масиві з боку 151 збірного штреку спостерігаються суттєві аномалії в розподілі горизонтальних напружень σ_x . Основним фактором виникнення аномалій поля σ_x є знакозмінний вигин породних шарів покрівлі й підшви пласта C_6 .

У районі розміщення обох виїмкових штреків вигин надвугільної товщі відбувається в бік покрівлі, а в підшві пласта C_6 має місце зміна знаку кривизни вигину. При русі до середньої частини ширини виїмкового стовпа згинальний момент у більшості літотипів практично зникає, а потім змінює знак, що відповідає зміні прогину літотипів покрівлі й підшви в напрямку пласта C_6 . Отже, ще на ділянці поза зоною впливу очисних робіт уже спостерігаються різновекторні переміщення вуглевмісного масиву, і одна з причин бачиться у впливі Брагинівського скиду.

Механізм впливу Брагинівського скиду в якісному плані подібний до закономірностей появи хвилі тиску позаду очисного вибою за однойменною гіпо-

тезою Вебера, Немчика і Шпаккелера [85 – 87]. Тільки в нашому випадку ініціатором хвилі тиску є не очисний вибій, а Брагинівський скид, де заповнювач, що легко деформується, відображає деяку подібність виробленого простору позаду лави.

У безпосередній близькості від Брагинівського скиду у висячому боці утворюється вигин породних шарів покрівлі донизу в бік пласта C_6 . Це цілком закономірно, тому що породні шари по ширині заповнювача мають велими піддатливу опору (матеріал, який легко деформується), яка «йде» від вертикального гірського тиску і проявляє надзвичайно знижену реакцію на породні шари покрівлі. Можна сказати, що схема навантаження породних шарів покрівлі дещо схожа на консольне защемлення.

У породах покрівлі пласта C_6 на ділянці довжиною 44 – 63 м (за підняттям) від Брагинівського скиду до кінцевої частини ширини виїмкового стовпа спостерігається вигин породних шарів по обидва боки 151 бортового штреку з напрямком у бік пласта C_6 , а над штреком випуклість направлена вгору. Тут по всій потужності досліджуваної надвугільної товщі у верхніх частинах кожного літотипу утворюється зона розтягу $\sigma_x = 2 - 15$ МПа, яка поширюється на 30 – 50% потужності породного шару. У цих зонах обов'язково відбуватимуться порушення суцільності з утворенням тріщин розриву. У потужних породних шарах алевроліту й аргіліту, що найвіддаленіші від пласта C_6 , стискні σ_x в нижніх частинах літотипів не сягають величин їхнього розрахункового опору стиску, тому в цих зонах шарів порушень цілісності не відбувається і зберігається їхня стійкість. У нижньому шарі пісковика напруження стиску сягають $\sigma_x = 25 - 35$ МПа, що вже відповідає його опору за нижньою межею діапазону зміни міцності. З урахуванням дії послаблюючих факторів вологонасичення і природної тріщинуватості цілком можна очікувати його поділу на блоки, особливо в зоні впливу очисних робіт. У породах міжпластя пластів C_6^1 і C_6 поблизу 151 бортового штреку (на відстані 6,5 – 16 м від його контуру) також порушується цілісність шарів аргіліту й алевроліту як від розтягуючих, так і від стискних σ_x , хоча в приконтурній частині склепіння штреку є ділянка знижених напружень σ_x стиску.

У породах підшви пласта C_6 у проміжку між площиною змішувача і 151 бортовим штреком ($x = 26$ м) вигин шарів відбувається в напрямку пласта з прагненням до підняття підшви. Тут у верхній частині кожного літотипу діють розтягуючі $\sigma_x = 3 - 9$ МПа, а в нижній – стискні σ_x до 25 – 30 МПа. Якщо в зоні розтягу однозначно відбувається порушення цілісності порід у вигляді тріщин розриву, то у відносно локальних зонах стиску тільки в деяких літотипах σ_x сягає величини розрахункового опору стиску. Втім порушення цілісності розповсюджується до глибини 8 – 9 м, з чого можна прогнозувати інтенсивне підняття порід підшви пласта C_6 . Але присутні й фактори, що стри-

мують цей процес. Так, у безпосередній підшві та першому шарі основної підшви сумарною потужністю до 6 м біля 151 бортового штреку утворюється невелика зона розвантаження з переходом у початковий стан недоторканого масиву. Причому, за підняттям пласта C_6 зона розшарування знаходиться на відстані 16 – 17 м у безпосередній підшві і на глибині до 4 – 4,5 м в основній підшві. Тому з боку підняття пласта C_6 здимання прогнозується вельми помірним; водночас з боку падіння зона розшарування безпосередньо прилягає до контуру штреку і слід очікувати активного косо направленою зсуву порід підшви. Очевидно, що ймовірну нерівномірність здимання проковує Брагинівський скид.

У підсумку встановлених особливостей розподілу, слід очікувати досить інтенсивних проявів гірського тиску в 151 бортовому штреку навіть на ділянці поза зоною впливу очисних робіт.

У районі розташування 151 збірному штреку якісна картина розподілу σ_x багато в чому аналогічна, але в кількісному плані збурення горизонтальних напружень дещо знижені, що зумовлено більш віддаленим розташуванням виробки від Брагинівського скиду. В основній покрівлі над 151 збірним штреком зони порушення розвиваються переважно в зонах дії розтягуючих напружень $\sigma_x = 3 - 15$ МПа. У кожному літотипі ці зони розташовані у верхній частині його потужності й займають 30 – 45%. У нижній частині літотипів діють стискні σ_x : у пісковикі й алевроліті σ_x основної покрівлі менша за розрахунковий опір стиску, а аргіліт горизонтальні напруження здатні знеміцнити. Деформації вигину породних шарів над 151 збірним штреком також направлені опуклістю вверх.

Що стосується оцінки інтенсивності проявів гірського тиску, то необхідно зазначити таке. В основній покрівлі вище пласта C_6^1 розвиваються тільки тріщини розриву в пісковикі, який, тим не менш, зберігає стійкість. У міжпласті пластів C_6^1 і C_6 аномалії σ_x здатні знеміцнити породні шари; тоді висота нестійких порід розвивається до 10,5 – 11,5 м, що створює значне вертикальне навантаження на кріпильну систему 151 збірному штреку. У його боках розтягуючі σ_x відсутні, а стискні σ_x здатні знеміцнити тільки вельми обмежені об'єми аргіліту. У підшві штреку небезпечні аномалії σ_x не відзначаються, тому здимання прогнозується досить помірним.

Таким чином, вуглевмісний масив навколо 151 збірному штреку знаходиться у більш сприятливому стані (за фактором дії компоненти σ_x) порівняно зі 151 бортовим штреком, і основною причиною такого факту є віддаленість майже на 240 м від Брагинівського скиду.

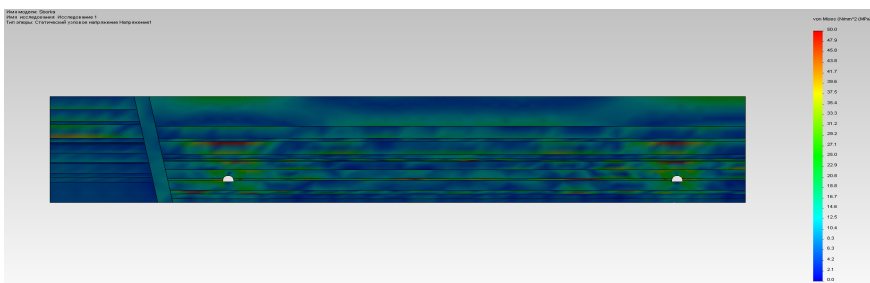
По ширині 151 виїмкового стовпа, незважаючи на відсутність впливу очисного вибою, прогин породних шарів покрівлі й підшви пласта C_6 змінює знак. Як у покрівлі, так і підшві пласта найбільш активними аномаліями є

розтягуючі напруження σ_x , що розподіляються в літотипах у нижній частині їхньої потужності; величина розтягуючих σ_x досягає 5 – 15 МПа і зумовлює появу вертикальних тріщин розриву. Концентрації стискних σ_x величиною до 22 – 28 МПа з'являються в пісковнику і на кінцевих ділянках ширини 151 виймкового стовпа; вони не становлять суттєвої небезпеки, зважаючи на можливу появу лише локальних зон знеміцнення. Зони дії розтягуючих σ_x у породах підшви пласта C_6 також досить обмежені, тому їхніх суттєвих деформацій у вертикальному напрямку не прогнозується.

У висновку ще раз зазначимо схожість розподілу горизонтальних напружень і вигину літотипів за підняттям пласта C_6 з гіпотезою хвилі тиску [85-87]. Починаючи від ділянки за падінням пласта в лежачому боці Брагинівського скиду відбувається подібність до хвильового характеру вигину породних шарів (регулярно змінюється знак кривизни) у міру руху за підняттям пласта. Оскільки на досліджуваній ділянці довжини виймкового стовпа відсутній вплив очисних робіт, то слід припустити, що знакозмінний вигин породних шарів вуглевмісної товщі провокує Брагинівський скид.

9.3.3 Особливості розподілу інтенсивності напружень у масиві

Остаточні висновки про місце розташування зон порушення цілісності та їхні розміри сформовано на основі вивчення поля розподілу інтенсивності напружень σ (рис. 9.4); цей параметр, як відомо, є узагальнюючим показником дії компонент напружень в плані оцінки виду стану гірської породи: домежовий, граничний або позамежний.



**Рис. 9.4. Епюра інтенсивності напружень σ в районі 151 виймкового стовпа
поза зоною впливу очисних робіт**

У лежачому боці Брагинівського скиду необхідно відзначити такі особливості розподілу σ . У верхніх літотипах основної покрівлі пластів C_6^1 і C_6 потужні аргіліт й алевроліт піддаються дії підвищених σ лише у своїй нижній частині, що становить 15 – 25% від потужності породного шару. Тут рівень

$\sigma = 14 - 22$ МПа, як правило, нижчий за розрахунковий опір літотипів стиску і лише в вельми локальних зонах на межі із суміжним породним шаром сягає в аргіліті межі міцності на стиск. Тому знеміцнення зазначених літотипів або взагалі не відбувається, або наявні несуттєві порушення цілісності аргіліту, що в сукупності обґрунтовує їхній стійкий стан. Потужний пісковик, що залягає нижче, через свою велику жорсткість сприймає підвищений гірський тиск і утворюються концентрації як у нижній, так і у верхній частинах пісковика, слідуючи положенням класичної теорії вигину плит [41, 42]. У верхній частині потужності пісковика $\sigma = 14 - 22$ МПа, що менше за його нижню межу діапазону варіації опору стиску; тому тут і за основною його висотою (близько 80% потужності) відсутні зони знеміцнення від стискових навантажень. У нижній частині пісковика утворюються досить обмежені зони, де $\sigma = 35 - 45$ МПа; це значення σ вже відповідає нижній половині інтервалу коливання опору пісковика стиску, і тут можуть відбутися локальні порушення цілісності пісковика. Утім загальна оцінка стану пісковика підтверджує його стійкість. Нижні пласти C_6^1 і C_6 , породні шари міжпласта, породи безпосередньої та основної подошви пласта C_6 знаходяться у стані, що наближається до початкового стану недоторканого масиву. Тому порушень за фактором дії інтенсивності напружень σ не прогнозується.

На ділянці висячого боку Брагинівського скиду (за підняттям пласта C_6) у проміжку 26 м до 151 бортового штреку і за ним (на відстань до 20 м по ширині виїмкового стовпа) спостерігаються активні збурення поля інтенсивності напружень σ . Так, початковий стан недоторканого масиву порушується навіть в алевроліті потужністю 18 м, що залягає на висоті до 31 – 32 м від пласта C_6 . Тут у верхній частині шару алевроліту діють $\sigma = 12 - 29$ МПа, які в основному діапазоні не є руйнівними, але на верхній межі шару можлива поява локальних зон знеміцнення. Найбільші концентрації σ , як і очікувалося, з'являються у верхній частині жорсткого і міцного пісковика потужністю 8,0 м, що відстоїть від контуру склепіння 151 бортового штреку на висоту 19 – 22 м. Тут σ збільшується до 40 – 60 МПа і здатне знеміцнити пісковик, особливо через вплив на нього послаблюючих факторів вологонасичення і тріщинуватості. Розміри цієї зони розповсюджуються в глиб пісковика до 2,5 – 2,8 м, а за підняттям до 14 – 16 м з приблизно симетричним розташуванням над 151 бортовим штреком. З погляду формування вертикального гірського тиску на кріплення виробки, пісковик слід виключити з цього процесу через те, що як мінімум 65 – 70% його потужності знаходиться в цілісному стані і сам літотип цілком здатний протидіяти вертикальному навантаженню на ділянці поза зоною впливу очисних робіт.

Нижче пісковика залягає досить слабкий аргіліт середньої потужності, але він знаходиться під захистом літотипу, що залягає вверху, і з цієї причини діючі в аргіліті $\sigma = 6 - 12$ МПа не спричиняють його знеміцнення.

У породах міжпластя пластів C_6^1 і C_6 інтенсивність напружень сягає значень 20 – 35 МПа в досить обширних зонах порід безпосередньої та основної покрівлі на висоту до 11 м і за підняттям (падінням) на відстань до 24 – 30 м. Тут діючі σ вже здатні знеміцнити не тільки аргіліт безпосередньої покрівлі, а й алевроліт основної. Більше того, у верхній частині алевроліту поблизу контакту з пластом C_6^1 сформовано зону високих концентрацій $\sigma = 40 – 47$ МПа, в якій однозначно прогнозується руйнування породи. Ця ділянка проникає в глиб алевроліту до 1,5 – 1,9 м, а за підняттям розповсюджується до 8 – 9 м з деяким зміщенням у бік 151 виїмкового стовпа.

Таким чином, у районі розташування 151 бортового штреку формується несприятлива геомеханічна ситуація у покрівлі пласта:

- висота зони знеміцнення й інтенсивного руйнування розвивається до 11 м аж до пласта C_6^1 з очікуваним вертикальним навантаженням приблизно 1000 – 1100 кН на раму 151 бортового штреку, що, як мінімум, у 2 рази вище за її максимальну несучу здатність і в 4 рази – за реакцію в робочому режимі опору;

- знеміцнення обширних об'ємів порід у боках штреку (за падінням до 8 – 10 м, за підняттям до 16 – 20 м) сприяє формуванню значно косо направленою й бокового навантаження на кріпильну систему виробки, що ще більше ускладнює умови підтримання 151 бортового штреку.

У підшві пласта C_6 навколо 151 бортового штреку також утворюються суттєві аномалії розподілу σ . Так, у потужному аргіліті безпосередньої та ближньої частини основної підшви діють концентрації $\sigma = 16 – 29$ МПа, що знемічують його на всю потужність (6,0 м), а за підняттям (падінням) поширюються до 24 – 28 м доволі симетрично відносно вертикальної осі штреку. Такі обширні об'єми порушених порід прогнозовано призведуть не тільки до інтенсивного здимання підшви штреку, а й до створення значного бічного навантаження на стояки рам по висоті нижньої підривки. У пісковіку середньої потужності, що залягає нижче, виникають більш високі концентрації $\sigma = 40 – 50$ МПа, які здатні знеміцнити породу. Але, з іншого боку, ці зони віддалені від контуру виробки (за підняттям або падінням) на 7 – 18 м і, найімовірніше, не будуть активно впливати на прояви гірського тиску в підшві 151 бортового штреку. Під захистом пісковика нижні шари аргіліту й алевроліту знаходяться в сприятливих умовах дії невеликих концентрацій σ (або їхньої відсутності) і тому знаходяться в стійкому стані.

У підсумку, з результатів аналізу розподілу інтенсивності напружень σ навколо 151 бортового штреку можна виділити два факти:

- утворення навколо виробки великих зон порушених порід провокує інтенсивний розвиток проявів гірського тиску, для протидії яким необхідне посилення кріпильної системи штреку;

- характер розташування зон із руйнівними концентраціями σ вказує на зміну напрямку вигину літотипів вуглевмісної товщі від лежачого до висячого

боку Брагинівського скиду, що відображає його вплив, подібний за механізмом дії до теорії хвилі тиску.

Останню тезу підтверджує чергова зміна напрямку прогину порідних шарів за основною шириною 151 виїмкового стовпа. Тут величина концентрацій σ дещо знизилася, але зони підвищених σ присутні практично в усіх шарах надвугільної товщі; у породах підшови пласта C_6 аномалії σ не такі суттєві, що зумовлено здебільшого відсутністю впливу очисних робіт. У породах покрівлі пласта C_6 концентрації рівня $\sigma = 12 - 20$ МПа розташовані в нижній частині шарів, мають, як правило, переривчастий характер розміщення і здатні частково знеміцнити лише слабкі аргіліти безпосередньої покрівлі пласта C_6^1 та безпосередньої підшови пласта C_6 .

Окремо слід виділити локальні зони підвищених концентрацій σ до 35 – 45 МПа, розташовані винятково у вугільних пластах C_6^1 і C_6 . Тут вугілля піддається знеміцненню, що необхідно враховувати під час ведення очисних робіт.

Геомеханічна ситуація навколо 151 збірного штреку в якісному плані вельми схожа на ситуацію навколо 151 бортового штреку з черговою зміною напрямку вигину породних шарів. У кількісному плані розміри зон концентрацій σ дещо зменшилися, що зумовлено, на наш погляд, більш віддаленим розташуванням 151 збірного штреку від Брагинівського скиду. Так, за приблизно однакових вертикальних розмірів зон концентрації σ їх розповсюдження за підняттям (падінням) знизилося на 30 – 35%, а для концентрацій $\sigma = 40 - 45$ МПа у безпосередній підшіві пласта C_6^1 , навпаки, розповсюдження збільшилося практично вдвічі.

Незважаючи на виявлені відмінності, розміри зон порушених порід навколо 151 збірного штреку є такими, що слід очікувати вельми інтенсивних проявів гірського тиску. Якщо охарактеризувати гірничо-геологічну ситуацію загалом, то навіть за відсутності впливу очисних робіт необхідно розробити заходи щодо посилення кріпильних систем 151 бортового штреку і, особливо, 151 збірного, який планується до повторного використання.

9.4 Аналіз НДС у вуглевмісному масиві навколо виїмкового стовпа на ділянці, де відбувалось проходження 151-ї лави

Друга складова досліджень стану гірського масиву навколо виїмкового стовпа стосується його ділянки після проходу 151 лави, оскільки, в остаточному підсумку, головне завдання полягає в забезпеченні стійкості 151 збірного штреку при його повторному використанні. Результати розрахунків НДС на ділянці поза зоною впливу очисних робіт використані нами в частині:

– виявлення зон порушень текстури вуглепородного масиву від дії розтягуючих вертикальних σ_y і горизонтальних σ_x напружень, а також зменшення під впливом концентрацій інтенсивності напружень σ ;

– урахування зазначених порушень шляхом перетворення частини елементів геомеханічної моделі – відображення тріщин розриву та зон руйнування від стискних навантажень.

Така перетворена модель досить адекватно відображає процес зсуву вуглевмісної товщі після проходу 151 лави. Аналіз НДС масиву навколо 151 виїмкового стовпа, як і раніше, виконано за трьома основними компонентами напружень: вертикальними σ_y , горизонтальними σ_x та інтенсивності напружень σ .

9.4.1 Розподіл вертикальних напружень у масиві

Епюра вертикальних напружень (рис. 9.5) характеризується низкою суттєвих змін поля σ_y , у порівнянні з її розподілом на ділянці поза зоною впливу очисних робіт.

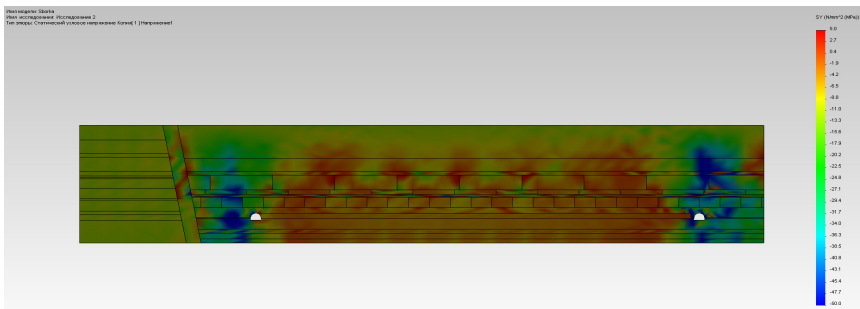


Рис. 9.5. Епюра вертикальних напружень σ_y в районі 151 виїмкового стовпа на ділянці після проходу 151 лави

У лежачому боці Брагинівського скиду після проходу очисного вибою 151 лави і загасання активних зсувів підробленої надвугільної товщі встановлюється досить однорідне поле σ_y (за висотою і падінням пласта C_6) на рівні, що наближається до початкового стану недоторканого масиву. Тобто, за фактором дії компоненти σ_y не простежується скільки-небудь суттєвих вигинів породних шарів і утворення аномалій вертикального гірського тиску у вигляді зон концентрацій σ_y або їхнього розвантаження. Механізм утворення такого стану порід лежачого боку вбачається в такому. Поділ на блоки порід основ-

ної покрівлі пласта C_6 (тріщинами розриву й зонами руйнування) створив низку розпірних породних систем із вельми підвищеною деформованістю як по ширині виїмкового стовпа, так і в зоні бокового опорного тиску між 151 бортовим штреком і Брагинівським скидом. Розпірні системи, що легко деформуються, не здатні утворювати подовжені породні консолі з передачею деформацій вигину літотипів на великі відстані за падінням пласта. Тому згинальні та інші деформації порід покрівлі локалізуються на межі зміщувача Брагинівського скиду зі сторони висячого боку. Сам заповнювач порожнини скиду потужністю 7 м також є матеріалом, що легко деформується, і слугує подібністю демпфера, що поглинає основну частину деформацій породних шарів надвугільної товщі. Тому лежачий бік Брагинівського скиду ніби «відрізаний» від процесів зсуву надвугільної товщі у вироблений простір 151 лави.

Таким чином, можливість значних опускань порід покрівлі пласта C_6 у вироблений простір у поєднанні з утворенням зон безладного обвалення, що легко деформуються, та шарнірно-блокового зсуву, а також наявність піддадливого заповнювача скиду локалізують геомеханічні процеси (під час очисного виїмання) усередині самого виїмкового стовпа плюс зони бічного опорного тиску по його краях. Тоді можна стверджувати, що на ділянці довжини виїмкового стовпа після проходу 151 лави основним впливовим фактором (на компоненту σ_y) є очисні роботи.

За потужністю зміщувача Брагинівського скиду і в межах висоти моделі виникає вкрай нерівномірне поле σ_y , яке частково зумовлене демпфуючою роллю заповнювача скиду за описаним вище механізмом. Особливості змін, що відбулися, такі. Періодично по висоті в заповнювачі виникають зони підвищених стискних σ_y до 20 – 32 МПа з чергуванням зон повного розвантаження ($\sigma_y = 0$) і навіть невеликих розтягуючих σ_y до 1 – 3 МПа. Розташування цих зон переважно вертикальне (нахил 65 – 80° до горизонталі) і розповсюджуються вони на всю потужність скиду, а по вертикалі приблизно однакові – до 20 – 22 м. Механізм протікання цього процесу можна уявити так:

– деформування породних шарів у висячому боці поблизу контакту зі зміщувачем завдяки силам тертя із заповнювачем скиду стискає останній, а оскільки розпірно-блокова система окремих літотипів у покрівлі має підвищену деформованість, то вигин шарів багаторазово збільшується й значно більшою мірою стискає заповнювач порожнини скиду – у ньому з'являються концентрації σ_y ;

– той самий підвищений прогин шарів створює порожнину на контакті із суміжним літотипом, що залягає вище і вирізняється підвищеною жорсткістю через відсутність поділу на блоки або менш інтенсивного цього поділу – довжина блоків збільшується; на ділянці порожнини можуть з'являтися розтягуючі σ_y , а на контакті більш жорсткого шару із заповнювачем – зона розван-

таження σ_y ;

– оскільки породні шари мають різну жорсткість, вони в різному ступені схильні до поділу на блоки, і за висотою зміщувача з'являється певна періодичність утворення порожнин розшарування (зона розвантаження) та ділянок стиску заповнювача розпірно-блоковими системами, які легко деформуються, – зони концентрації σ_y .

Крім описаного явища на контакті породних шарів і висячого боку зміщувача також періодично (за координатою y) з'являються зони розвантаження (аж до невеликих розтягуючих $\sigma_y = 1 - 3$ МПа) і зони підвищених стискних σ_y , а також зони практично початкового стану недоторканого масиву ($\sigma_y = \gamma H$). Ширина цих зон за підняттям пласта C_6 становить 2,7 – 7,2 м від площини зміщувача, і тут також реалізується «демпферний ефект» відносно незалежного вигину породних шарів у висячому боці з несуттєвим впливом деформацій літотипів у лежачому боці Брагинівського скиду.

На решті ділянки ($\sigma_y = 19 - 23$ м) висячого боку аж до 151 бортового штреку через прогин породних шарів під впливом бічного опорного тиску і «неучасті» в процесі літотипів лежачого боку утворюється ділянка концентрації стискних напружень σ_y . Висота зони невеликих концентрацій $\sigma_y / \gamma H = 1,32 - 1,80$ сягає 35 – 40 м, але літотипи, що залягають тут, зберігають цілісність за фактором дії вертикальних напружень σ_y . Ближче до пласта C_6^1 у потужному пісковіку концентрації σ_y збільшуються до 2,30 – 2,52 і в деяких обмежених зонах цього літотипу вже здатні його знеміцнити, особливо за умови дії послаблюючих факторів обводненості та тріщинуватості. Також у пісковіку на межах блоків виникають осередки розтягуючих σ_y до 1 – 5 МПа, які провокують розшарування породи в зоні контактів породних блоків і вся розпірна система в пісковіку може втратити стійкість. Тут доречно нагадати, що шар пісковіка розміщений на висоті 13,6 – 21,6 м від пласта C_6 і втрата його стійкості сформує надзвичайно високе вертикальне, косо направлене й бічне навантаження на кріплення 151 бортового штреку.

Аргіліт безпосередньої покрівлі пласта C_6^1 , сам пласт і породи міжпластя пластів C_6^1 і C_6 зазнають ще більш високої концентрації $\sigma_y / \gamma H = 3,52 - 4,01$, яка однозначно є руйнівною (за фактором дії σ_y) для зазначених літотипів. Крім того, у боці штреку сформовано зону (висотою до 2,8 м і шириною до 7,5 м), в якій концентрація сягає 4,49 – 4,98 одиниць; але вплив цієї зони дещо знижується через її віддаленість від контуру штреку на 5 – 6 м.

Таким чином, параметри розподілу σ_y у покрівлі пласта C_6 зі сторони Брагинівського скиду вказують на високу ймовірність знеміцнення і руйнування порід на висоту до 13,6 – 21,6 м і за падінням на відстань до 18 – 23 м; така обширна зона нестійких порід здатна створити надзвичайно високе косо направлене і бічне навантаження на кріпильну систему 151 бортового штреку.

У подошві пласта C_6 на ділянці між Брагинівським скидом і 151 бортовим штреком також розвиваються суттєві концентрації $\sigma_y / \gamma H = 3,52 - 4,01$ в аргіліті й алевроліті, а в пісковіку середньої потужності (по ширині виробки) концентрація σ_y збільшується до 4,5 – 5,0 одиниць. Однозначно в цих літо-типах утворюються обширні зони знеміцнення порід подошви на глибину до 12 – 13 м і за падінням – аж до площини зміщувача Брагинівського скиду. Крім цього, безпосередньо під штреком діють розтягуючі $\sigma_y = 1,3$ МПа на глибину до 3,0 – 3,5 м, які провокують активне розшарування порід безпосередньої подошви.

Отже, за фактором дії вертикальних напружень σ_y , можна прогнозувати інтенсивний зсув порід подошви, що має як косо направлений вектор у порожнину виробки, так і вертикальний напрямок, що зумовлює підвищене здимання в 151 бортовому штреку.

З боку виробленого простору поле σ_y в районі розміщення 151 бортового штреку різко змінює параметри свого розподілу в плані утворення обширних зон розвантаження. Так, з боку виробленого простору 151 лави зона розвантаження рівня $\sigma_y / \gamma H = 0,10 - 0,34$ утворюється вже в аргіліті основної покрівлі на висоті 24 – 31 м і відстоїть за підняттям пласта C_6 на відстань 7 – 13 м від межі штреку. У потужному пісковіку, що залягає нижче, зона розвантаження зазначеного рівня утворюється в районі контакту блоків із розповсюдженням за висотою до 3,5 м і за підняттям до 3,8 м. Далі за підняттям у пісковіку діє обмежена зона концентрацій стискних σ_y (зумовлена контактними напруженнями за взаємного повороту двох сусідніх блоків пісковика), і на відстані понад 12 м (за підняттям) з'являються вже розтягуючі $\sigma_y = 1 - 3$ МПа, які активізують розшарування не лише пісковика, аргіліту, що залягає нижче, а також і пласта C_6^1 . У породах міжпластя пластів C_6^1 і C_6 зона повного розвантаження ($\sigma_y = 0$) наближається до контуру 151 бортового штреку і в аргіліті безпосередньої покрівлі виходить на контур виробки з утворенням асиметрично розміщеного склепіння природної рівноваги на всю потужність аргіліту, що залишилася. У подошві пласта C_6 зона повного розвантаження також виходить на контур штреку в аргіліті та розповсюджується нижче за глибиною до 10 – 11 м з відступом (від контуру виробки) за підняттям на 3 – 9 м.

Таким чином, з боку виробленого простору утворюється обширна зона розвантаження з появою невеликих розтягуючих σ_y , що разом з дією послаблюючих факторів призводить до інтенсивного розшарування і знеміцнення масиву на висоту до 24 – 31 м і глибину до 10 – 11 м. Ці слабостійкі об'єми порід інтенсифікують прояви гірського тиску різного роду: косо направлене та бічне навантаження на кріпильну й охоронну системи штреку, несиметричне здимання порід підшови виробки.

За основною шириною виїмкового стовпа у виробленому просторі зона розвантаження в породах покрівлі розвивається до 40 – 45 м; причому невеликі розтягуючі $\sigma_y = 1 - 3$ МПа з'являються вже на висоті 33 – 35 м і сприяють поділу літотипів на породні шари, що деформуються окремо. Нижче в шарах алевроліту, пісковика й аргіліту аж до пласта C_6^1 (висота 11,8 – 24 м) по ширині виїмкового стовпа періодично виникають зони з $\sigma_y / \gamma H = 0,9 - 1,6$, які близькі до стану недоторканого масиву. Їхня поява пов'язана із взаємодією між собою розпірно-блокових систем у пісковіку й аргіліті, а також із взаємодією блоків пісковіку з відносно цілісними шарами алевроліту й аргіліту зони плавного прогину шарів без порушення суцільності [37 – 39]. Вугільний пласт C_6^1 і породи міжпластя по всій потужності зазнають розтягуючі $\sigma_y = 1 - 5$ МПа, що призводить до розшарування.

Таким чином, за фактором дії компоненти σ_y можна стверджувати, що навантаження на секції механізованого кріплення очисного вибою визначається розшаруванням порід покрівлі як мінімум на висоту до 11 – 12 м. Таке вертикальне навантаження не становить небезпеки для застосовуваних типів комплексів, якщо тільки не будуть утворюватися позаду секцій зависання протяжних породних консолей. Водночас, на окремих ділянках по ширині виїмкового стовпа, включно з крайовими, розшарування порід покрівлі розвивається на висоту до 20 – 25 м, що вже становить небезпеку посадки механізованого комплексу на «жорстку базу».

У породах підшови пласта C_6 (без різких коливань по ширині виїмкового стовпа) діють невеликі розтягуючі $\sigma_y = 1 - 3$ МПа з періодичним переходом у стан повного розвантаження ($\sigma_y = 0$). Ці дані свідчать про помірне, але стабільне підняття порід підшови у виробленому просторі. Найбільш активне розвантаження порід підшови відбувається на крайових ділянках ширини виїмкового стовпа на відстані від 9 – 13 м до виїмкових штреків.

Розподіл вертикальних напружень навколо 151 збірного штреку багато в чому подібний до епюри σ_y навколо 151 бортового штреку, але є низка відмінностей у кількісному плані:

– різко збільшуються розміри зони концентрації $\sigma_y / \gamma H = 3,37 - 3,91$ у віддалених породах покрівлі пласта C_6^1 : тут однозначно відбуватиметься руйнування літотипів (аргіліту й алевроліту, а також частково пісковика) та утвориться обширна зона нестійких порід за висотою – до 20 – 22 м і за підняттям – до 12 – 17 м;

– суттєво обмежується і віддаляється від штреку зона концентрації σ_y в його боці зі сторони недоторканого масиву;

– з'являється зона концентрації σ_y в районі розміщення охоронної конструкції.

Отримані результати дають змогу прогнозувати:

– надзвичайно високий вертикальний гірський тиск на кріплення 151 збір-ного штреку в разі злиття зон знеміцнення у покрівлі пластів C_6^1 і C_6 ;

– зниження косо направленого і бічного навантаження з боку недоторка-ного масиву;

– ріст бічного і косо направленого навантаження з боку виробленого прос-тору.

У підсумку за результатами аналізу розподілу вертикальних напружень σ_y приходимо до очевидного висновку щодо необхідності розробки заходів з підтримання виїмкових штреків, у яких конструктивні рішення по кріпильній та охоронній системах ураховують характер проявів гірського тиску й адаптувалися під нього.

9.4.2 Поле горизонтальних напружень у масиві

Особливості розподілу горизонтальних напружень σ_x (рис. 9.6) навколо 151 бортового штреку характеризуються такими параметрами.

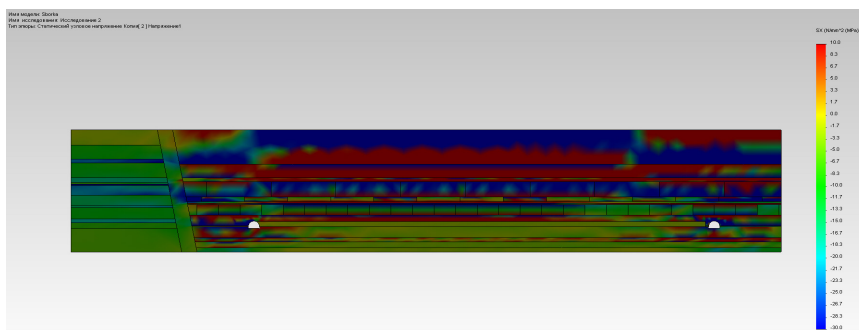


Рис. 9.6. Епіюра горизонтальних напружень σ_x в районі 151 виїмкового стовпа на ділянці після проходу 151 лави

У лежачому боці Брагинівського скиду розподіл σ_x у всіх породних шарах, за винятком двох літотипів, близький до початкового стану недоторканого масиву, що підтверджує раніше сформований висновок (отриманий при аналізі вертикальних напружень σ_y) про різке ослаблення впливу гірського масиву за скидом (лежачий бік) на стан порід навколо виїмкового стовпа після проходу 151 лави. Зазначені два літотипи – це потужний алевроліт порід міжпластя пластів C_6^1 і C_6 , а також алевроліт середньої потужності в основній покрівлі пласта C_6^1 ; їхній прогин можна вважати досить низьким із невеликим перепадом стискних σ_x за потужністю шарів, а підвищені горизонтальні напруження є наслідком їхньої більш високої жорсткості. Причому, для алевроліту в основній покрівлі пласта C_6^1 цьому сприяє опирання на надзвичайно жорсткий шар пісковика, що дає змогу алевроліту, який залягає вище, розвинути суттєві деформації вигину.

Заповнювач порожнини скиду характеризується деякими змінами розподілу σ_x порівняно з епюрою на ділянці виїмкового стовпа поза зоною впливу очисних робіт. Переважно по більшій частині висоти заповнювача скиду діє поле σ_x , близьке до початкового стану недоторканого масиву. Лише в районі розташування вже зазначених породних шарів алевроліту з'являються зони концентрацій стискних σ_x , до яких зверху прилягають зони розтягуючих $\sigma_x = 1 - 7$ МПа. Механізм розвитку цього процесу вже було пояснено раніше; тут слід зазначити, що заповнювач, який легко деформується, дає змогу відносно незалежно вигинатися породним шарам висячого боку Брагинівського скиду. Це, у свою чергу, зумовлює стиск торцями шарів (за їхнього вигину) деякого об'єму заповнювача (концентрація σ_x), а в порожнині, що утворюється вище, відбувається розвантаження заповнювача з появою розтягуючих σ_x .

Отже, дві виявлені особливості малосуттєвої зміни поля σ_x в лежачому боці Брагинівського скиду і періодичних (за висотою) чергувань зон концентрацій напружень стиску і розтягу в заповнювачі порожнини скиду, який легко деформується, підтверджують раніше зроблений висновок (отриманий при аналізі розподілу вертикальних напружень σ_y), що після проходження 151 лави вуглевмісний масив навколо виїмкового стовпа веде себе досить незалежно від наявності на його межі Брагинівського скиду.

На ділянці висячого боку Брагинівського скиду між площиною зміщувача та 151 боровим штреком інтенсивність вигину породних шарів збільшується, що зумовлено дією двох факторів: з одного боку, слабкий вплив порід лежачого боку скиду; з іншого, – різко зрослі деформаційні здібності розпірно-блокових систем і частково порушених порід на ділянці виробленого простору 151 виїмкового стовпа.

Так, навіть у найвіддаленішому (висота C_6 від пласта понад 33 м) вельми потужному алевроліті чітко прослідковується інтенсивний його вигин у бік пласта C_6 ; у верхній частині потужності розтягуючі σ_x сягають 5 – 8 МПа (у 2,5 – 4 рази вище за опір аргіліту розтягу), у нижній частині потужності стискні σ_x збільшуються до 25 – 35 МПа (в 1,2 – 1,7 разів вищі за розрахунковий опір стиску). Це зайвий раз підкреслює той факт, що заповнювач порожнини скиду, який легко деформується, є «слабкою опорою» для породних шарів і перетворює їхню схему навантаження (під впливом вертикального гірського тиску) у напрямку нежорсткого консольного защемлення. Такому виду навантаження сприяє підвищена деформованість частково порушених нижніх породних шарів. Однак розглянутий літотип зберігає свою стійкість завдяки цілісній серединній ділянці за потужністю шару.

Аналогічна ситуація інтенсивного вигину (розтяг у верхній частині потужності літотипу, висока концентрація стискних – у нижній частині) спостерігається і в нижніх шарах аргіліту, алевроліту й пісковика аж до пласта . Але в аргіліті й алевроліті відбувається потоншення серединної цілісної частини до такої міри, що можна прогнозувати їхнє руйнування із втратою стійкості.

Потужний шар пісковика тріщинами розриву поділяється на блоки й утворюється розпирна система з підвищеною деформованістю, завдяки чому концентрації стискних σ_x , навіть якщо сягають значень опору стиску пісковика, то розповсюджуються лише до 20 – 25% його потужності. Тому можна припустити, що розпирно-блокова система в пісковіку зберігає стійкість і сприймає вагу знеміцнених верхніх порід.

Породи міжпластя пластів C_6^1 і C_6 знаходяться в різному ступені знеміцнення. Алевроліт із розпирно-блоковою структурою, що залягає вище, зазнає розтяг у верхній частині своєї потужності і стиск – у нижній частині. Але його серединна зона (близько 40 – 50% потужності) зберігає цілісність і алевроліт, імовірно, знаходиться у стійкому стані, чому також сприяє захисна дія пісковика, що залягає вище. Потужний аргіліт, що залягає нижче (який представляє безпосередній і ближній шар основної покрівлі пласта C_6), піддається дії більш інтенсивних розтягуючих ($\sigma_x = 5 – 15$ МПа) і стискних ($\sigma_x = 25 – 35$ МПа) напружень, що призводить до його руйнування на переважній частині потужності шару. Також найбільш імовірним є руйнування пласта C_6 .

У породах підосви на даній ділянці висячого боку спостерігається інтенсивний вигин породних шарів, що становить по глибині 11,2 м. Деформації вигину направлені вгору до пласта C_6 і вони більш значущі порівняно з тими для ділянки виїмкового стовпа поза зоною впливу очисних робіт. Цей факт є цілком закономірним, оскільки стан порід підосви багато в чому визначається активністю зсувів надвугільної товщі, а вона у висячому боці Брагинівського скиду помітно посилилася після проходу 151 лави.

За величиною розтягуючих і стискних σ_x можна прогнозувати знеміцнення порід підшви на глибину 8,2 – 9,5 м, що зумовлює розвиток активних переміщень по косо направлених і вертикальних векторах і, як наслідок, – інтенсивного асиметричного здимання переважно з боку Брагинівського скиду.

Що стосується формування навантаження у покрівлі пласта C_6 , то також очікується суттєвий гірський тиск по вертикальному та косо направленому вектору. Бічний гірський тиск має переважний розвиток з боку Брагинівського скиду.

При віддаленні від Брагинівського скиду (за підняттям) на крайовій ділянці ширини виїмкового стовпа відзначається зміна знаку кривизни вигину шарів як у покрівлі, так і підшві пласта C_6 . Причому, для 151 бортового штреку зона перегину шарів розташовується практично над його контуром, а для 151 збірного штреку зона перегину шарів зміщена у вироблений простір до 22 – 34 м. Згідно з дослідженнями [36, 38] області зміни знаку кривизни вигину шарів характеризують протяжність завислих (або зі слабкою підпорою, як у нашому випадку) породних консолей, що створюють не тільки вертикальний, а й косо направлений гірський тиск. Тому слід прогнозувати підвищений гірський тиск саме для 151 збірного штреку порівняно зі 151 бортовим штреком.

У цьому полягає перша значуща відмінність стану масиву навколо виїмкових штреків. Друга відмінність полягає у більшій площі зони знеміцнених порід з боку Брагинівського скиду для 151 бортового штреку порівняно з такою самою бічною зоною (у зоні бічного опорного тиску) для 151 збірного штреку, з чого робиться висновок про відносно знижене бічне навантаження на кріплення збірного штреку.

По основній ширині виїмкового стовпа сформовано надзвичайно високу зону знеміцнення (за фактором дії σ_x) порід покрівлі до 30 – 42 м. Але також наявні два літотипи – алевроліт потужністю 5,0 м і пісковик потужністю 8,0 м, що частково зберігають стійкість та передають зменшене вертикальне навантаження на нижні породні шари. З іншого боку, цю ситуацію змодельовано вже на відстані позаду 151 лави, де відбувається стабілізація зсувів надвугільної товщі і характерний максимальний розвиток зон знеміцнення. Тому ці зони матимуть менші розміри безпосередньо позаду огороження секцій механізованого кріплення і, відповідно, створюватимуть знижене навантаження. Однак слід підкреслити, що дія підвищених горизонтальних напружень різних знаків через глибину ведення гірничих робіт на горизонті 510 м може призвести до формування такого навантаження, яке створює аварійну ситуацію посадки механізованого комплексу на «жорстку базу». Таку ймовірність виключати не можна і необхідно передбачити відповідні техніко-технологічні заходи щодо безаварійного ведення очисних робіт.

9.4.3 Особливості розподілу інтенсивності напружень

Ступінь знеміцнення літотипів і загальну оцінку їхнього стану (стійкий, нестійкий) виконано за інтегральним параметром – інтенсивністю напружень σ (рис. 9.7). У лежачому боці Брагинівського скиду, як і слід було очікувати, у більшості літотипів спостерігається досить рівномірний розподіл σ на рівні, близькому до початкового стану недоторканого масиву ($\sigma = 3 - 8$ МПа), що в кілька разів менше за розрахунковий опір стиску найменш міцних аргілітів і алевролітів. Лише у двох більш міцних шарах алевроліту основної покрівлі пластів C_6^1 і C_6 має місце збільшення σ до 11 – 15 МПа, але ці значення однаково далекі від міцнісних характеристик даних літотипів. Тому в межах розмірів моделі весь масив лежачого боку Брагинівського скиду знаходиться у стійкому (домежовому) стані, що зайвий раз підтверджує раніше сформульований висновок про несуттєвий вплив Брагинівського скиду на вуглепородний масив навколо виїмкового стовпа на ділянці після проходу 151 лави.

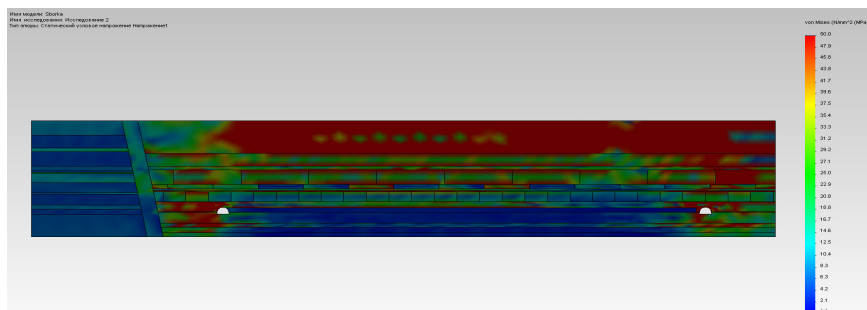


Рис. 9.7. Епюра інтенсивності напружень σ в районі 151 виїмкового стовпа на ділянці після проходу 151 лави

У межах модельованої висоти та за потужністю заповнювача Брагинівського скиду має місце розподіл σ також досить помірної величини. Так, на рівні безпосередньої покрівлі та підшви пласта C_6 значення інтенсивності напружень мінімальні – $\sigma = 2 - 6$ МПа; на рівні основної покрівлі пластів C_6^1 і C_6 відбувається періодичний ріст $\sigma = 10 - 17$ МПа; такі значення, безумовно, руйнують заповнювач порожнини скиду та його демпфуючі властивості ще більше зростають.

Отже, знеміцнення заповнювача порожнини Брагинівського скиду ще більше ізолює його лежачий бік від висячого і можна стверджувати про практичну відсутність впливу скиду на стан масиву навколо виїмкового стовпа на ділянці після проходу 151 лави.

Зона за підняттям пласта C_6 між площиною змішувача Брагинівського скиду і 151 бортовим штреком піддана вельми неоднорідному розподілу інтенсивності напружень:

– найбільш віддалені в покрівлю потужні шари аргіліту й алевроліту піддаються дії помірних $\sigma = 8 - 20$ МПа, що не перевищують значень їхнього розрахункового опору стиску, і з цієї причини на відстані 20 – 22 м від площини змішувача стан цих літотипів оцінюють як доволі стійкий;

– над самим 151 бортовим штреком σ зростає до руйнівних величин 35 – 45 МПа, а з боку виїмкового стовпа – до 50 – 55 МПа; ці доволі значні об'єми порід переходять у нестійкий стан, але вони вельми віддалені (до 24 – 35 м) від штреку, а над ним частина літотипів, що залягають нижче, знаходиться у цілісному стані;

– шар алевроліту середньої потужності, що залягає нижче, повністю зруйнований практично впродовж усього проміжку від Брагинівського скиду до вертикалі по контуру виробки, а над самим 151 бортовим штреком частково зберігає цілісність;

– у потужному пісковіку, що залягає нижче, ситуація змінюється: від виробки до Брагинівського скиду здебільшого за його потужністю зберігається цілісний стан; над 151 бортовим штреком формується частково знеміцнена зона у формі склепіння, а далі за підняттям серединна частина потужного пісковика стійка;

– у міру наближення (за висотою) до штреку знеміцненню піддаються тільки верхні частини літотипів (аргіліт, алевроліт і пласт C_6^1); решта їхньої потужності знаходиться або в граничному, або в домежовому стані; над 151 бортовим штреком у цих літотипах утворюється зона знижених σ (менше від опору порід стиску) висотою до 17 м і шириною до 12 – 20 м, яка за формою нагадує склепіння природної рівноваги;

– з боку виїмкового стовпа картина розподілу σ досить схожа на вищеписану з тією лише різницею, що зони знеміцнення виникають у нижніх частинах потужності літотипів, а в породах міжпластя пластів C_6^1 і C_6 в безпосередній покрівлі пласта C_6^1 знижені σ не здатні порушити цілісність порід.

Таким чином, особливості розподілу інтенсивності напружень в основній покрівлі дають змогу прогнозувати:

– почасти асиметричний розподіл навантаження на кріпильну систему 151 бортового штреку з максимумом з боку Брагинівського скиду;

– підвищене косо направлене і знижене вертикальне навантаження.

У безпосередній покрівлі пласта C_6 утворюється обширна зона знеміцнення на всю потужність аргіліту і за падінням – майже до Брагинівського скиду; на цій ділянці знеміцненню піддається також пласт C_6 , що формує значне бічне навантаження з боку скиду.

Породи безпосередньої та основної підшви знеміцнені (включно з пісковиком середньої потужності) на відстань за падінням 12 – 21 м, а за глибиною розповсюджуються до 8 – 11 м. Водночас породи підшви з боку виробленого простору розвантажені та зберігають свою цілісність. Отже, можна очікувати інтенсивного косо направленного здимання з боку Брагинівського скиду.

Прогнозуючи загалом гірський тиск у районі 151 бортового штреку, слід очікувати на розвиток інтенсивних косо направленного і бічного навантажень, а також здимання з боку Брагинівського скиду; косо направлене навантаження з боку відпрацьованої частини виїмкового стовпа дещо менше, але вельми суттєве, а над виробкою передбачено знижений вертикальний гірський тиск.

По ширині відпрацьованої частини 151 виїмкового стовпа розподіл σ має крайню неоднорідність за вертикальною координатою y . Так, найбільш віддалений в основну покрівлю потужний алевроліт піддається руйнуванню за винятком локальних ділянок. Цей результат розрахунку з'явився через підвищену деформованість літотипів, що залягають нижче, особливо там, де утворюються розпірно-блокові системи, а також у зв'язку з утворенням порід зони безладного обвалення. У реальній ситуації потужний алевроліт буде поділятися на блоки та шари тріщинами розриву, набуває підвищеної деформованості з одночасним розвантаженням від надмірного гірського тиску; водночас його потужність (до 18 м) дає змогу завдяки силам розпору між породними блоками зберегти стійкість з досить високою реакцією протидії гірському тиску.

Шари аргіліту й алевроліту, що залягають нижче, і особливо потужний пісковик знеміцнюються тільки частково – на 30 – 55% своєї потужності; решта цілісної частини літотипів дає змогу їм зберегти стійкість. Тому навантаження на механізоване кріплення визначається здебільшого вагою порід міжпластя пластів C_6^1 і C_6 (висотою до 11 – 12 м), і з цим вертикальним гірським тиском цілком справляються кріплення типу КД-80 або КД-90 та аналогічні їм за своїми технічними характеристиками.

Стан масиву навколо 151 збірного штреку дещо відрізняється від такого для 151 бортового штреку:

- зони, що формують косо направлене навантаження з боку виїмкового стовпа, приблизно рівнозначні;
- над самим 151 збірним штреком з'являються зони нестійких порід, що створюють вагоме вертикальне навантаження на кріпильну систему, а найбільшою мірою (до 1,5 – 2,2 разів) збільшуються зони знеміцнення, що формують косо направлене навантаження з боку недоторканого масиву;
- бічне навантаження з боку недоторканого масиву знижується, але збільшується з боку виробленого простору;
- також зменшується асиметрія та інтенсивність здимання порід підшви.

Загалом, за підсумками аналізу НДС вуглевмісної товщі необхідно вказати на обов'язковість оцінки стану кріпильної й охоронної систем 151 збірного штреку та їхнього вдосконалення відповідно до характеру проявів гірського тиску.

Висновки

За результатами викладених досліджень сформовано низку висновків, що стосуються особливостей НДС гірського масиву в зоні впливу Брагинівського скиду.

1. Обґрунтовано положення отримання адекватних і надійних результатів розрахунку НДС геомеханічної системи, що дають змогу відобразити всі необхідні параметри моделі поведінки вуглевмісного масиву.

2. Ділянка 151 виїмкового стовпа поза зоною впливу очисних робіт характеризується такими особливостями поведінки гірського масиву:

– за фактором дії вертикальних напружень σ_y вплив Брагинівського скиду малопомітний, а підвищена глибина ведення гірничих робіт створює передумови для активізації розшарувань і знеміцнення породних об'ємів на значні відстані від пласта C_6 , що сприяє розвитку підвищеного гірського тиску на кріплення очисного комплексу і кріпильні конструкції виїмкових штреків;

– за фактором дії горизонтальних напружень виявлено схожість закономірностей вигину породних шарів вуглевмісної товщі (за підняттям пласта) з відомою гіпотезою «хвилі тиску» Вебера, Немчика, Шпакелера; схожість хвильового характеру вигину породних шарів з регулярною зміною їхнього знаку кривизни провокує Брагинівський скид;

– за фактором дії інтенсивності напружень σ виявлено обширні зони знеміцнених порід навколо обох штреків, які формують підвищений і різновекторний гірський тиск. Тому гірничо-геологічна ситуація загалом (навіть за відсутності впливу очисних робіт) характеризується як проблемна, особливо в частині підтримання 151 збірного штреку для повторного використання; тут необхідні заходи щодо посилення кріпильної конструкції виїмкових виробок відповідно до характеру проявів гірського тиску.

3. На ділянці виїмкового стовпа після проходу 151 лави НДС прилеглого масиву суттєво змінюється: підвищена деформаційна спроможність зон безладного обвалення та шарнірно-блокового зсуву над виробленим простором у поєднанні із заповнювачем Брагинівського скиду, що легко деформується, потужністю 7 м «ізолюють» породи його лежачого боку (НДС наближається до початкового стану недоторканого масиву без значущих аномалій гірського тиску); сам вплив скиду різко знижується, а головними факторами є очисні роботи та підвищена глибина (510 м) їх ведення.

4. За фактором розподілу вертикальних напружень σ_y , виявлено, що навколо 151 бортового і 151 збірному штреків утворюються обширні зони масиву, що розшаровується і знеміцнюється, зумовлені дією бічного опорного тиску і зон розвантаження на крайових ділянках виробленого простору. Прогнозується високий і асиметричний розподіл вертикального, косо направленного та бокового навантаження на кріпильну й охоронну системи виїмкових виробок, що потребує нових технічних рішень щодо повторного використання 151 збірному штреку. Очікується інтенсивне здимання порід підшоши виїмкових штреків як результат підвищеної глибини розробки у поєднанні зі зниженою міцністю аргіліту безпосередньої та основної підшоши, особливо, у вологонасиченому стані.

5. За параметрами розподілу горизонтальних напружень σ_x підтверджується суттєва активізація зсувів надвугільної товщі та підняття порід підшоши на ділянці виїмкового стовпа після проходу 151 лави, що й виділено в головний фактор зміни стану вуглепородного масиву. По ширині виїмкового стовпа знеміцнення порід покрівлі розвивається по висоті до 30 – 42 м, але в породах підшоши локалізується на глибині залягання пісковика (до 8,2 м).

В обох виїмкових штреках прогнозується високий гірський тиск, який має деяку асиметрію з боку зон бокового опорного тиску; аналогічна асиметрія здимання очікується і з боку порід підшоши. У 151 бортовому штреку прогнозується підвищене бічне навантаження (з боку Брагинівського скиду) порівняно зі 151 збірним штреком, а в останньому – підвищений вертикальний і косо направлений гірський тиск у покрівлі.

6. Особливості розподілу інтенсивності напружень σ доводять незалежність (від Брагинівського скиду) деформування порід надвугільної товщі з визначальним впливом тільки очисних робіт у 151 виїмковому стовпі. У плані забезпечення стійкості виїмкових штреків слід врахувати:

– асиметрично розподілені навантаження за різними векторами: вертикальним, косо направленим, бічним і з боку порід підшоши штреків;

– для 151 бортового штреку підвищений гірський тиск розвивається з боку Брагинівського скиду; для 151 збірному штреку – з боку недоторканого масиву;

– прогнозується більш інтенсивне здимання підшоши в 151 бортовому штреку з боку Брагинівського скиду, у 151 збірному штреку – з боку виробленого простору 151 лави;

– очікується підвищений (до 1,5 – 2,2 разів) косо направлений гірський тиск у 151 збірному штреку порівняно зі 151 бортовим штреком.

Активізація гірського тиску зумовлена тільки очисними роботами і глибиною їх ведення; прогнозовані інтенсивні прояви потребують розробки адекватних заходів для підтримання 151 збірному штреку на межі з виробленим простором з метою його повторного використання.

7. Зсув надвугільної товщі по довжині 151 лави обмежує потужний пісковик; при цьому навантаження від ваги нестійких порід не становить небезпеки для механізованих кріплень типу КД-80 або КД-90. Але під час впливу не-

сприятливих факторів вологонасичення втрата стійкості пісковика основної покрівлі загрожує різким збільшенням навантаження з можливістю посадки комплексу на жорстку базу. На таких небезпечних ділянках слід розробити заходи щодо їх безаварійного проходження.

Питання для самоконтролю:

1. У чому полягають основні засади досягнення адекватних та достовірних результатів моделювання геомеханічної системи, що містить виїмкову ділянку шахтного поля та розташоване поряд розривне тектонічне порушення?

2. Перелічіть особливості методики виконання досліджень стану масиву в районі ведення очисних робіт з урахуванням впливу розривного тектонічного порушення.

3. Охарактеризуйте вплив розривного тектонічного порушення на епюру вертикальних напружень поза зоною впливу очисних робіт.

4. У чому полягає вплив скиду на епюру горизонтальних напружень поза зоною впливу очисних робіт?

5. Опишіть вплив скиду на епюру інтенсивності напружень на ділянці поза зоною впливу очисних робіт.

6. Які особливості дії скиду на епюру вертикальних напружень на ділянці відробленого простору?

7. У чому полягає вплив розривного тектонічного порушення на епюру горизонтальних напружень на ділянці відробленого простору?

8. Охарактеризуйте вплив розривного тектонічного порушення на епюру інтенсивності напружень у масиві позаду очисного вибою.

9. Зробіть основні висновки щодо впливу розривного тектонічного порушення на стан масиву в районі ведення очисних робіт.

10. Який рівень впливу розривного тектонічного порушення на прояви гірського тиску в підготовчих виробках попереду та позаду очисного вибою?

10 ПРИНЦИПИ ВІДОБРАЖЕННЯ ЗВ'ЯЗКУ МІЖ НАПРУЖЕННЯМИ ТА ДЕФОРМАЦІЯМИ ГІРСЬКИХ ПОРІД

Наведено загальні відомості про принципи відображення зв'язку між напруженнями та деформаціями стосовно властивостей гірського масиву. Обґрунтовано параметри найбільш вживаних моделей деформування гірських порід та їх механічні характеристики, які використовуються при проведенні обчислювального експерименту. Виконано аналіз теорій міцності гірських порід у ракурсі моделювання їх стану.

Мета – надати студентам низку знань щодо існуючих принципів моделювання зв'язку напружень і деформацій при рішенні задач геомеханіки; ознайомити з сучасними фізичними моделями поведінки порід та відповідними до них основними постановками геомеханічних задач: пружна, пружно-пластична, з урахуванням «повної діаграми деформування», реологічна.

На базі вивчення матеріалу студент повинен вміти:

- розрізнати фізичну сутність постановки задачі щодо моделювання властивостей гірської породи;
- відповідно до властивостей об'єкту досліджень обрати найбільш доцільну фізичну модель поведінки його складових;
- узгоджувати мету досліджень з фізичною моделлю об'єкту, що вивчається за допомогою обчислювального експерименту;
- аналізувати та обґрунтовувати доцільність вибору конкретної теорії міцності чи сполучення декількох з них.

10.1 Загальні відомості

Загальновідомо, що наближені чисельні методи розрахунку НДС будь-якого об'єкта, зокрема найпоширеніший програмний продукт МСЕ, використовують (у своїй більшості) принципи досліджень стрижневих систем, у яких кожний складовий елемент (стрижень) наділяється певним зв'язком між напруженнями σ_i і відносними деформаціями ε_i . Цей зв'язок, виражений у формі рівнянь $\sigma_i(\varepsilon_i)$, визначає фізичний тип розв'язуваної задачі: пружна або пружно-пластична постановка; використання повної діаграми деформації гірської породи з відображенням її граничного та позамежного станів; в'язко-пластична постановка з описом реологічних закономірностей зміни НДС модельованого об'єкта в часі. Основною особливістю вирішення задач геомеханіки скінченно-різницевиими методами є відображення функції $\sigma_i(\varepsilon_i)$ у неявному (до певної міри) вигляді через реалізацію принципу покрокового збільшення напружень і деформацій відповідно до прийнятої апроксимації реальної діаграми $(\sigma_i - \varepsilon_i)$ деформування гірських порід або матеріалу елемента гірничотехнічного об'єкта.

З погляду затребуваності й обчислювального ресурсу найбільш «економними» є геомеханічні задачі в пружній постановці, у яких так звані фізичні рівняння механіки твердого тіла, що деформується, відображають лінійний зв'язок напружень і деформацію. Як коефіцієнт пропорційності напружень σ_i і деформацій ε_i можуть бути використані модулі пружності відповідних гірських порід і кріпильних матеріалів елементів, що становлять геомеханічну систему. Але найчастіше для гірських порід використовують коефіцієнт пропорційності, який називають модулем деформації і який є лінійною апроксимацією реальної діаграми граничного деформування літотипу. Його переваги полягають у врахуванні непружних деформацій породи, які найактивніше проявляються на ділянці наближення стану гірської породи до граничного (стадія руйнування). Безумовно, лінійна апроксимація домежової ділянки діаграми деформування гірської породи не дає змоги оцінити всі особливості перетворень НДС масиву, зумовлених появою пластичних деформацій, але вона дає змогу здійснити їх врахування хоча б в інтергальній формі; а позитивною рисою використання модуля деформації є та ж сама «економія» обчислювального ресурсу.

Ми звертаємо увагу на останню обставину через вагоме значення раціонального використання обчислювального ресурсу саме в задачах геомеханіки:

- досить часто необхідно відображати в геомеханічних моделях великі зони гірничого масиву, розміри яких (особливо в просторовій постановці) можуть сягати кількох сотень метрів; реалізація цього фактору потребує чималого обчислювального ресурсу;

- у шаруватому гірському масиві слід (для підвищення адекватності та достовірності результатів розрахунку) моделювати порушення контактів між суміжними літотипами поблизу гірничотехнічних споруд, а це збільшує затрачований обчислювальний ресурс;

- моделювання різного роду порушень текстури також передбачає ріст необхідного обчислювального ресурсу;

- відображення відносно невеликих за розмірами кріпильних та охоронних конструкцій, очисного обладнання тощо зумовлює залучення додаткового обчислювального ресурсу.

Беручи до уваги зазначені фактори, можна стверджувати, що пружна постановка задачі розширює наші можливості щодо більш адекватного відображення елементів, що становлять геомеханічну модель. Саме з цієї причини найбільш широко використовується фізична модель поведінки гірських порід – лінійний зв'язок між напруженнями і деформаціями.

На користь пружної постановки задачі слід вказати на дію низки інших факторів. Наприклад, загальновідомо, що пружне рішення дає більш екстремальні значення параметрів аномалій НДС навколо гірничотехнічних об'єктів: підвищений рівень концентрацій і збільшений ступінь розвантаження компонент напружень наряду з розширенням зон їхнього поширення. Отже, пружне рішення забезпечує певний запас надійності розрахунків порівняно з

іншими фізичними моделями стану гірських порід і гірничотехнічних споруд.

Інший фактор, що ґрунтується на досвіді проведення порівняльного аналізу рішення однієї й тієї самої задачі в пружній і пружно-пластичній постановках: у багатьох випадках відмінності в параметрах полів розподілу компонент напружень не такі суттєві, ними можна нехтувати в межах допустимої похибки гірничотехнічних розрахунків, але заощадивши при цьому значний обсяг обчислювального ресурсу. Це зумовлено тим, що найчастіше області виникнення суттєвих пластичних деформацій локалізуються в обмежених об'ємах елементів геомеханічної моделі, що є фундаментальною властивістю пружного стану гірських порід і кріпильних матеріалів.

Крім викладеного можна навести ще одне міркування на користь застосування пружного рішення, сутність якого зводиться до такого. Більшість задач геомеханіки можна вирішувати в пружній постановці у два і більше (за необхідності) етапів. Перший етап визначення пружного розподілу компонент НДС окреслює області моделі, де прогнозується суттєві непружні деформації. У цих областях на другому етапі задаються знижені деформаційні характеристики елементів моделі відповідно до реальних діаграм навантаження матеріалів. Розрахунок НДС на другому етапі є більш точним наближенням моделі до поведінки реального об'єму. За необхідності таку процедуру уточнення НДС можна повторити без обмежень, але загалом два-три розрахунки геомеханічної моделі у пружній постановці за сумарними витратами обчислювального ресурсу виявляться вигіднішими, якщо порівнювати їх із рішенням тієї самої задачі у пружно-пластичній постановці.

Таким чином, за сукупністю вищевикладеного вважаємо обов'язковим всебічне обґрунтування необхідності рішення задач геомеханіки в непружних постановках і тільки там, де без урахування пластичного або в'язко-пластичного деформування елементів моделі обійтися неможливо для отримання адекватних і достовірних результатів розрахунку.

Згадані непружні постановки задач набагато складніші й затратніші в часі виконання обчислювального експерименту, оскільки потребують покрокового розрахунку НДС під час приросту напружень і деформацій на задану малу величину.

Для пружно-пластичної задачі в більшості рішень використовують так звану білінійну апроксимацію реальної діаграми « $\sigma_i - \varepsilon_i$ », сутність якої визначається назвою:

– моделюються дві лінійні ділянки функції $\sigma_i(\varepsilon_i)$;

– перша ділянка має діапазон зміни σ_i від нуля до значення σ_{cm} межі міцності породи на стиск (зазвичай); на цій ділянці використовуються пружні деформаційні характеристики гірських порід і кріпильних матеріалів;

– на другій ділянці, починаючи від величини σ_{cm} і до максимуму σ_i , використовується коефіцієнт пропорційності, який на один і більше порядків нижчий, ніж відповідні пружні характеристики; ця ділянка відображає

квазіпластичний перебіг гірських порід і матеріалів і, як правило, не допускає появу значних максимумів σ_i через низькі величини коефіцієнтів пропорційності σ_i і ε_i .

Набагато рідше трапляються спроби більш точного відображення реальної діаграми « $\sigma_i - \varepsilon_i$ » набором коротких кусочно-лінійних функцій. Такий підхід різко збільшує витрати часу розрахунку й обчислювального ресурсу.

Щодо в'язко-пластичної фізичної моделі поведінки здебільшого гірських порід загальновідомі великі труднощі вирішення таких задач геомеханіки навіть для відносно простих у геометричному плані об'єктів моделювання. Тут використовуються реологічні функції зв'язку σ_i і ε_i з набором емпіричних коефіцієнтів, характерних для даного літотипу і визначених на основі комплексів витратних експериментальних досліджень повзучості гірських порід. Однією з найважливіших позитивних особливостей реологічних задач геомеханіки є «монополія» відображення, наприклад, посування очисних робіт, де кінематика зміни положення об'єктів у просторі та часі накладається на відповідні зміни НДС у режимі реального часу. Такий клас задач геомеханіки надзвичайно складний, але тільки він має потенційну можливість дати адекватну оцінку параметрам стану об'єктів у часі їхнього функціонування.

Підбиваючи попередні підсумки, зазначимо, що будь-яка фізична модель гірничотехнічного об'єкта, який вивчають, має право на існування, але в прагненні отримати прийнятні остаточні результати ми маємо зважено підходити до її вибору щодо пошуку компромісу між нашими обчислювальними можливостями та ступенем адекватності відображення реального геомеханічного процесу або гірничотехнічного об'єкта.

10.2 Моделювання діаграм деформування гірських порід

Розглянемо найпоширеніші (під час моделювання МСЕ) діаграми деформування гірських порід і кріпильних матеріалів, які відображають прийнятий фізичний зв'язок напружень σ_i та деформації ε_i . Як згадувалося раніше, найпростіша і найдоступніша функція $\sigma_i(\varepsilon_i)$ – лінійна з використанням коефіцієнта пропорційності у вигляді модуля пружності або модуля деформації. Для цієї фізичної моделі узагальнений закон Гука виражається класичною системою рівнянь

у гірничотехнічній літературі. Дані за механічними характеристиками кріпильних матеріалів відбираються за відповідними довідковими джерелами.

Перелічені рекомендації стосуються вибору модуля пружності гірських порід, інформація щодо значень якого наводиться практично повсюдно в різних джерелах. Набагато важче знайти інформацію щодо величин модуля деформації гірських порід. Для цього зазвичай використовуються конкретні результати випробувань, оформлені у вигляді відповідних діаграм « $\sigma_i - \varepsilon_i$ » для того чи іншого джерела, що залягає поблизу гірничотехнічного об'єкта.

При випробуваннях на так званих жорстких пресах (рис. 10.2), що дають змогу визначити повну діаграму деформування гірської породи (з урахуванням граничного і позамежного станів), є можливість чітко встановити межу міцності на одновісний стиск σ_{cm} і відповідну цьому значенню відносну деформацію ε_{cm} ; тоді модуль деформації розраховується за формулою

$$E = \frac{\sigma_{cm}}{\varepsilon_{cm}} . \quad (10.2)$$

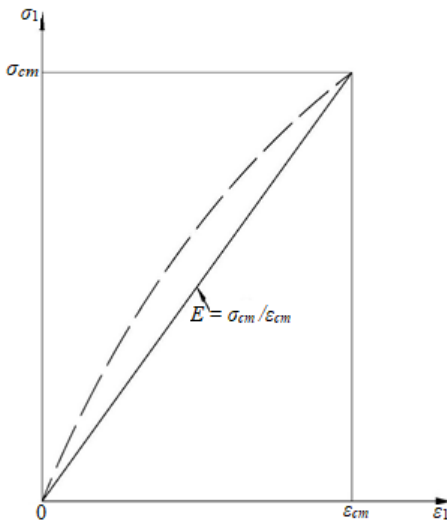


Рис. 10.2. Залежність σ_{cm} від ε_{cm} при випробуваннях на жорстких пресах

Якщо дослідження механічних властивостей гірських порід проводять на звичайних пресах, то фіксація ε_{cm} у момент руйнування зразка вельми складна. Тоді напруження σ_1 доводять до рівня $\sigma_1 = (0,90 - 0,95)\sigma_{cm}$ і для цього значення знімають показники ε_1 , а модуль деформації розраховують за тією ж формулою (10.2), в яку підставляють величини σ_1 і ε_1 , близькі до моменту настання граничного стану гірської породи. У цьому випадку модуль деформації виявляється дещо більшим, але різниця у величинах цілком допустима для гірничотехнічних розрахунків.

Слід зазначити, що інформація у вигляді набору діаграм « $\sigma_i - \varepsilon_i$ » для конкретних літотипів, які залягають навколо гірничотехнічного об'єкта, вельми обмежена, і рідко вдається її знайти для виконання конкретного обчислювального експерименту. Тому на основі аналізу наявних досліджень механічних властивостей гірських порід вуглевмісної товщі систематизовано узагальнені рекомендації. За відомого значення модуля пружності гірської

породи її модуль деформації знижується для пісковиків на 10–20%, алевролітів – на 20–30%, аргілітів – на 40-50%. Ці відомості є наближеними, але вони дають змогу врахувати непружну складову поведінки гірської породи при рішенні задачі розрахунку НДС у пружній постановці.

Що стосується поведінки матеріалів кріпильних елементів, то тут необхідно зазначити таке. Металеві кріпильні конструкції мають властивості звичайних вуглецевих сталей при досягненні границі текучості σ_m переходити в практично ідеальний пластичний стан, де непружні деформації багаторазово перевищують пружні з подальшим їхнім ростом на стадії зміцнення сталі. Тут лінійність діаграми « $\sigma_i - \varepsilon_i$ » не є коректною, оскільки такий принцип визначення модуля деформації призводить до його зниження на один-два порядки й суттєво спотворює пружні властивості сталі на ділянці до граничного стану. Тому рекомендується в розрахунках НДС використовувати модуль пружності металевих конструкцій, а в разі перевищення напружень величини σ_m окреслюються ділянки настання пластичного стану цих кріпильних елементів і формулюються відповідні висновки щодо необхідності їх посилення на виявлених небезпечних ділянках.

Аналогічні дії рекомендують здійснювати і з дерев'яними кріпильними конструкціями, оскільки їхня поведінка за межами пружності характеризується слабкопрогнозованими процесами втрати стійкості, вигину з руйнуванням або зім'яттям з різким збільшення модуля деформації. Для таких кріпильних конструкцій перевищення напружень над міцнісними характеристиками слугує сигналом для зміни їхніх параметрів до моменту досягнення граничного стану матеріалу. При цьому доречно нагадати, що пружний зв'язок σ_i і ε_i дає завищені концентрації компонент НДС, що можна розглядати як деякий запас надійності розрахунків.

Більш об'єктивною, але й складнішою є діаграма деформування гірських порід, яка безпосередньо враховує пластичну складову деформацій (рис. 10.3), і це врахування найчастіше здійснюється шляхом використання так званої білінійної апроксимації.

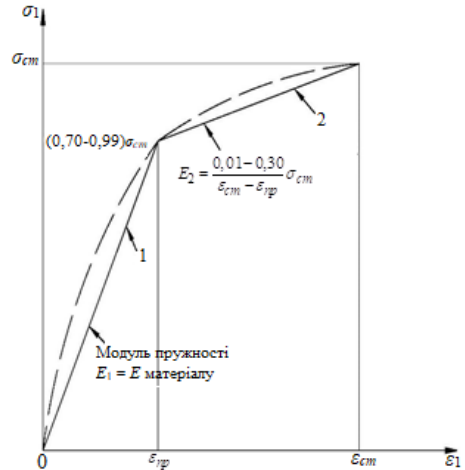


Рис. 10.3. Діаграма деформування гірських порід з урахуванням пластичної складової

Така діаграма « $\sigma_i - \varepsilon_i$ » якісніше описує навантаження порід, що мають яскраво виражені пластичні властивості. Також білінійна діаграма досить точно моделює площадку текучості сталей і втрату стійкості дерев'яних кріпильних конструкцій. Ця діаграма складається з двох лінійних ділянок 1 і 2. Ділянка 1 відображає квазіпружне деформування гірської породи і залежно від її літотипу може розповсюджуватися до величин $\sigma_1 = (0,70 - 0,75)\sigma_{cm}$; для пісковиків рекомендується верхня межа діапазону в 95% від σ_{cm} ; для алевролітів – середні значення близько 80 – 90% від σ_{cm} , а для аргілітів – нижня частина діапазону рівня 70 – 80% від σ_{cm} . Для металевих і дерев'яних кріпильних конструкцій рекомендується межу пружної ділянки приймати $\sigma_1 = (0,90 - 0,91)\sigma_{cm}$. Коефіцієнт пропорційності на ділянці 1 відповідає модулю пружності ($E_1 - E$) даної гірської породи або матеріалу кріпильних конструкцій; на ділянці 2 коефіцієнт пропорційності визначається за формулою

$$E_2 = \frac{0,01 - 0,30}{\varepsilon_{cm} - \varepsilon_{np}} \sigma_{cm}, \quad (10.3)$$

де ε_{np} – пружна складова відносної деформації

$$\varepsilon_{np} = (0,70 - 0,99) \frac{\sigma_{cm}}{E}. \quad (10.4)$$

Зауважимо, що для металевих кріпильних конструкцій відображення практично ідеальної площадки текучості можна виразити простіше

$$E_2 = 10^{-2} E. \quad (10.5)$$

Іноді робляться спроби збільшити (понад двох) кількість лінійних ділянок для опису реальної діаграми « $\sigma_1 - \varepsilon_1$ », але це здебільшого призводить до ускладнення розрахунків і збільшення тривалості обчислювального експерименту. Водночас, збільшення точності розрахунків не можна визнати суттєвим. Разом з тим зауважимо, що використання білінійної діаграми сприяє зниженню концентрацій НДС в зонах переходу в пластичні стани та зменшенню, таким чином, коефіцієнта запасу розрахунків у плані можливих проявів слабoproгнозованих факторів. Однак врахування непружних деформацій дає змогу наблизити до реальних величин переміщення прилеглого масиву, включно з контуром виробки.

З цього погляду ще адекватнішим відображенням стану прилеглого масиву є використання так званої повної діаграми деформування гірської породи (рис. 10.4), що враховує стадії її знеміцнення і розпушення. Така фізична модель максимально наближає розрахункові значення переміщень масиву, що оточує виробку, до фіксованих величин під час замірів у шахтних

умовах. Апроксимація реальної повної діаграми деформування гірської породи зазвичай здійснюється трьома лінійними ділянками. Перша ділянка відображає пружний стан літотипу з використанням коефіцієнта пропорційності у вигляді модуля пружності E аж до досягнення межі міцності на одновісний стиск ε_{cm} . Друга ділянка ($\varepsilon_1 > \varepsilon_{cm}$) описує так звану стадію знеміцнення гірської породи, на якій її опір стиску знижується до величини σ_{cm}^0 залишкової міцності. Тут використовується коефіцієнт пропорційності, що отримав назву модуль спаду M , який має від'ємну величину по відношенню до E

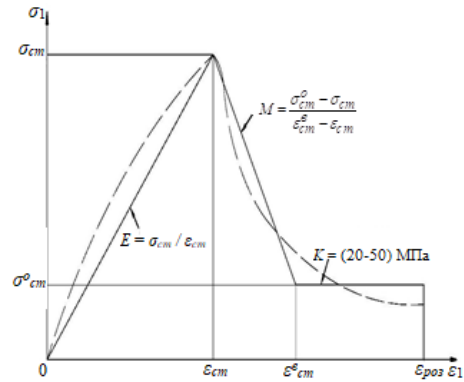


Рис. 10.4. Повна діаграма деформування гірської породи

$$M = \frac{\sigma_{cm}^0 - \sigma_{cm}}{\varepsilon_{cm}^e - \varepsilon_{cm}}, \quad (10.6)$$

де ε_{cm}^e – відносна деформація при зниженні опору гірської породи до величини σ_{cm}^0 .

Значення модуля спаду M залежить від пластичних властивостей гірської породи і є її індивідуальною характеристикою; вона може бути вищою за модуль пружності E (більш крихкі літотипи) або нижчою за E для більш пластичних гірських порід. Остаточний опір стиску σ_{cm}^0 також має деяку кореляцію з крихкими та пластичними властивостями гірських порід, а також їхньою межею міцності на стиск. Так, узагальнюючи результати експериментальних досліджень механічних властивостей гірських порід, можна сформулювати в першому наближенні такі рекомендації: для більш міцних і крихких пісковиків $\sigma_{cm}^0 = (0,05 - 0,10)\sigma_{cm}$; для алевролітів $\sigma_{cm}^0 = (0,15 - 0,20)\sigma_{cm}$; для більш пластичних і менш міцних аргілітів $\sigma_{cm}^0 = (0,20 - 0,25)\sigma_{cm}$.

Третя ділянка повної діаграми відображає стадію розпушення, на якій розвиваються значні деформації $\varepsilon_{роз}$, що багаторазово перевищують, як правило, величини ε_{cm} і ε_{cm}^e . На цій ділянці зниження остаточного опору стиску мінімальне і його можна прийняти постійним ($\sigma_{cm}^0 = const$), але для виключення неоднозначності виконання покрокового розрахунку НДС

необхідно ввести малий коефіцієнт пропорційності K , який і буде характеризувати мінімальне зниження σ_{cm}^0 . На основі аналізу повних діаграм деформування гірських порід рекомендується приймати $K = -(20 - 50)$ МПа; нижня межа цього інтервалу відповідає більш пластичним породам, наприклад, аргілітам, а верхня межа – більш міцним і крихким літотипам, наприклад, пісковикам.

Підбиваючи підсумки аналізу наявних найбільш використовуваних моделей діаграм деформації гірських порід і кріпильних матеріалів, слід підкреслити актуальність детального обґрунтування застосування тієї чи іншої фізичної моделі відповідно до поставленої мети виконання обчислювального експерименту: тут доцільним є пошук компромісу між обчислювальними ресурсами і ступенем адекватності відображення геометричних процесів.

10.3 Принципи врахування дії реологічного фактора у фізичних моделях вуглевмісної товщі

Вивчення поведінки складових геомеханічної моделі в часі розвитку гірничих робіт та експлуатації гірничотехнічних об'єктів є надзвичайно складним завданням, що цілком закономірно позначилося на доволі обмеженій кількості рішень, відомих на даний період аналізу наявних досліджень.

Класичні теорії відокремлюють умовно два прояви реологічного процесу: повзучість деформацій – їхнє збільшення в часі за постійних напружень; релаксація напружень – їхнє зниження в часі за постійних відносних деформацій. Обидва процеси описуються нелінійними закономірностями і тут без покрокового алгоритму розрахунків НДС не обійтися. З урахуванням певної кількості різномірних складових геомеханічної моделі реологічна постановка задачі потребує чималого обчислювального ресурсу, а накопичений досвід її вирішення відзначає нестабільність у вигляді періодичних «відмов» обчислювального процесу.

Однак напрямок вивчення реологічних процесів необхідно розвивати, оскільки їхнє прогнозування в технологіях гірничого виробництва є вельми актуальним через суттєвий вплив на НДС гірського масиву, прояви гірського тиску і стан гірничотехнічних об'єктів. Як приклади, що обґрунтовують актуальність досліджень, можна навести такі. *По-перше*, загальновідома закономірність росту переміщень породного контуру гірничих виробок у часі їх експлуатації, що особливо проявляється в умовах підтримання в слабких породах Західного Донбасу. При цьому спостерігається ріст деформації кріпильних і охоронних елементів через збільшення на них навантаження з боку гірського масиву, що нерідко призводить до втрати експлуатаційного стану виробок. *По-друге*, під час відпрацювання запасів вугілля відбувається постійне посування очисного вибою, під час якого збурення НДС

прилеглому масиву (зони фронтального і бічного опорного тиску, зони розвантаження) поширюються на дедалі нові об'єми вуглевмісної товщі, а в часі відбуваються дедалі нові зміни стану гірських порід. *По-третє*, циклічне посування очисного вибою змінює навантаження на секції кріплення очисного комплексу, а його тривала зупинка сприяє росту гірського тиску. Можна навести й низку інших прикладів задач геомеханіки, де необхідно враховувати реологічний фактор.

Складність вирішення таких задач зумовлена не тільки нестабільністю покровового розрахунку і необхідністю поєднання статичного визначення НДС і кінематики руху окремих гірничотехнічних об'єктів; виникають труднощі зі встановленням реологічних характеристик гірських порід у зв'язку з обмеженістю кількості їх експериментальних випробувань у часі навантажування. Переважна кількість таких випробувань проведена для вивчення процесу повзучості гірських порід, де визначають залежність зміни відносної деформації в часі t і, як правило, здійснюють одновісне навантаження, за якого встановлюють графік функції $\varepsilon_1(t)$. У багатьох сучасних комп'ютерних програмах реологічну модель тіла описують узагальненим рівнянням повзучості вигляду

$$\varepsilon_1(t) = \varepsilon_{np} + c_1 \sigma_1^{c_2} t^{c_3}, \quad (10.7)$$

де ε_{np} – пружна складова відносної деформації для використовуваної апроксимації (фізичної моделі) діаграми « $\sigma_1 - \varepsilon_1$ » деформування гірської породи;

t – час навантажування породного зразка;

c_1 , c_2 і c_3 – коефіцієнти апроксимації експериментально встановлених діаграм повзучості « $\varepsilon_1 - t$ ».

Вигляд рівняння (10.7) відрізняється від відомої апроксимації (для гірських порід) проф. М.І. Розовського [88] рівняння спадкової повзучості акад. Ю.М. Работнова [89]. Однак підбором коефіцієнтів c_1 , c_2 і c_3 вдається досить точно описати експериментальну діаграму повзучості конкретного літотипу за відповідними критеріями подібності Фішера [90, 91].

На жаль експериментальних даних про випробування зразків різних гірських порід на повзучість не так уже й багато, але на прикладі деяких досліджень [80, 81] пояснимо методику визначення коефіцієнтів апроксимації c_1 , c_2 і c_3 у рівнянні (10.7).

Першим етапом є експериментальне визначення залежності $\varepsilon_1(t)$ з побудовою графіків у координатах « $\varepsilon_1 - t$ » для різного рівня навантаження зразків σ_1 гірських порід (рис. 10.5). На схемі показано три значення σ_1 навантаження зразків ($\sigma_1^I < \sigma_1^{II} < \sigma_1^{III}$), які зазвичай оцінюються в частках величини опору породи одновісному стиску σ_{cm} ; але значень

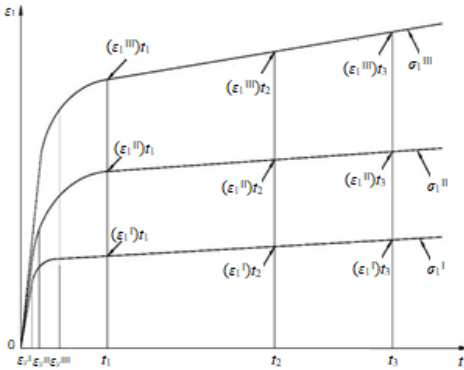


Рис. 10.5. Графіки залежності ε_1 від t для різного рівня навантаження зразків гірських порід

σ_1^j ($j = I, II, III, \dots, K$) може бути й більше: все залежить від заданого обсягу виконання експериментальних досліджень. На графіках $\varepsilon_1(t)$ обирається низка точок із фіксованим значенням часу t_i ($i = 1, 2, 3, \dots, n$) навантаження. Чим більше буде точок $(\varepsilon_1^j)t_i$, тим надійніше визначаються коефіцієнти c_1 , c_2 і c_3 у рівнянні регресії (10.7). Під час формування бази даних на другому етапі статистичного аналізу слід відмежувати пружну деформацію ε_{np}^j зразків від загальної

кількості вимірів $(\varepsilon_1^j)t_i$ для того, щоб виділити окремо власне деформацію повзучості, яку позначимо через

$$\Delta_{t_i}^j = (\varepsilon_1^j)t_i - \varepsilon_{np}^j. \quad (10.8)$$

Після завершення формування бази експериментальних даних настає третій етап досліджень, який полягає у використанні відомих методів кореляційно-дисперсійного аналізу, наприклад, [90, 91] для визначення коефіцієнтів c_1 , c_2 і c_3 у заданому рівнянні (10.7) регресії, зручному для застосування у вирішенні реологічних задач МСЕ.

У підсумку необхідно нагадати, що реологічна постановка задачі вимагає широкомасштабного пошуку вихідних даних у вигляді діаграм повзучості « $\varepsilon_1 - t$ » конкретних літотипів прилеглого гірського масиву (або за відсутності такої інформації – проведення тривалих і витратних експериментальних досліджень процесів повзучості гірських порід) наряду із забезпеченням відповідного чималого обчислювального ресурсу.

10.4 Застосування теорій міцності гірських порід у моделюванні їхнього стану

Розрахунок НДС геомеханічної моделі, як правило, не є кінцевою метою досліджень – зазвичай він необхідний для оцінки стану елементів геомеханічної системи: встановлення нестійких ділянок у прилеглому гірському масиві, прогнозування процесів його знеміцнення та руйнування, параметрів проявів гірського тиску поблизу гірничотехнічних споруд, втрати

стійкості елементів кріпильних та охоронних конструкцій гірничих виробок тощо. Усі перелічені дії неможливі без обґрунтування критеріїв настання граничного або позамежного станів елементів геометричної системи, які в механіці твердого деформівного тіла отримали назву «теорії міцності».

Класичні положення механіки твердого деформівного тіла в питаннях оцінки граничного стану різних об'ємів базуються на історично сформованих чотирьох теоріях міцності, хоча до сьогодні вони зазнали певних модифікацій, але за великим рахунком зберегли свою сутність. Так, «найдавніша» теорія міцності «найбільших нормальних напружень» була сформульована ще в XVII столітті Галілеєм і припускає настання руйнування матеріалу, коли максимальна нормальне напруження σ_1 перевищить відповідну характеристику міцності R . Умова граничного стану має вигляд

$$\sigma_1 = R. \quad (10.9)$$

Незважаючи на її відомі та вагомні недоліки, ця теорія міцності досить добре працює при крихкому руйнуванні під впливом розтягуючих напружень. У зв'язку з цим більшість гірських порід характеризуються саме крихким або псевдокрихким руйнуванням, а яскраво виражені пластичні властивості деяких, здебільшого слабких, літотипів не привносять суттєву похибку через наявність різного роду порушень гірських порід, а особливо їхньої тріщинуватості, що різко посилює властивість крихкого руйнування. Тому, на наш погляд, цю теорію міцності доцільно застосовувати в ділянках гірського масиву, де діють розтягуючі компоненти напружень. Водночас, для металевих і дерев'яних кріпильних та охоронних конструкцій теорія найбільших нормальних напружень не дає достатньо достовірних результатів і її використання не рекомендується.

Друга теорія міцності «найбільших відносних подовжень» (її історичний пріоритет пов'язують із відомим фізиком і механіком Маріоттом) передбачає настання граничного стану матеріалу, коли максимальна відносна деформація перевищить допустиме значення. Умова руйнування матеріалу має вигляд

$$\sigma_1 - \mu(\sigma_2 + \sigma_3) = R, \quad (10.10)$$

де σ_2 і σ_3 – середнє (за величиною) і мінімальне головні напруження по гранях елементарного породного об'єму.

Друга теорія міцності має більшу кількість прихильників, ніж перша, з огляду на низку її переваг, але присутні також серйозні недоліки, особливо, для гірських порід, що не дає змоги рекомендувати цю теорію до використання в задачах геомеханіки.

Третя теорія міцності «найбільших дотичних напружень» (імовірно вперше сформульована Кулоном і Сен-Венаном) основну причину руйнування вбачає в деформаціях зсуву. Ця теорія міцності досить об'єктивно описує поведінку гірських порід у стані, близькому до граничного,

а умова руйнування має вигляд

$$\sigma_1 - \sigma_3 = R, \quad (10.11)$$

яке, по суті, є рівнянням ідеальної пластичності. Тому рівняння (10.11) достовірно описує розвиток деформацій сталі на площадці текучості та поведінку інших матеріалів, що характеризуються високими пластичними властивостями в граничному стані.

Для гірських порід випробування зразків у стані, близькому до граничного, показали одну суттєву відмінність від рівняння ідеальної пластичності, на яку одним із перших звернув увагу Мор: виявляється, що вплив мінімальних нормальних головних напружень σ_3 набагато більший, ніж це визначено формулою (10.11). Більше того, за значень $\sigma_3 = (0,3-0,5)\sigma_1$ більшість гірських порід зруйнувати практично не можливо і причиною тому є внутрішнє тертя. За прямолінійного огинання кіл Мора умова настання граничного стану для гірських порід має вигляд

$$\sigma_1 = \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} \sigma_3 = R, \quad (10.12)$$

де φ – кут внутрішнього тертя гірської породи.

Слід зазначити, що наведений лінійний запис огинаючої кіл Мора є найбільш широко використовуваним у більшості аналітичних рішень задач геомеханіки, і його достатньо обґрунтовано експериментами в ділянці дії стискних напружень. В області розтягуючих напружень з'являється досить значна нелінійність і використання рівняння (10.12) не рекомендується. Для усунення цього недоліку третьої теорії міцності було розроблено низку нелінійних апроксимацій з використанням параболічних і гіперболічних функцій, наприклад, [92, 93] або експоненціальних апроксимацій [53], але вагомого поширення вони не набули. З іншого боку, опір гірських порід розтягу становить у середньому 5 – 20% від опору стиску, і цей факт різко обмежує зону суттєвої нелінійності огинаючих кіл Мора. Крім того, дія розтягуючих напружень спостерігається здебільшого в приконтурних породах, а з віддаленням від виробки (формування великих зон нестійких порід) НДС масиву визначається здебільшого напруженнями стиску, що й обґрунтовує широке застосування рівняння граничного стану гірських порід вигляду (10.12).

У той же час, у програмних продуктах МСЕ лінійна (або будь-яка інша) огинаюча кіл Мора практично не використовуються. Очевидно, це пов'язано з прагненням розробників до максимальної можливої універсальності програм розрахунку НДС для різних галузей господарської діяльності людини. Універсальність передбачає створення критеріїв міцності, позбавлених недоліків попередніх теорій і таких, що враховують дію всіх компонент напружень.

У цьому плані є четверта теорія міцності «потенційної енергії формозміни», яка передбачає відсутність зміни об'єму тіла (під час настання пластичних деформацій) наряду зі зміною його форми. Цю теорію ще називають «теорією октаедричних дотичних напружень», а умова міцності має вигляд

$$\left\{ \frac{1}{2} \left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right] \right\}^{0,5} = R. \quad (10.13)$$

Незважаючи на низку відомих недоліків, ця теорія набула розвитку у формі критерію міцності Губера-Мізеса, де другий інваріант тензора девіатора напружень прирівнюється до міцнісної характеристики матеріалу. Цю теорію міцності широко використовують у МСЕ для визначення інтенсивності напружень σ і подальшого порівняння з межею міцності породи на одновісний стиск σ_{cm} або відповідною міцнісною характеристикою матеріалів елементів кріпильних і охоронних конструкцій.

Обґрунтування підходу до оцінки граничного стану елементів геомеханічної моделі виконано на основі вищевикладеного аналізу відповідних базових теорій міцності стосовно гірських порід і кріпильних матеріалів. Зазвичай просторову геомеханічну модель будують у прямокутних координатах у формі паралелепіпеда з напрямком по вертикалі масиву y і по горизонталі x і z .

Тому зазвичай оперують нормальними компонентами напружень σ_y , σ_x , σ_z та їхніми дотичними складовими τ_{xy} , τ_{xz} , τ_{yz} . Результатами розрахунку НДС є поля розподілу зазначених компонент, а також інтегрального показника – інтенсивності напружень σ , що визначається зазвичай за теорією міцності Мізеса. Їхній аналіз на предмет досягнення граничного стану пропонується виконувати за алгоритмом, що поєднує кілька теорій міцності.

У зонах гірського масиву, де діють розтягуючі напруження хоча б однієї з компонент σ_y , σ_x , σ_z , найбільшою мірою підходить перша теорія міцності, яка дає цілком задовільні результати саме для крихких і псевдокрихких тіл під час дії розтягуючих зусиль. Отже, настання граничного стану гірської породи відбудеться тоді, коли будь-яка з нормальних компонент σ_y , σ_x , σ_z сягне межі міцності на розрив. Але, в цьому твердженні слід враховувати два фактори. Перший – переважна більшість літотипів (особливо поблизу виробки) має дві-три системи тріщин, що знижує їхній опір розтягу аж до нуля. Другий – наряду із дією будь-якої розтягуючої компоненти, інші є здебільшого стискними, що за третьою теорією міцності різко знижує опір гірських порід до розтягу. З огляду на дію обох факторів можна припустити зменшення опору гірської породи практично до нульового значення і з деяким запасом надійності розрахунків цілком обґрунтовано записати умову руйнування у вигляді

$$\sigma_y = 0, \sigma_x = 0, \sigma_z = 0, \quad (10.14)$$

тобто, гірська порода піддається відриву або розшаруванню в разі досягнення будь-якою нормальною компонентою нульового значення в елементарному породному об'ємі, що розглядається.

Для матеріалів кріпильних і охоронних конструкцій умова (10.14) граничного стану не застосовується.

Загальновідомо, що контакти суміжних літотипів характеризуються зниженими властивостями міцності. Порушення контактів сприяє зниженню стійкості гірського масиву, а саме розшарування за площиною нашарувань є однією з форм порушення цілісності досліджуваного породного об'єму. Для оцінювання ймовірності руйнування контактів суміжних літотипів найадекватнішою є третя теорія міцності з використанням прямолінійного огинання кіл Мора.

Встановлення розмірів областей граничного стану гірського масиву під час дії напружень стиску здійснюється за теорією міцності Губера-Мізеса шляхом порівняння величини інтенсивності напружень σ з відповідною межею міцності порід на одновісний стиск σ_{cm}

$$\sigma = \sigma_{cm}. \quad (10.15)$$

Цей самий критерій використовується для виявлення зон граничного стану в кріпильних і охоронних конструкціях.

Таким чином, оцінювання поведінки складових геомеханічної моделі виконують комплексно за кількома теоріями міцності, а реалізацію викладеного алгоритму буде наведено у відповідних розділах на конкретних прикладах дослідження стійкості гірського масиву, кріпильних і охоронних конструкцій гірничотехнічних об'єктів.

Висновки

Аналіз існуючих принципів моделювання зв'язку напружень і деформацій при рішенні задач геомеханіки дав змогу сформулювати такі висновки.

1. Будь-яка фізична модель досліджуваного гірничотехнічного об'єкту має право на існування, але в прагненні отримати прийнятні остаточні результати обов'язковий зважений підхід до її вибору. Так, пружна постановка задачі розширює наші можливості щодо поєднання відображення: обширних ділянок гірського масиву, що поширюються в просторі на сотні метрів; порушень цілісності текстури гірських порід і розрахункової ділянки масиву загалом; реальних кріпильних і охоронних конструкцій, очисного обладнання тощо, що мають розміри, які на декілька порядків менші за саму геомеханічну модель. Вирішення задач геомеханіки в непружних постановках рекомендується тільки там, де без урахування

пластичного або в'язко-пластичного деформування елементів моделі обійтися неможливо для отримання адекватних і достовірних результатів розрахунку.

2. Підвищується актуальність детального обґрунтування прийняття тієї чи іншої фізичної моделі відповідно до поставленої мети проведення обчислювального експерименту – тут доцільний пошук компромісу між обчислювальними можливостями (наявним ресурсом) і ступенем адекватності відображення геомеханічних процесів.

3. Запропоновано методику формування бази експериментальних даних на основі діаграм повзучості гірських порід для отримання коефіцієнтів апроксимації в реологічному рівнянні, яке широко використовують у задачах МСЕ. Основні труднощі полягають у пошуку відповідної інформації за досить обмежених випробувань на повзучість гірських порід. При цьому необхідно також зарезервувати потреби обчислювального ресурсу для покрокового розрахунку НДС елементів геомеханічної моделі у в'язко-пластичній постановці задачі.

4. Серед наявних теорій міцності гірських порід і кріпильних матеріалів обґрунтовано найприйнятніші для оцінювання стану елементів геомеханічної системи з урахуванням сучасного програмного забезпечення МСЕ та на їхній основі запропоновано методику поєднання кількох теорій міцності для адекватнішого й достовірнішого виявлення ділянок граничного та позамежного станів геомеханічних об'єктів.

Питання для самоконтролю:

1. Які постановки геомеханічних задач у ракурсі фізичної моделі об'єкту Ви знаєте?

2. Охарактеризуйте пружну постановку геомеханічної задачі.

3. Які механічні характеристики використовують при пружній постановці задачі?

4. Які переваги існують при пружній постановці задачі?

5. Поясніть відмінність пружної і пружно-пластичної діаграм деформування гірської породи.

6. Які механічні характеристики використовують для пружно-пластичної задачі?

7. Охарактеризуйте переваги та недоліки рішення задачі геомеханіки в пружно-пластичній постановці.

8. Коли виникає потреба моделювати пружно-пластичну діаграму деформування гірської породи?

9. Опишіть повну діаграму деформування гірської породи.

10. Які механічні характеристики використовують при застосуванні повної діаграми деформування гірської породи?

11. У чому сутність пошуку компромісу між обчислювальними можливостями та ступенем адекватності відображення геомеханічних процесів?

12. Які властивості гірських порід ураховує реологічна постановка геомеханічної задачі?

13. Опишіть властивості методики формування даних на основі аналізу діаграм повзучості гірських порід.

14. Перелічіть основні теорії міцності гірської породи.

15. Яким чином виявляються області граничного стану породи за допомогою теорій міцності?

11 ВІДОБРАЖЕННЯ ПРУЖНОГО НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ В ГЕОМЕХАНІЧНІЙ МОДЕЛІ

Викладено результати досліджень стану геомеханічної системи, що містить гірничу виробку з рамним кріпленням, розташовану в шаруватому масиві гірських порід малої міцності, за пружною фізичною моделлю їхньої поведінки. Розглянуто особливості НДС геомеханічної системи та встановлено закономірності його зв'язку з деформаційними властивостями літотипів і глибиною розташування виробки.

Мета – ознайомити студентів з порядком проведення обчислювального експерименту на конкретному прикладі підтримання поодинокі виробки в реальних умовах залягання шаруватого масиву слабких порід; навчити обґрунтовувати параметри і створювати геомеханічну модель для розрахунку її НДС у пружній постановці; ознайомити з основними принципами методики проведення серій багатоваріантних обчислювальних експериментів зі встановлення залежностей параметрів НДС геомеханічної системи від глибини залягання виробки й деформаційних властивостей літотипів гірського масиву.

На базі вивчення матеріалу студент повинен вміти:

– обґрунтувати параметри геомеханічної моделі, що містить одиночну виробку з рамним кріпленням та шаруватий масив навколо неї;

– побудувати модель геомеханічної системи та провести розрахунок її НДС у пружній постановці;

– виконати аналіз розподілу компонент НДС в елементах геомеханічної системи;

– визначити закономірності зв'язку параметрів НДС моделі з глибиною розташування виробки та деформаційними властивостями літотипів прилеглої гірської масиву.

Викладені в попередньому розділі принципи відображення зв'язку між напруженнями і деформаціями систематизували певним чином фізичні моделі поведінки гірських порід і матеріалів гірничо-технічних об'єктів; ці принципи зв'язку успішно застосовують у виконанні обчислювальних експериментів із використанням МСЕ. Першою фізичною моделлю, що набула найширшого поширення у вирішенні задач геомеханіки, є пружний (лінійний) зв'язок напружень і деформації, який характеризують два параметри – модуль пружності і коефіцієнт Пуассона.

жності (модуль деформації) та коефіцієнт Пуассона (коефіцієнт поперечної деформації). Цей розділ присвячено дослідженню НДС геомеханічної моделі, усі елементи якої підпорядковані узагальненому закону Гука.

11.1 Загальні відомості

Геомеханічну задачу розрахунку НДС у пружній постановці розглянуто на прикладі розміщення виробки в шаруватому масиві слабких порід поза зоною впливу очисних робіт. Відображено умови Західного Донбасу, де практично за повсюдного поширення погоризонтного способу підготовки основні підготовчі виробки становлять пластові штреки. У зв'язку з цим для максимального широкого охоплення реальних умов більш загальною і складною є геомеханічна модель пластового штреку, проведеного по вугільному пласту з підриванням порід покрівлі та підшови.

Задачу вирішують у плоскій постановці (компоненти напружень: вертикальна σ_y , горизонтальна σ_x , дотична τ_{xy} та інтенсивність напружень σ) з відображенням шаруватого масиву, поперечного перерізу виробки та реального металевого піддатливого кріплення зі спецпрофілю СВП.

У досліджуваній моделі центр координатних осей y і x розташований по осі симетрії виробки. Обґрунтовано (шляхом тестових розрахунків) мінімально достатні розміри моделі (координати її границь) з огляду на широко поширену умову наближення компонент σ_y та σ_x на границях моделі до вихідного геостатичного стану з похибкою не більше 10%. Відповідно до цієї вимоги встановлено розміри моделі $y = 36$ м, $x = 30$ м.

Будова і властивості вуглевмісної товщі в межах обґрунтованої висоти моделі ($y = 36$ м) відображені за результатами аналізу текстури масиву в умовах Західного Донбасу. *По-перше*, потужність вугільних пластів m^e , що відпрацьовуються, більш, ніж на 90% змінюється в межах 0,7 – 1,2 м із середнім значенням близько 1 м, яке і прийнято до моделювання. Механічні характеристики вугільних пластів практично постійні [80 – 82, 94]: модуль деформації $E^e = 0,35 \cdot 10^4$ МПа, коефіцієнт Пуассона $\mu^e = 0,35$, опір стиску $\sigma_{cm}^e = 30 - 40$ МПа, кут внутрішнього тертя $\varphi^e = 30 - 35^\circ$. *По-друге*, прилеглу покрівлю вугільного пласта у 87 – 92% випадків становлять два-три породні шари, складені слабкими аргілітами, алевролітами і пісковиками. Прилегла підшова вугільного пласта в понад 90% випадків складається з одного-двох породних шарів тих самих літотипів. Ці висновки обґрунтовано шляхом аналізу стратиграфічних колонок геологічних розрізів вугільних пластів, що відпрацьовуються в Західному Донбасі. Крайні породні шари моделі в покрівлі та підшві мають підвищену потужність, оскільки не враховують малопотужні прошарки та пропластки (до 0,1 – 0,3 м), які не чинять суттєвого впливу на

досить однорідні механічні характеристики крайніх літотипів моделі. Самі механічні характеристики гірських порід детально досліджували в роботах [80 – 82, 94], аналіз яких із достовірністю 85 – 90% дав змогу вибрати такі інтервали їх зміни: аргіліт – $E_i^{K,\Pi} = (0,1 – 0,4) \cdot 10^4$ МПа, $\mu_i^{K,\Pi} = 0,20 – 0,30$, $\sigma_{cm}^{K,\Pi} = 10 – 30$ МПа, $\varphi_i^{K,\Pi} = 15 – 25^\circ$; алевроліт – $E_i^{K,\Pi} = (0,3 – 0,5) \cdot 10^4$ МПа, $\mu_i^{K,\Pi} = 0,20 – 0,30$, $\sigma_{cm}^{K,\Pi} = 15 – 40$ МПа, $\varphi_i^{K,\Pi} = 25 – 30^\circ$; пісковик – $E_i^{K,\Pi} = (0,5 – 1,0) \cdot 10^4$ МПа, $\mu_i^{K,\Pi} = 0,20 – 0,30$, $\sigma_{cm}^{K,\Pi} = 20 – 40$ МПа, $\varphi_i^{K,\Pi} = 20 – 35^\circ$.

Для систематизації викладення результатів використано таку індексацію позначення механічних характеристик: «*i*» – номер породного шару покрівлі або підшви, починаючи від вугільного пласта; «*K*» – літотип, що належить покрівлі; «*Π*» – літотип розміщено в підшві. По-третє, обґрунтовано параметри пластового штреку і його кріплення: виробка арочної форми зазвичай проводиться перерізом у світлі до осідання в інтервалі 10,0 – 15,0 м²; застосовується рамне піддатливе триланкове кріплення зі спецпрофілю СВП-27. Спецпрофіль зазвичай виготовляють зі сталі Ст.5 з механічними характеристиками: розрахункова границя текучості $\sigma_T = 270$ МПа, модуль пружності $E_p = 21 \cdot 10^4$ МПа, коефіцієнт Пуассона $\mu_p = 0,3$, кут внутрішнього тертя на площадці текучості $\varphi_p = 0$. По-четверте, наразі основний діапазон зміни (у Західному Донбасі) глибини розробки *H* становить 200 – 600 м, який і прийнято до дослідження під час проведення комплексу обчислювальних експериментів із використанням пружної фізичної моделі зв'язку напружень і деформацій.

11.2 Вплив деформаційних характеристик літотипів на НДС у геомеханічній моделі

Нагадаємо, що пружна постановка задачі розрахунку НДС геомеханічної моделі виробки поза зоною впливу очисних робіт оперує такими механічними характеристиками, як модуль деформації *E* і коефіцієнт Пуассона μ . Решта механічних характеристик за лінійного зв'язку напружень і деформацій у самому розрахунку НДС участі не беруть, а під час аналізу його результатів слугують критеріями для виявлення зон настання граничного стану породи і кріплення виробки. Під час розв'язання цієї задачі обґрунтовано такі положення. *По-перше*, коефіцієнт Пуассона прийнято постійним для всіх літотипів з усередненим значенням $\mu_i^{K,\Pi} = 0,25$ на основі узагальнення даних публікацій [80 – 82, 94, 95]. *По-друге*, для вивчення впливу модуля деформації літотипів

$E_i^{K,II}$ було відібрано три найближчі породні шари – перші шари підшви E_1^{II} і покрівлі E_1^K і другий шар покрівлі E_2^K , які чинять найвагоміший вплив на зміну НДС моделі. Обрано межі варіації $0,3 \cdot 10^4 \text{ МПа} \leq E_i^{K,II} \leq 1,0 \cdot 10^4 \text{ МПа}$ модуля деформації цих літотипів на основі систематизації механічних властивостей гірських порід Західного Донбасу та їх узагальнення. Однак навіть за вказаних обмежень отримано досить великий перебір варіантів співвідношень E_1^{II} , E_1^K і E_2^K , який наведено в табл. 11.1.

Таблиця 11.1 – Варіанти співвідношення модулів деформації прилеглих породних шарів вуглевмісної товщі

Варіант	$E_1^{II} \cdot 10^4$ МПа	$E_1^K \cdot 10^4$ МПа	$E_2^K \cdot 10^4$ МПа	Варіант	$E_1^{II} \cdot 10^4$ МПа	$E_1^K \cdot 10^4$ МПа	$E_2^K \cdot 10^4$ МПа	Варіант	$E_1^{II} \cdot 10^4$ МПа	$E_1^K \cdot 10^4$ МПа	$E_2^K \cdot 10^4$ МПа
1	0,3	0,3	0,3	10	0,3	0,3	1	19	0,3	1	0,6
2	0,3	0,6	0,3	11	0,6	0,3	1	20	0,6	1	0,6
3	0,3	1	0,3	12	0,6	0,6	1	21	1	1	0,6
4	0,6	0,6	0,3	13	0,3	0,6	1	22	0,3	0,3	0,6
5	1	0,6	0,3	14	0,3	1	1	23	0,6	0,3	0,6
6	0,6	1	0,3	15	0,6	1	1	24	1	0,3	0,6
7	1	1	0,3	16	1	0,3	1	25	0,3	0,6	0,6
8	1	0,3	0,3	17	1	0,6	1	26	0,6	0,6	0,6
9	0,6	0,3	0,3	18	1	1	1	27	1	0,6	0,6

Тут для кожного шару прораховано крайні значення ($0,3 \cdot 10^4 \text{ МПа}$ і $1,0 \cdot 10^4 \text{ МПа}$) і проміжне значення ($0,6 \cdot 10^4 \text{ МПа}$), а також для ілюстрації впливу співвідношення модулів деформації прилеглих шарів наведено епюри розподілу вертикальних σ_y , горизонтальних σ_x та інтенсивності напружень σ .

11.2.1 Аналіз розподілу поля вертикальних напружень

Розрахунки НДС геомеханічної системи в пружній постановці виконано за всіма 27 варіантами співвідношень модулів деформації E_1^K , E_2^K і E_1^{II} , наведеним у табл. 11.1. Такі обширні дослідження дають змогу більш достовірно вивчити вплив деформаційних характеристик прилеглих породних шарів на рівні побудови кореляційних залежностей зв'язку параметрів стану рамного кріплення і прилеглої масиви з його деформаційними властивостями. Але

для обмеження зайвої, на наш погляд, проміжної інформації епюри вертикальних напружень σ_y наведені фрагментарно лише для окремих обчислювальних експериментів із відповідними співвідношеннями модулів деформації прилеглих породних шарів.

Для ілюстрації епюр σ_y відібрано шість варіантів за табл. 11.1 із суттєвими відмінностями співвідношень модулів деформації прилеглих породних шарів:

– варіанти №1 і №18 – усі породні шари мають однаковий модуль деформації мінімальної та максимальної величини відповідно, тобто, за цією деформаційною характеристикою можна вважати літотиби однорідними;

– у варіанті №3 максимум $E_i^{K,II}$ має безпосередня покрівля, а у варіанті №10 – основна покрівля; інші літотиби характеризуються мінімальними значеннями $E_i^{K,II}$;

– варіант №7 вирізняється підвищенням $E_i^{K,II}$ безпосередньої покрівлі й підошви, а у варіанті №14 породи покрівлі мають більш високий $E_i^{K,II}$ (у 3,33 раза), ніж породи підошви.

При аналізі σ_y зазначених варіантів зафіксовано такі відмінності.

Обидва варіанти №1 і №18 однорідні за параметром $E_i^{K,II}$, але більш жорсткі (у 3,33 раза) прилегли шари у варіанті №18 сприяють скороченню зон розвантаження різного рівня в покрівлі виробки (рис. 11.1). Тенденція така, що величина розтягуючих σ_y на контурі виробки і висота зони повного розвантаження ($\sigma_y = 0$) приблизно однакові, а зі зменшенням ступеня розвантаження (за висотою покрівлі) скорочення розмірів зон (варіант №18 порівняно з варіантом №1) поступово зростає від 6,3% до 13,4%. Різниця, безумовно, невелика, але вона зазначає, що підвищена жорсткість однорідних породних шарів усе ж таки активніше протидіє зсуву порід покрівлі, що цілком закономірно з погляду наявних уявлень про розвиток цього процесу.

На підтвердження зазначеної вище тенденції зміни висоти зони розвантаження в покрівлі наведено епюри σ_y для варіантів №3 і №10 уже неоднорідних (за параметром $E_i^{K,II}$) породних шарів (рис. 11.2). У варіанті №3 перший породний шар покрівлі має підвищену жорсткість і це призвело до зменшення висоти розвантаження на 23,8%. Також скорочується висота зони розвантаження в покрівлі виробки на 8,7% у варіанті №10: тут найбільш жорстким літотипом є другий породний шар покрівлі, він найбільш віддалений від контуру виробки і з цієї причини менше впливає на розвиток зон розвантаження в покрівлі. Коли обидва породні шари в покрівлі мають підвищену жорсткість (варіант №14), висота зони розвантаження знизилася тільки на 20%, і це певним чином спотворює тенденцію впливу $E_i^{K,II}$ (див. рис. 11.3), якщо порівнювати з попереднім

варіантом №3 (скорочення на 23,8%). Ще більше не відповідає рамкам закономірності впливу E_i^K варіант №7: за першого породного шару покрівлі підвищеної жорсткості відмінностей у висоті зон розвантаження (відносно невеликого рівня) практично не спостерігається порівняно з варіантом №1.

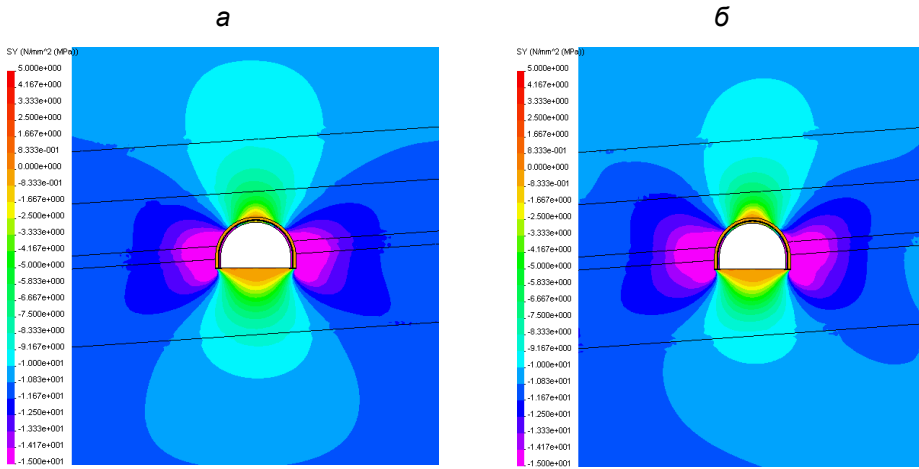


Рис. 11.1. Епюри вертикальних напружень σ_y у варіантах №1 (а) і №18 (б)

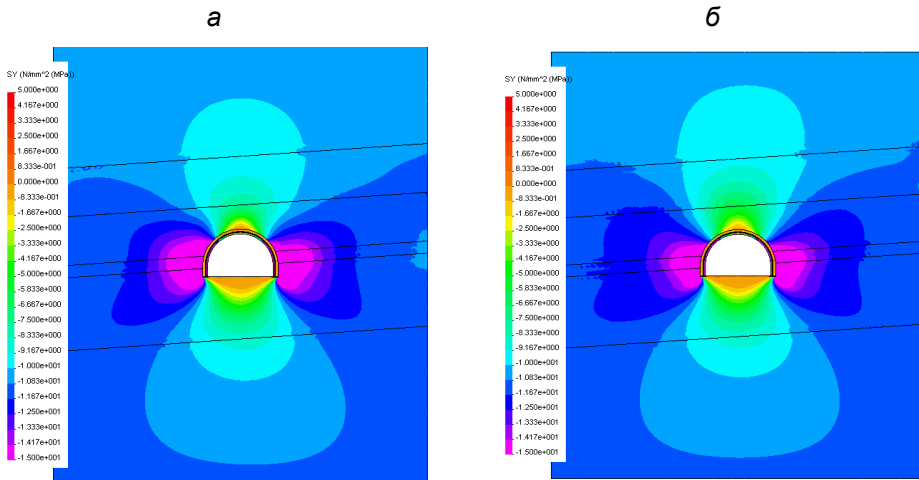


Рис. 11.2. Епюри вертикальних напружень σ_y у варіантах №3 (а) і №10 (б)

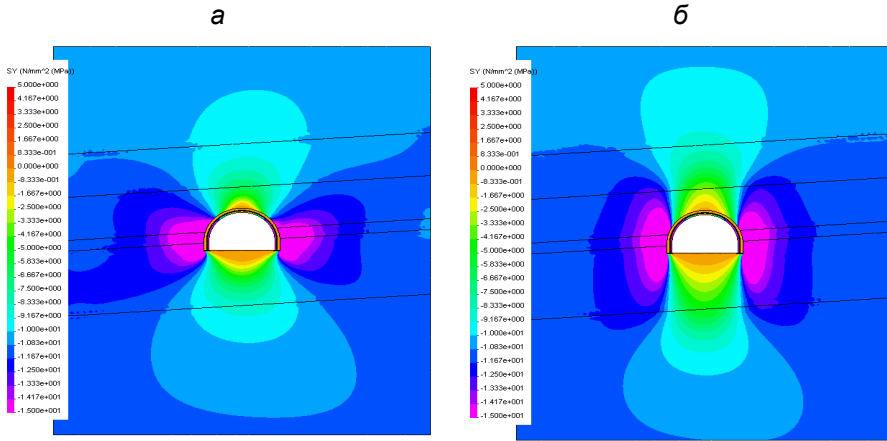


Рис. 11.3. Епюри вертикальних напружень σ_y у варіантах №14 (а) і №7 (б)

Більше того, для зон «глибокого» рівня розвантаження аж до $\sigma_y = 0$ має місце збільшення висоти їх поширення до 2 разів. Імовірно така аномалія в тенденціях впливу E_i^K зумовлена заляганням у безпосередній підшові породного шару підвищеної жорсткості – як відомо, саме завдяки своїй жорсткості літотип сприймає підвищений гірський тиск від сусідніх, більш піддатливих шарів, і це сприяє розвитку аномальних зон як від розтягуючих, так і від стиснених напружень. Отже, відомий механізм підвищеного навантаження більш жорстких літотипів цілком пояснює розвиток у покрівлі виробки зон «глибокого» розвантаження збільшених розмірів. Водночас, породні шари основної покрівлі, що легко деформуються (навіть за протидії з боку жорстких шарів безпосередньої підшови та покрівлі), завдяки своїм низьким деформаційним характеристикам допускають певні обмежені зсуви, яких достатньо для утворення більш обширних зон невеликого рівня розвантаження.

Підсумковий висновок щодо впливу співвідношень деформаційних характеристик $E_i^{K,II}$ прилеглих до виробки літотипів на формування зон розвантаження σ_y у покрівлі такий. З одного боку, встановлено тенденцію скорочення висоти зон розвантаження в покрівлі в разі збільшення модулів деформації її літотипів, причому це стосується здебільшого зон із помірним ступенем розвантаження; тут певний вплив чинить також віддаленість розташування більш жорсткого літотипу від контуру виробки. З іншого боку, вносить неоднозначність тенденція розвитку зон «глибокого» розвантаження σ_y (аж до повного) у літотипах підвищеної жорсткості, що являють собою безпосередню покрівлю і підшову вугільного пласта. Однак заради справедливості слід зазначити, що така геомеханічна ситуація зустрічається надзвичайно рідко.

У породах підшоши зони розвантаження від вертикальних напружень σ_y також має деяку залежність від співвідношень деформаційних характеристик $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів. Так, у підшосві зберігається більшість тенденцій впливу $E_i^{K,II}$, виявлених у покрівлі виробки. Наприклад, при порівнянні варіантів №1 ($E_i^{K,II} = 0,3 \cdot 10^4$ МПа) і №18 ($E_i^{K,II} = 1 \cdot 10^4$ МПа) глибина зон розвантаження знизилася на 18,8% для варіанта №18 незалежно від ступеня цього розвантаження; більш того, коли всі шари мають підвищену жорсткість, спостерігається мінімальне розповсюдження зони розвантаження у підшосві. При порівнянні варіантів №3 і №10 практично відсутні відмінності в глибині поширення у підшошу зон розвантаження будь-якого рівня; імовірно, це зумовлено заляганням шарів підвищеної жорсткості в безпосередній і основній покрівлі відповідно, а в підшосві розміщені шари мінімальної жорсткості. Певною мірою протилежні варіанти №14 і №7 у частині підшоши, що легко деформується, та її підвищеної жорсткості відповідно дають більш суттєву різницю в глибині розповсюдження зон розвантаження: 27,6% загалом і 42,5% для ступеня розвантаження $\sigma_y / \gamma H < 0,2$. Причому, варіант №7 вносить неоднозначність у доволі стабільну тенденцію впливу $E_i^{K,II}$: жорстка підшоша не лише не обмежує глибину зони розвантаження, а й суттєво розвиває її до максимальних значень серед усіх 27 варіантів розрахунку НДС. Так, якщо оцінювати загальний вплив $E_i^{K,II}$ за крайніми значеннями (мінімум – варіант №1, максимум – варіант №7), то відмінності склали 42,2% для меж зони розвантаження і 78,1% для ступеня розвантаження $\sigma_y / \gamma H < 0,2$.

У боках виробки, як відомо, утворюються зони концентрацій вертикальних напружень σ_y ; їхні розміри розповсюдження певною мірою пов'язані зі значеннями деформаційних характеристик $E_i^{K,II}$ прилеглих породних шарів. При порівнянні варіантів залягання однорідних, але різних за величиною $E_i^{K,II}$ прилеглих породних шарів слід зазначити відсутність суттєвих відмінностей у висоті поширення підвищених концентрацій σ_y , а їхня ширина до 15,4% більша за мінімальних значень $E_i^{K,II}$; щодо загальних розмірів зон ПГТ, то тут відмінності різнозначні й несуттєві (у межах до 4,1%). Залягання більш жорсткого літотипу в безпосередній покрівлі (варіант №3) сприяє зростанню на 15,2% висоти зони ПГТ і на 6,9% її ширини, якщо порівнювати з більш віддаленим розміщенням жорсткого шару в основній покрівлі (варіант №10); водночас ширина зони максимальної концентрації σ_y виявилася меншою на 12,1% саме у варіанті №10. Як і в раніше вивчених зонах розвантаження, варіант №7 залягання жорстких шарів у безпосередній покрівлі та

підшві (вельми рідко трапляється на практиці, особливо, за поширеного вологонасичення цих літотипів) є відокремленим у плані збільшеного розповсюдження зон ПГТ за висотою та зниженого розвитку за своєю шириною. У відносному вимірі збільшення висоти поширення (порівняно з іншими варіантами) сягає 84,0% для максимальних концентрацій σ_y і 72,7% – для мінімальних; при цьому одночасно скорочується ширина зон ПГТ на 63,0 і 26,4% відповідно для максимальних та мінімальних рівнів концентрацій σ_y . Очевидно, це зумовлено наявністю жорсткої основи у вигляді породних шарів безпосередньої покрівлі та підшви, які сприймають на себе основне навантаження з боку сусідніх літотипів, що легко деформуються. Однак нагадаємо, що такий варіант поєднання деформаційних характеристик літотипів не характерний для текстури вуглевмісної товщі, особливо Західного Донбасу.

Загалом слід зазначити: помірний вплив деформаційних властивостей літотипів із тенденцією зменшення розмірів зон розвантаження у покрівлі та підшві при зростанні $E_i^{K,II}$; неоднозначну тенденцію впливу (до 15,4%) у зонах ПГТ та окремих випадках залягання жорстких шарів у безпосередній покрівлі та підшві, коли вплив $E_i^{K,II}$ сягає 60 – 100%.

Також необхідно підкреслити, що пильна увага до зміни параметрів розподілу σ_y в аномальних зонах (утім, як і інших наступних компонент напружень) зумовлена тим, що: зони розвантаження в покрівлі формують навантаження переважно вертикального напрямку; зони розвантаження у підшві – її підняття у порожнину виробки; зони ПГТ розвивають бічне навантаження на кріплення.

11.2.2 Тенденції зміни змодельованого поля горизонтальних напружень

Епюри горизонтальних напружень σ_x проілюстровано для тих самих варіантів розрахунку НДС, що й раніше наведених вертикальних напружень σ_y , і також збережено послідовність викладення відмінностей параметрів розподілу: покрівля, підшва і боки пластової виробки.

При порівнянні варіантів №1 і №18 з постійними (для всіх прилеглих літотипів) значеннями модулів деформації $E_i^{K,II}$, але такими, що відрізняються за варіантами загалом у 3,33 раза, виявлено такі тенденції зміни σ_x у породах покрівлі (рис. 11.4). Насамперед у більш жорстких літотипах (варіант №18) спостерігається посилення концентрацій σ_x різних знаків, але з обмеженням розповсюджується в покрівлю стискних напружень рівня $K_x = \sigma_x / \lambda \gamma H = 1,58 - 1,80$ (тут λ – коефіцієнт бічного розпору). Рівень концентрацій $K_x = 2,25 -$

2,50 поширюється в другому породному шарі (основна покрівля) тоді як у варіанті №3 такі σ_x зосереджені тільки в першому породному шарі (безпосередня покрівля). Ширина розповсюдження концентрацій $K_x \geq 2,50$ у безпосередній покрівлі більша на 39% у варіанті №18. Ця сама тенденція росту концентрацій σ_x стосується й зон їхнього розтягу: зони розтягуючої σ_x (розташовані за межами ширини виробки) в основній покрівлі відсутні у варіанті №1, а у варіанті №18 діє невеликий розтяг до 0,5 МПа, який поширюється за падінням пласта до 3,5 – 4,5 м. У безпосередній покрівлі ступінь розвантаження σ_x посилюється у варіанті №18 порівняно з варіантом №1; у центральній частині склепіння виробки зона розвантаження розширюється до 2 раз.

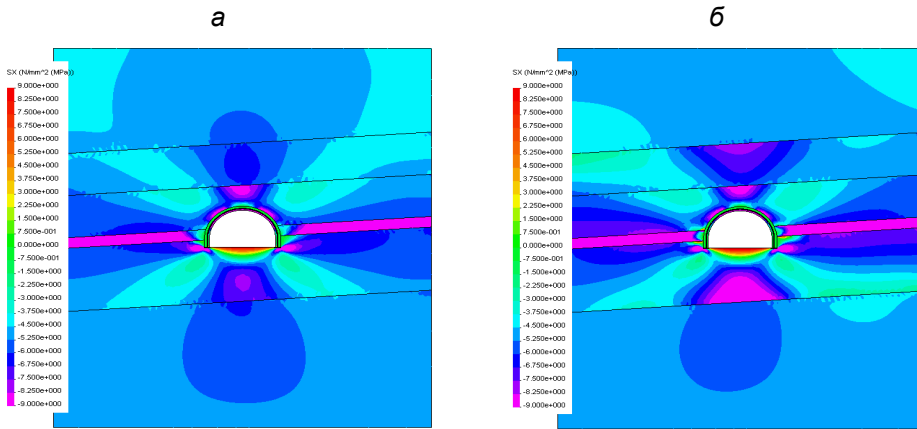


Рис. 11.4. Епюри горизонтальних напружень σ_x у варіантах №1 (а) і №18 (б)

Таким чином, при заляганні однорідних (за параметром $E_i^{K,II}$) літотипів чітко прослідковується тенденція посилення в покрівлі концентрацій стискних σ_x і збільшення розтягуючих напружень зі збільшенням модуля деформації породних шарів. Це свідчить про сприйняття ПГТ більш жорсткими літотипами вуглевмісної товщі, що цілком узгоджується з наявними уявленнями.

Порівняння варіантів №3 (більш жорстка безпосередня покрівля) і №10 (більш жорстка основна покрівля) виявило такі тенденції впливу модуля деформації $E_i^{K,II}$ (рис. 11.5). Більш жорстка безпосередня покрівля піддана інтенсивному вигину (по відношенню до сусідніх літотипів), який сприяє зростанню концентрацій σ_x різних знаків. Практично по всій ширині виробки діє концентрація стискних σ_x рівня $K_x \geq 2,50$, яка повністю відсутня у варіанті №1, де безпосередня покрівля завдяки зниженому E_1^K знаходиться у відносно розвантаженому стані. Навпаки, у варіанті №10 жорсткий літотип основної покрівлі

сприймає на себе підвищене навантаження з наслідками утворення вищих концентрацій стискових і розтягуючих σ_x . Водночас, шар безпосередньої покрівлі, що легко деформується, розвантажений і характеризується помірними концентраціями стискових σ_x за відсутності напружень розтягу.

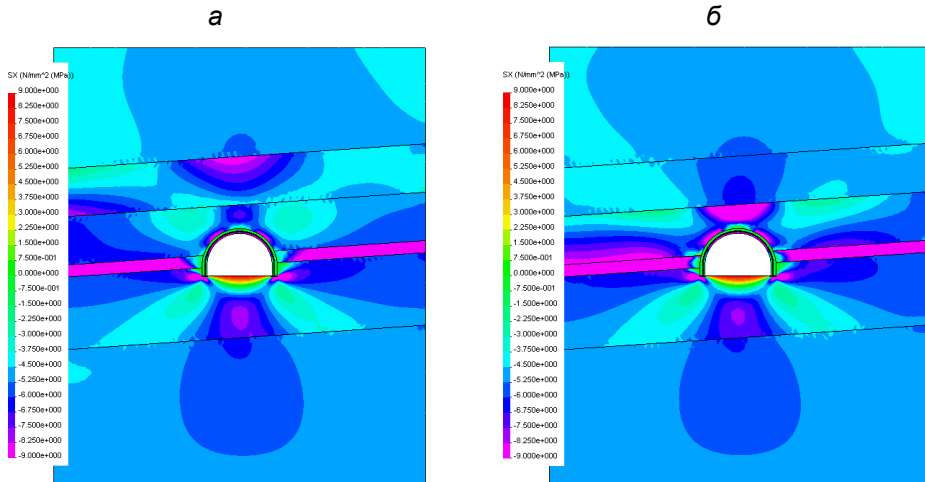


Рис. 11.5. Епюри горизонтальних напружень σ_x у варіантах №3 (а) і №10 (б)

Наведені дані підтверджують раніше встановлену тенденцію впливу зростання модуля деформації літотипів у покрівлі виробки: збільшення навантаження на породний шар, його більш інтенсивний вигин з посиленими концентраціями σ_x обох знаків. При цьому, з погляду сучасних теорій міцності, зростання розтягуючих σ_x за дії стискових σ_y збільшує небезпеку знеміцнення і руйнування гірських порід.

Варіант №14 залягання в покрівлі (основній і безпосередній) жорстких літотипів поряд із породами підшви, що легко деформуються, повністю відповідає раніше встановленим особливостям розподілу горизонтальних напружень σ_x (рис. 11.6). Більш жорсткі безпосередня і перший шар основної покрівлі схильні до інтенсивного вигину; величини концентрацій σ_x і розміри зон їх поширення посідають проміжне місце, якщо порівнювати з попередніми варіантами, а другий породний шар основної покрівлі знаходиться в максимально розвантаженому стані, близькому до варіанта №18.

Окремо слід відзначити особливості розподілу поля σ_x у варіанті №7 залягання в безпосередній покрівлі та підшві більш жорстких породних шарів. У безпосередній покрівлі змінюється напрямок її вигину: над виробкою від вугільного пласта, по боках – в сторону вугільного пласта з появою розтягу-

ючих $\sigma_x = 2,5 - 4,0$ МПа, чого не спостерігалось в жодному з 26 варіантів розрахунку НДС, що залишилися. Одночасно основна покрівля знаходиться в досить розвантаженому стані. Причиною такої поведінки може слугувати формування в боках виробки високого опорного тиску (що підтверджує епюра σ_y), який деформує безпосередню покрівлю в сторону пласта і за рахунок цього вона вигинається над виробкою в напрямку від пласта.

Узагальнюючи результати вивчення епюр розподілу горизонтальних напружень у покрівлі виробки, слід вказати на вельми стійку тенденцію посилення концентрацій σ_x обох знаків зі зростанням модуля деформації літотипів наряду з розвантаженням сусідніх породних шарів, що легко деформуються.

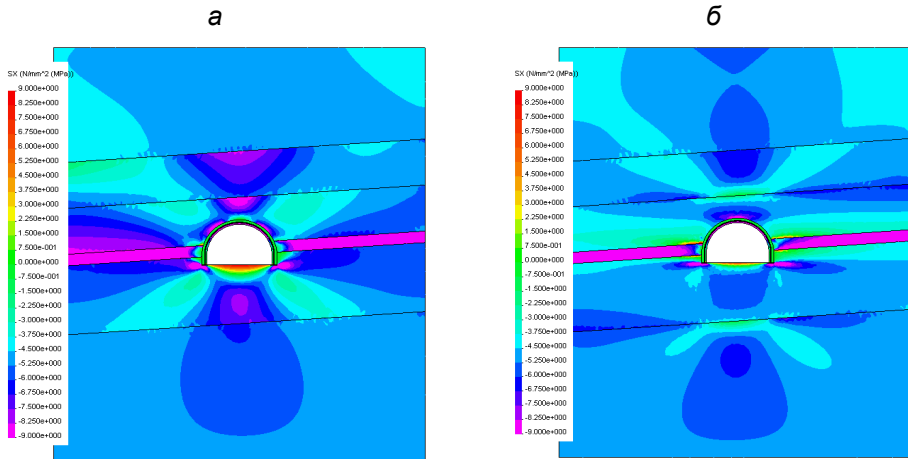


Рис. 11.6. Епюри горизонтальних напружень σ_x у варіантах №14 (а) і №7 (б)

У породах підшови виробки тенденції впливу $E_i^{K,II}$ мають схожі риси з породами покрівлі. Наприклад, при порівнянні однорідних легкодеформованих (варіант №1) і жорстких (варіант №18) літотипів у безпосередній підшові концентрації σ_x знаків суттєво вищі:

- область із $K_x \geq 2,50$ приблизно дорівнює ширині виробки у варіанті №18, а у варіанті №1 вона взагалі відсутня;
- за межами ширини виробки зони практично повного розвантаження у варіанті №1 відсутні, а у варіанті №18 вони розповсюджуються на 1,0 – 1,5 м у висоту і ширину в межах потужності безпосередньої підшови;
- поблизу контуру підшови виробки зона повного розвантаження ($\sigma_x = 0$) розповсюджується на глибину до 10% більшу у варіанті №18, а всередині цієї зони величина розтягуючих $\sigma_x \leq 8 - 9$ МПа проти $\sigma_x \leq 6 - 7$ МПа у варіанті №1.

У варіантах №3 і №10 зміни модулів деформації породних шарів стосуються тільки літотипів покрівлі, а безпосередня підшошва характеризується як та, що легко деформується, з мінімальним значенням $E_1^{II} = 0,3 \cdot 10^4$ МПа. Тому не зафіксовано суттєвих відмінностей параметрів розподілу σ_x не тільки в безпосередній, а й основній підшові. Цей факт підтверджує раніше зазначену тенденцію впливу модулів деформації породних шарів. Той самий висновок справедливий при аналізі варіанта №14, коли в підшові залягає літотип, що легко деформується: відмінності від аналогічних варіантів (за величиною E_1^{II}) текстури вуглевмісної товщі малосуттєві.

Нарешті, вже традиційно окремо стоїть епюра σ_x у варіанті №7. Тут спостерігається нехарактерна форма вигину жорсткої безпосередньої підшови: за межами ширини виробки – у напрямку вугільного пласта, а під нею вигин локалізується – глибина зони розвантаження мінімальна (до 150 – 300 мм) із появою розтягу лише на контурі підшови виробки.

Таким чином, якщо не брати до уваги нехарактерний варіант №7 розрахунку НДС, то тенденції впливу E_1^{II} на епюру горизонтальних напружень σ_x повністю підтверджують такі для порід покрівлі виробки.

У боках пластової виробки встановлено малозначні перетворення параметрів розподілу σ_x під впливом деформаційних характеристик літотипів вуглевмісної товщі: для всіх проілюстрованих варіантів НДС (за винятком варіанту №7) спостерігаються невеликі (до 3 – 10%) коливання величини σ_x і розмірів зон їхнього поширення, що вказує на відсутність суттєвого впливу $E_i^{K,II}$. У варіанті №7 завдяки підвищеній жорсткості літотипів безпосередньої покрівлі й підшови розвиваються обширні зони розвантаження (аж до появи невеликих розтягуючих σ_x) в зонах, прилеглих до вугільного пласта. Тут вигин безпосередньої покрівлі й підшови спрямований назустріч один одному, що додатково стискає вугільний пласт; тому обмежуються приконтурні ділянки (шириною до 0,5 – 0,8 м), де діють невеликі концентрації $K_x = 1,10 – 1,35$, а при русі в глиб вугільного пласта концентрації σ_x стабільно перевищують значення $K_x > 2,5$.

Підсумовуючи результати аналізу розподілу поля горизонтальних напружень, необхідно акцентувати увагу на двох тенденціях впливу модуля деформації літотипів вуглевмісної товщі:

- посилення концентрацій σ_x обох знаків при збільшенні $E_i^{K,II}$ у покрівлі й підшові виробки;

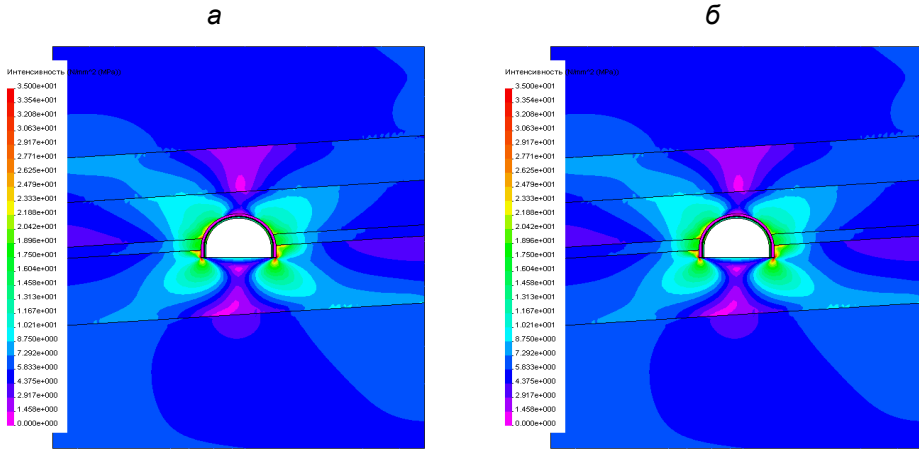
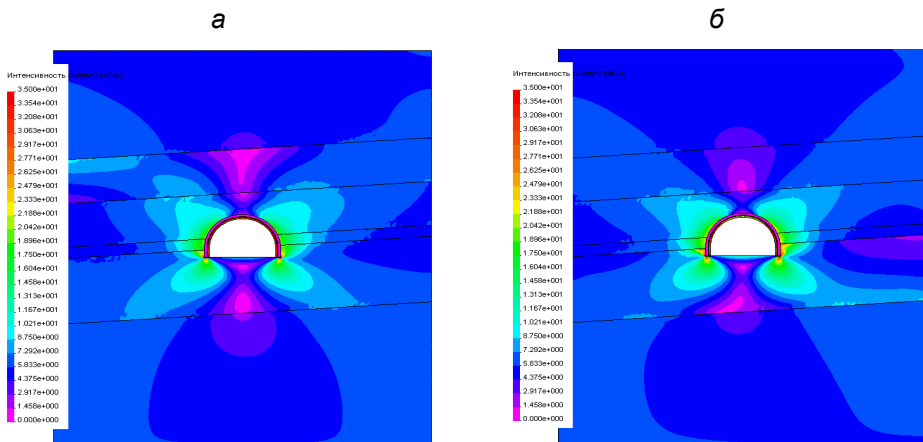
- практична відсутність зв'язку параметрів розподілу σ_x і $E_i^{K,II}$ у боках виробки.

11.2.3 Вплив деформаційних характеристик літотипів вуглевмісної товщі на розподіл у ній інтенсивності напружень

На заключному етапі аналізу тенденцій впливу модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих порідних шарів на НДС геомеханічної моделі розглянуто епюри узагальнюючого показника – інтенсивності напружень σ , за яким надалі визначають зони знеміцнення вуглевмісного масиву навколо пластової виробки.

У покрівлі виробки відзначаються такі тенденції впливу $E_i^{K,II}$ на параметри розподілу інтенсивності напружень σ . У разі порівняння варіантів залягання однорідних шарів зниженої (варіант №1) і підвищеної (варіант №18) жорсткості розподіли σ доволі схожі між собою як для зон розвантаження (коефіцієнт концентрації $K_\sigma < 1$), так і для зон підвищеного гірського тиску ($K_\sigma > 1$) (рис. 11.7). Загальні розміри зон розвантаження в покрівлі над виробкою приблизно однакові, але поширення зони «глибокого» ступеня розвантаження рівня $K_\sigma = 0 - 0,2$ скорочується на 12 – 16% у варіанті №18. Це відносно невелике обмеження вказує на підвищену протидію більш жорсткого першого шару основної покрівлі переважно вертикальному гірському тиску. У безпосередній покрівлі зона розвантаження σ локалізується в центральній частині склепіння виробки, а в його бічних частинах розвиваються концентрації σ , що мають дещо більше поширення для більш жорстких породних шарів (варіант №18). Наприклад, для рівня концентрацій $K_\sigma = 2,4 - 2,7$ збільшення їхнього поширення становить 20 – 25%, що можна позиціонувати як помірний вплив $E_i^{K,II}$ для однорідних варіантів залягання літотипів. Для вищих концентрацій σ рівня $K_\sigma \geq 3,5 - 4,0$ відмінності варіантів №1 і №18 малосуттєві.

При порівнянні неоднорідних варіантів №3 і №10 текстури вуглевмісної товщі навколо пластової виробки зафіксовано їх такі відмінності між собою (рис. 11.8). Знижена величина E_2^K у першому шарі основної покрівлі (варіант №3) сприяє скороченню розмірів зон розвантаження порівняно з варіантом №10, де E_2^K у 3,33 раза більша. Наприклад, рівень розвантаження $K_\sigma \leq 0,2$ у більш жорсткому першому шарі основної покрівлі збільшується до 3,1 раза за шириною і до 3,4 раза за висотою цієї зони. Водночас у більш жорсткій безпосередній покрівлі варіанта №3 концентрація $K_\sigma = 1,7 - 2,0$ розширює своє розповсюдження до 36% відносно літотипу варіанта №10, який легко деформується. Отже спостерігається тенденція зростання розмірів аномальних зон (розвантаження і ПГТ) у покрівлі виробки в літотипах підвищеної жорсткості, і це цілком закономірно, адже такі породні шари сприймають на себе підвищений гірський тиск зі зростаючими деформаціями вигину над виробкою.

Рис. 11.7. Епюри інтенсивності напружень σ у варіантах №1 (а) і №18 (б)Рис. 11.8. Епюри інтенсивності напружень σ у варіантах №3 (а) і №10 (б)

Слід зазначити тенденцію суттєвого впливу $E_i^{K,II}$ тільки в тих породних шарах, що зазнали різкої зміни (у 3,33 раза) модуля деформації, а розподіл σ у сусідніх шарах (з незмінним значенням $E_i^{K,II}$) не зазнав скільки-небудь значущого перетворення. Наприклад, варіанти №14 і №3 мають спільну особливість текстури в частині залягання в безпосередній покрівлі більш жорсткого літотипу, і це зумовило малосуттєві коливання параметрів розподілу σ (рис. 11.9). Одночасно перший шар основної покрівлі у варіанті №14 є жорстким по відношенню до літотипу варіанту №3, що легко деформується, – звід-

си розміри зони розвантаження у варіанті №14 суттєво зросли; наприклад, для рівня $K_\sigma \leq 0,2$ зростання висоти зони розвантаження становило до 1,9 раза. З наведених даних випливає висновок про деяку подібність «автономності» розподілу σ зі значним впливом $E_i^{K,II}$ у самому літотипі та незначним впливом на сусідні літотипи. Цей факт, на наш погляд, зумовлений моделюванням реальних умов порушення слабких контактів між сусідніми породними шарами в районі розміщення виробки. Відносна незалежність деформування породних шарів сприяє деякій «вибірковості» впливу $E_i^{K,II}$ на параметри розподілу σ ; але загальна тенденція збільшення розмірів зон розвантаження і ПГТ зі зростанням $E_i^{K,II}$ зберігається.

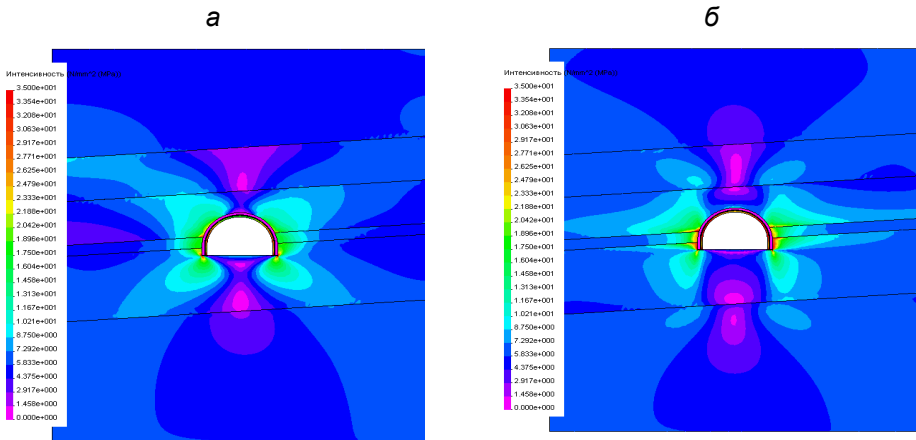


Рис. 11.9. Епюри інтенсивності напружень σ у варіантах №14 (а) і №7 (б)

Як завжди, не вкладається в загальну закономірність варіант №7 залягання жорстких шарів у безпосередній покрівлі та підшві за решти віддалених літотипів, що характеризуються як ті, що легко деформуються. Саме такий перший шар основної покрівлі, що легко деформується, має зону розвантаження рівня $K_\sigma \leq 0,2$, висоту якої можна порівняти з такою для умов залягання літотипів підвищеної жорсткості. У безпосередній покрівлі зростають розміри зон концентрацій σ , незважаючи на те, що порівнювані варіанти мають однаковий модуль деформації $E_1^K = 1 \cdot 10^4$ МПа. Наприклад, для рівня концентрацій $K_\sigma = 1,7 - 2,0$ розміри її зони збільшуються до 35%. Більше того, на контакті з вугільним пластом у безпосередній покрівлі діють концентрації $K_\sigma = 4,0 - 4,6$, яких не спостерігається в усіх інших варіантах.

Однак, незважаючи на порушення тенденцій зв'язку σ і $E_i^{K,II}$ у варіанті №7 та інших варіантах розрахунку НДС, закономірність впливу модуля деформації в покрівлі виробки досить стабільна.

У породах підшви виробки здебільшого зберігаються тенденції, які виявлено в її покрівлі; серед відмінностей можна виділити знижену тісноту зв'язку параметрів розподілу σ з E_1^{II} . Наприклад, зона розвантаження в підшві для варіантів №1 і №18 відрізняється за своїми параметрами несуттєво; той самий висновок справедливий для концентрацій σ рівня $K_\sigma = 1,7 - 2,0$ і лише для локальних зон з $K_\sigma \geq 4,0$ зафіксовано збільшення їхніх розмірів до 32% для варіанта №18 залягання однорідних жорстких літотипів. Для неоднорідної текстури варіантів №3 і №10, але з однаковими значеннями E_1^{II} безпосередньої підшви, є невеликі відхилення параметрів розподілу σ як у зоні розвантаження, так і в ділянці ПГТ, які не можна визнати вагомими. Той самий висновок стосується і варіанту №14, де $E_1^{II} = 0,3 \cdot 10^4$ МПа. Тобто, названий нами принцип автономності поля σ поширюється і на породи підшви: постійний модуль деформації E_1^{II} безпосередньої підшви є визначальним, а деформаційні властивості сусідніх шарів впливають незначною мірою.

Окремо слід відзначити варіант №7, де жорстка безпосередня підшва генерує появу зони розвантаження «глибокого» рівня $K_\sigma = 0 - 0,4$ в основній підшві, чого не спостерігається в інших варіантах розрахунку НДС. Одночасно скорочуються (на 20 – 50%) розміри зон концентрацій σ середнього рівня $K_\sigma = 1,7 - 2,0$, що не узгоджується з раніше виявленими тенденціями впливу модулів деформації літотипів вуглевмісної товщі.

У боках виробки, представлених безпосередньою покрівлею і підшвою вугільного пласта, разом із відносною стабільністю розмірів ділянок ПГТ різного рівня спостерігається їхній помірний зв'язок зі значеннями $E_i^{K,II}$ у літотипах усієї моделі. Тут має місце деяка неоднозначність тенденцій впливу $E_i^{K,II}$: з одного боку, ступінь впливу невеликий і для багатьох варіантів можна говорити про його несуттєвість; з іншого боку, є варіанти текстури масиву, де поширення високих концентрацій σ рівня $K_\sigma \geq 4,0$ змінюється досить вагомо (20 – 30%, інколи більше) і залежить здебільшого від ступеня жорсткості порід безпосередньої покрівлі та підшви. Підтвердженням тому є варіант №7, де зафіксовано найбільше розповсюдження високих концентрацій σ за умов максимальної жорсткості породних шарів одночасно безпосередньої покрівлі та підшви.

У висновку аналізу тенденцій впливу деформаційних характеристик літотипів на НДС геомеханічної моделі слід зазначити, що ці закономірності набувають актуальності при встановленні областей граничного стану порід у

прилеглому масиві залежно від їхніх характеристик міцності. Це посилює практичну значущість проведених досліджень з погляду формування прогностичних оцінок проявів гірського тиску в пластовій виробці, що підтримується у різних гірничо-геологічних умовах.

11.2.4 Динаміка НДС у рамному кріпленні під впливом зміни деформаційних характеристик прилеглих породних шарів

З погляду стійкості пластової виробки викликає практичний інтерес не тільки стан рамного кріплення, а й тенденції його зміни під впливом змінних деформаційних характеристик прилеглих породних шарів. Основним критерієм оцінки є параметри полів розподілу вертикальних σ_y , горизонтальних σ_x і дотичних τ_{xy} компонент напружень у сукупності з інтегральним показником – інтенсивністю напружень σ , за яким зазвичай встановлюють небезпечні області (за контуром рами) настання граничного стану сталі. Сам граничний стан визначається за умовою рівності або перевищення інтенсивності напружень σ над величиною розрахункової межі текучості сталі σ_T .

З погляду поставленого завдання досліджень основний інтерес становить не стільки абсолютне значення компонент напружень, скільки відносна їхня зміна, зумовлена змінними модулями деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих до виробки породних шарів. Для більш інформативної оцінки обрано базу відносного порівняння, де параметри компонент НДС прийнято за 100%, а відмінності від базових значень виражаються у відсотках. Такою базою прийнято параметри НДС рамного кріплення у варіанті №1 залягання однорідних літо-типів зниженої жорсткості.

Епюра розподілу вертикальних напружень σ_y у рамі характеризуються такими особливостями. У верхняку рамного кріплення σ_y в районі його замкової частини (центральна ділянка навколо вертикальної осі симетрії виробки) переважно мінімальні з невеликим стиском на зовнішньому контурі перерізу СВП; спостерігається поступове зростання напружень стиску на периферійних ділянках склепіння під час наближення до замків піддатливості рами. Найбільш навантажені стояки рами більшою мірою стискними σ_y , а поява розтягуючих σ_y в тих самих перерізах, але з розміщенням на протилежних ділянках, вказує на дію згинального моменту. Тут слід нагадати, що дія різнознакових компонент напружень на одній і тій самій ділянці рами наближають стан сталі до граничного з появою пластичних деформацій.

З погляду тенденцій впливу модуля деформації $E_i^{K,II}$ необхідно відзначити стійку закономірність зниження до 45% вертикальних напружень обох

знаків у разі залягання в покрівлі хоча б одного жорсткого літотипу.

Горизонтальні напруження σ_x у стояках рами відносно невеликі, а в її верхньому ярусі переважають напруження стиску з переходом у розтягуючі σ_x у нижній частині поперечних перерізів, розміщених у центральній частині склепіння. Це вказує на дію згинального моменту, спрямованого в порожнину виробки. Тенденція зниження σ_x за абсолютною величиною під захистом більш жорстких шарів покрівлі простежується, але вона менш суттєва, ніж для вертикальних напружень σ_y .

Дотичні напруження τ_{xy} по контуру рами розподілені практично симетрично відносно вертикальної осі виробки зі змінною знаком під час переходу з однієї напівгілки контуру на іншу. Максимуми τ_{xy} розташовані приблизно під кутом 40 – 50° до вертикальної осі виробки. Під захистом більш жорстких породних шарів у покрівлі максимуми τ_{xy} знижуються до 70%.

Інтенсивність напружень σ має максимуми в стояках і склепінні рами, але останній, як правило, менший за величиною, ніж інші. Закономірності зв'язку σ з деформаційними характеристиками породних шарів відображають такі тенденції. Якщо взяти за 100% величину σ для варіанта №1 однорідного шаруватого масиву з мінімальним модулем деформації, то більш високе (на 7,7%) значення σ виявилось у варіанті №8 із породним шаром підвищеної жорсткості в безпосередній підшві, що може бути пояснено наявністю жорсткої опори для стояків рами, яка перешкоджає їхньому вдавлюванню та «уходу» в такий спосіб від частини гірського тиску.

У варіанті №10 підвищеної жорсткості основної покрівлі інтенсивність напружень трохи нижча від базової (лише на 3,8%) через певне, хоча й вельми слабе обмеження впливу переміщень верхніх порід у порожнину виробки.

У варіантах №№3, 7, 14 підвищеної жорсткості безпосередньої покрівлі зниження σ відбувається більш інтенсивно (21 – 24%) через підвищене обмеження зсувів верхніх порід у порожнину виробки. І, нарешті, коли всі прилеглі породні шари (зокрема й підшви за варіантом №18) мають підвищену жорсткість, відбувається максимальне обмеження зсувів прилеглого масиву, і величина максимуму інтенсивності напружень знижується на 57,5%, тобто, більш ніж 2 рази.

Підсумовуючи зазначені результати досліджень, можна зробити такий основний висновок: максимуми компонент напружень у рамному кріпленні, що визначають його несучу здатність, мають зв'язок із деформаційними характеристиками прилеглих породних шарів; зниження максимумів компонент НДС відбувається в разі залягання в покрівлі хоча б одного породного шару підвищеної жорсткості.

11.3 Зв'язок НДС між показниками в елементах геомеханічної системи і глибиною розробки

Завдання цих досліджень полягає в оцінюванні ступеня впливу глибини H розташування пластової виробки на НДС геомеханічної моделі і, особливо, на розміри областей граничного стану порід. Алгоритм досліджень викладено в §11.1; увесь комплекс розрахунків із перебору зазначених у табл. 11.1 варіантів співвідношення модулів деформації $E_i^{K,\Pi}$ було виконано (окрім $H = 400$ м) також для глибин $H = 200$ м і $H = 600$ м. Таким чином, охоплено весь діапазон зміни глибини розташування пластових виробок, характерний для умов Західного Донбасу.

Тенденції зміни НДС геомеханічної моделі за варіювання модулів деформації породних шарів для глибин $H = 200$ м і $H = 600$ м залишаються незмінними, як і для глибини $H = 400$ м; змінюються тільки кількісні показники. Детальний аналіз НДС виконано за вертикальними σ_y , горизонтальними σ_x компонентами та інтенсивністю напружень σ , під час якого акцентується увага на тенденціях впливу глибини H розміщення виробки за різних співвідношень модулів деформації $E_i^{K,\Pi}$ прилеглих літотипів.

11.3.1 Відображення розподілу поля вертикальних напружень у геомеханічній моделі гірських порід

Вивчення параметрів епюри вертикальних напружень σ_y проведено послідовно для порід покрівлі, підшови і боків виробки з оцінкою ступеня сумісного впливу глибини H її розміщення і деформаційних характеристик $E_i^{K,\Pi}$ прилеглих літотипів. З урахуванням того, що середнє значення $H = 400$ м уже раніше проілюстровано в попередньому §11.2, у цьому параграфі наведено приклади епюр σ_y для двох крайніх значень $H = 200$ м і $H = 600$ м, які за своєї схожості в якісному плані мають суттєві відмінності за величиною σ_y і розмірами області їх розподілу в кількісному відношенні.

В однорідному шаруватому масиві зниженої жорсткості (варіант №1) параметри зони розвантаження σ_y у покрівлі виробки мають такі тенденції зміни при зростанні глибини H її розташування (рис. 11.10). Для конкретизації порівняльного аналізу виділено три групи зон розвантаження за величиною коефіцієнта $K_y = \sigma_y / \gamma H$:

– загальна зона розвантаження характеризує поширення знижених σ_y , що відрізняються від початкового стану недоторканого масиву ($\sigma_y = \gamma H$) лише до

5 – 10%, тобто $K_y = 0,90 - 0,95$; за цим критерієм визначають максимальні розміри зон розвантаження;

– зона досить «глибокого» розвантаження рівня $K_y = 0,30 - 0,40$; тут імовірна інтенсифікація зрушень порід покрівлі в напрямку порожнини виробки із втратою зчеплення між сусідніми окремими частинами (умови шаруватих і тріщинуватих порід) та їх обваленням з утворенням склепіння природної рівноваги згідно з класичною теорією проф. М.М. Протодьяконова;

– зона повного розвантаження ($\sigma_y = 0$), де обов'язково відбудеться розширення й обвалення приконтурних порід покрівлі, які з урахуванням порушень текстури практично не здатні чинити опір розтягуючим зусиллям.

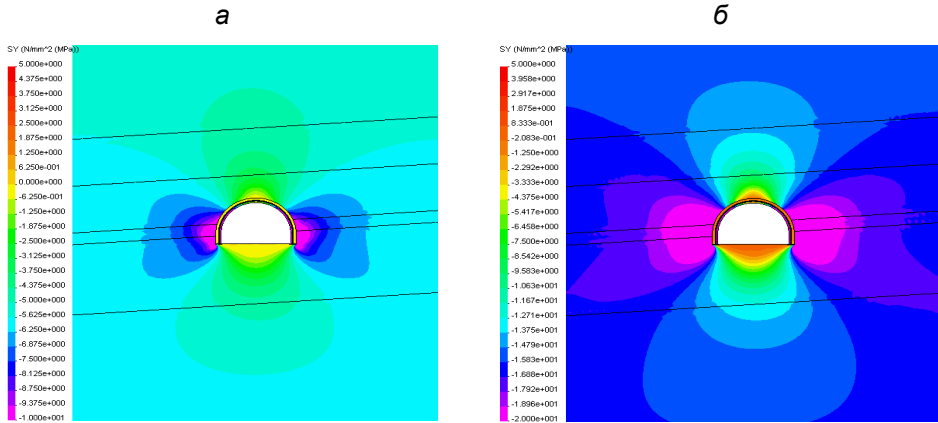


Рис. 11.10. Епюри вертикальних напружень σ_y для варіанта №1 співвідношення модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

Відокремлені три групи зон розвантаження дають змогу, на наш погляд, цілком об'єктивно оцінити вплив як глибини H розміщення виробки, так і супутньої варіації модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів (рис. 11.11). У такій постановці аналіз впливу глибини H дав такі результати. Загальні розміри зони розвантаження практично не змінилися (зростання лише на 6,3%) за $H = 600$ м порівняно з $H = 200$ м. Такий незначний вплив H зафіксовано і для інших варіантів розрахунку НДС (змінні значення $E_i^{K,II}$), що обумовлено, на наш погляд, адекватністю обраного критерію K_y : зі зростанням глибини H напруження σ_y збільшуються за законом, близьким до лінійного, так само як і лінійно зростає показник γH початкового стану недоторканого масиву. Тому

відносний параметр K_y , об'єктивно має бути стабільним, але тільки за відсутності впливу інших факторів, пов'язаних із текстурою і властивостями прилеглих літотипів. Остання обставина зобов'язала нас розглянути спільний вплив геомеханічних параметрів H і $E_i^{K,II}$ для всебічної та об'єктивної оцінки їхнього зв'язку з компонентами НДС. Тому було відібрано вісім суттєво різних варіантів співвідношень $E_i^{K,II}$ (№№1, 3, 7, 8, 10, 14, 16, 18), які, на нашу думку, дають змогу досить інформативно проілюструвати досліджувані тенденції впливу.

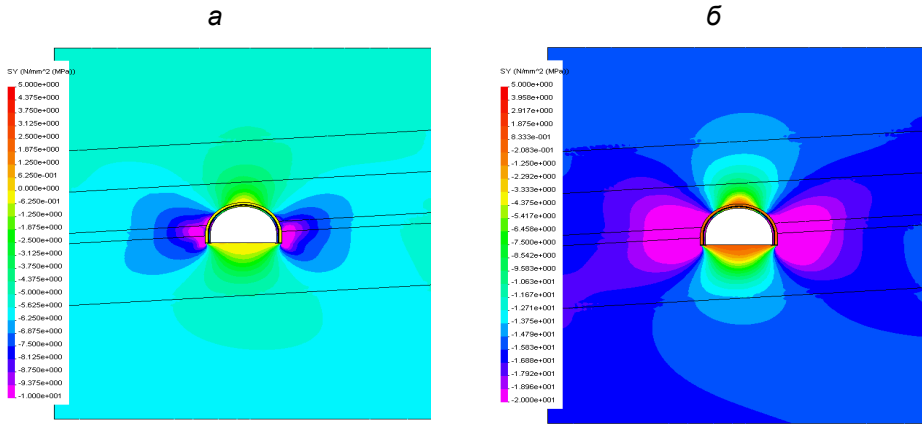


Рис. 11.11. Епюри вертикальних напружень σ_y для варіанта №18 співвідношення модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

Раніше відмічено відносну стабільність висоти поширення зони розвантаження загалом, що не має суттєвого зв'язку з глибиною розробки H ; цей результат було зафіксовано для варіанта №1 (див. табл. 11.1) залягання однорідних порід, які легко деформуються. Водночас, за залягання тих самих однорідних, але жорстких літотипів, зростання загальної висоти зони розвантаження становило 19,4%, що є максимальним відхиленням для всіх 27 варіантів розрахунку НДС геомеханічної моделі. Їхній аналіз показує підвищене відхилення (17,5 – 19,4%) висоти зони розвантаження в разі залягання в покрівлі хоча б одного шару підвищеної жорсткості. Очевидно, це зумовлено прийняттям більш жорсткими літотипами підвищеного гірського тиску, який посилюється зі зростанням глибини H розміщення виробки. При заляганні в покрівлі літотипів, що легко деформуються, вплив H не перевищує 7,7%, тобто градієнт зростання σ_y і параметра γH практично однаковий.

Рівень розвантаження $K_y = 0,30 - 0,40$ характеризує область можливої втрати стійкості порід покрівлі всередині загальної зони розвантаження. Тут

більш значуще проявляється тенденція впливу H у напрямку обмеження висоти поширення зони розвантаження. Ця тенденція, на перший погляд, суперечлива: глибина розміщення виробки збільшується, а висота зони розвантаження зменшується. Пояснення цієї тенденції дає механізм зсуву шаруватої покрівлі з порушеними контактами між літотипами. Насамперед, зі збільшенням H зростає загальна напруженість порід покрівлі, що формує тенденцію підвищення σ_y у зоні розвантаження, але основний фактор полягає у збільшенні прогинів породних шарів, які деформуються відносно незалежно при порушених контактах між сусідніми літотипами. Загальновідомо, що інтенсивність вигину шарів знижується під час руху від контуру виробки в глиб масиву. Зі зростанням H найбільшою мірою прогинається безпосередня покрівля і завдяки цьому вона «уходить» від частини гірського тиску з боку основної покрівлі на ділянці ширини виробки, напруження σ_y у безпосередній покрівлі знижуються, а в основній – збільшуються, і зона розвантаження стає обмеженішою (у межах безпосередньої покрівлі). Описана тенденція спостерігається у всіх 27 варіантах розрахунку НДС незалежно від співвідношення модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів. Тут, як зазвичай, винятком до певної міри є варіант №7 нехарактерного залягання жорстких літотипів у безпосередній покрівлі та підшві вугільного пласта (рис. 11.12), але навіть він показує невелике (5,4%) зменшення висоти зони розвантаження за $H = 600$ м. А в інших варіантах розрахунку НДС величина відмінностей становить від 11,7% до 41,0% без стійкого зв'язку з розподілом $E_i^{K,II}$ за прилеглими літотипами.

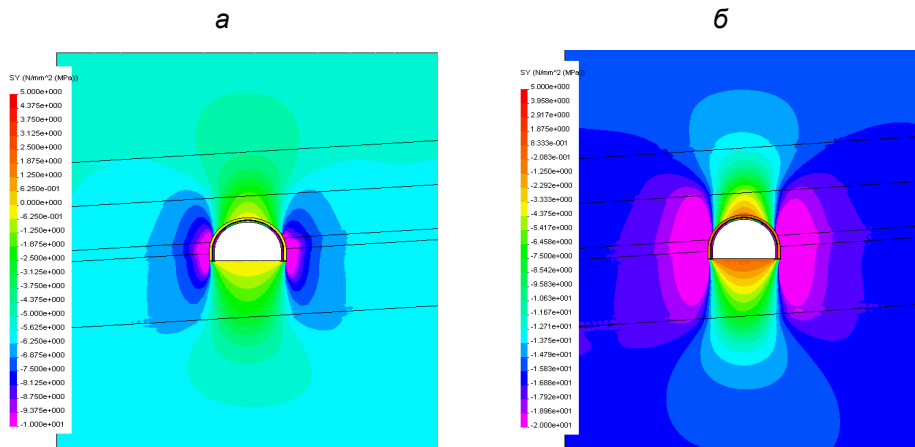


Рис. 11.12. Епюри вертикальних напружень σ_y для варіанта №7 співвідношення модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

Заслужують на увагу параметри зони повного розвантаження ($\sigma_y = 0$). За глибини $H = 200$ м така зона практично не утворюється в жодному з варіантів розрахунку. Найбільш «глибокий» ступінь розвантаження становить $K_y = 0,05 - 0,10$ і лише на обмеженій ділянці в центрі склепіння виробки з'являється на її контурі ділянка висотою до кількох десятків міліметрів, де $\sigma_y = 0$.

У процесі збільшення глибини розміщення виробки до $H = 600$ м у центральній частині її склепіння утворюється локальна зона повного розвантаження невеликої висоти ($0,1 - 0,3$ м) з появою розтягуючих $\sigma_y \leq 0,5$ МПа. Виникнення розтягу в нижній частині безпосередньої покрівлі є цілком закономірним і зумовлене збільшенням її прогинів за $H = 600$ м.

У породах підосви виробки параметри зон розвантаження мають як схожі, так і відмінні тенденції зв'язку з глибиною H і співвідношенням модулів деформативності $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів.

Основною відмінною рисою є зниження висоти зони розвантаження у підосві, що змінюється в інтервалі $17,3 - 25,6\%$ за винятком варіанта №7, де зафіксовано мінімальне відхилення в $11,8\%$. Встановлено, що найбільший вплив глибини H відбувається, коли в безпосередній підосві залягає більш жорсткий літотип, як це має місце у варіантах №№8, 16, 18 (рис. 11.13 і рис. 11.14). Механізм цього явища дуже схожий на раніше описані процеси в покрівлі. За $H = 600$ м розвивається вигин і послідовне розшарування порід підосви від контуру виробки в глиб масиву. При цьому породні шари мають різний ступінь розвантаження, але вони своїм переміщенням у порожнину виробки не залучають більш віддалені літотипи за рахунок порушення між ними зв'язків. Відповідь на запитання, чому відбувається більш вагоме зниження глибини зони розвантаження у процесі залягання в безпосередній підосві жорсткого шару, лежить у такій площині. Більш жорстка безпосередня підосва сприймає на себе підвищене навантаження від прилеглої масиву, що зсувається у порожнину виробки. При цьому відбувається більш інтенсивний вигин безпосередньої підосви з підвищеними розтягуючими σ_y на внутрішньому контурі шару та підвищеними стискними σ_y на його зовнішній поверхні, де останні природним чином обмежують розміри зони розвантаження. Одночасно підвищена жорсткість безпосередньої підосви сприяє розвитку додаткової реакції протидії зсуву порід основної підосви: тут стискні σ_y збільшуються і скорочуються розміри зон розвантаження.

Таке уявлення механізму зсуву підосви в порожнину виробки підтверджує тенденція обмеження (за $H = 600$ м) глибини зони розвантаження рівня $K_y = 0,30 - 0,40$. За винятком неординарного варіанта №7 скорочення глибини зони розвантаження змінюється в діапазоні $12,7 - 28,6\%$, але чітко вираженої тенденції впливу $E_i^{K,II}$ не спостерігається. Наприклад, за безпосе-

редньої підшви, що легко деформується, у варіанті №3 відхилення становило 18,8%, а за жорсткої безпосередньої підшви у варіанті №16 – 28,6% (рис. 11.15). Водночас за безпосередньої підшви, що легко деформується, у варіанті №10 відхилення дорівнюють 24,2%, а за жорсткої безпосередньої підшви у варіанті №8 – лише 12,7%. Така неоднозначність не дає змоги виявити тенденції впливу деформаційних характеристик прилеглих літотипів у разі збільшення глибини розміщення виробки до $H = 600$ м.

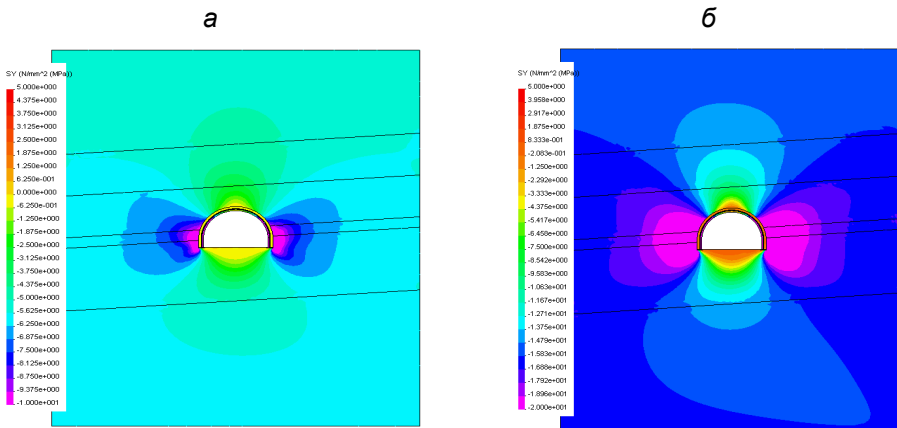


Рис. 11.13. Епюри вертикальних напружень σ_y для варіанта №8 співвідношення модулів деформації $E_I^{K,II}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

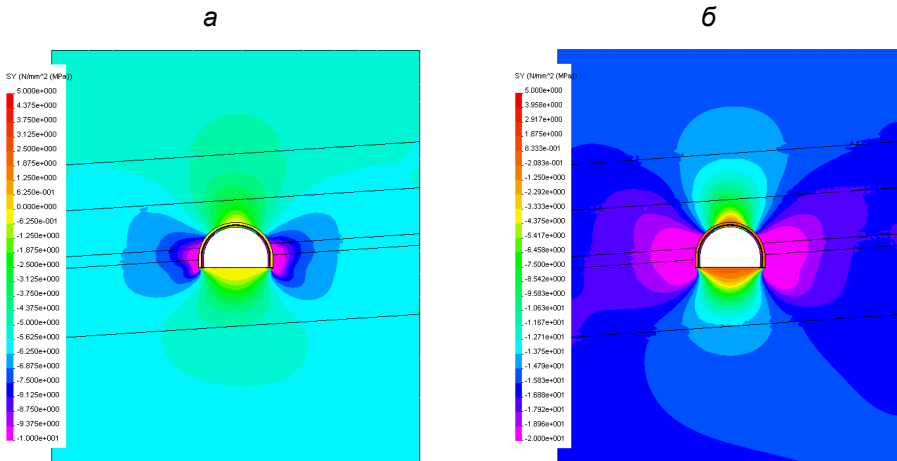


Рис. 11.14. Епюри вертикальних напружень σ_y для варіанта №16 співвідношення модулів деформації $E_I^{K,II}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

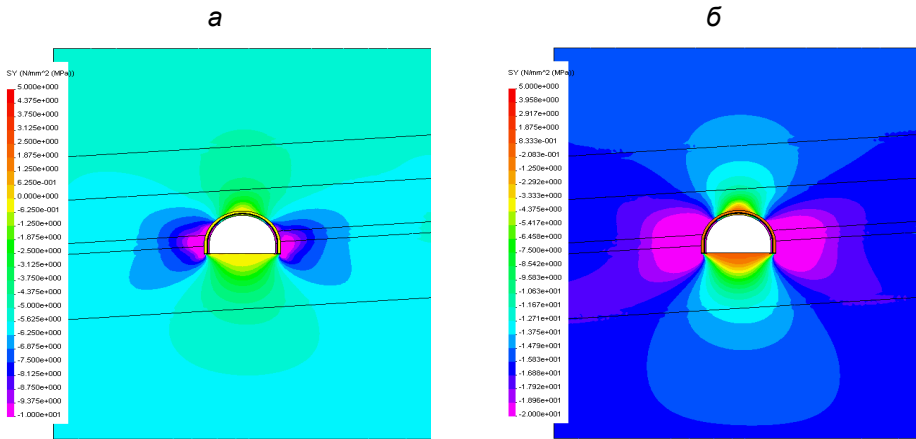


Рис. 11.15. Епюри вертикальних напружень σ_y для варіанта №3 співвідношення модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

Схожі з породами покрівлі тенденції виявлено і для зони повного розвантаження у підшві. За $H = 200$ м зона повного розвантаження практично повністю відсутня, за винятком приконтурного шару завтовшки в кілька десятків міліметрів, але близька до неї зона з $K_y = 0,05 - 0,10$ за своїми розмірами в кілька разів перевищує такі в покрівлі виробки. За $H = 600$ м зона повного розвантаження розповсюджується у підшву на глибину $0,5 - 1,0$ м із появою всередині неї розтягуючих $\sigma_y \leq 3,0$ МПа. Ця зона насамперед схильна до розшарування, але вона не робить вирішального внеску в розвиток здимання через свої обмежені розміри. Тенденція впливу модулів деформації прилеглих літотипів неоднозначна і тут не виявлено якихось стабільних закономірностей. Наприклад, за літотипів безпосередньої покрівлі, що легко деформуються, та піддатливої підшви (варіант №10) глибина зони повного розвантаження практично така сама, як для варіанта залягання всіх прилеглих жорстких шарів (рис. 11.16).

У боках виробки розміщується зона ПГТ ($K_y > 1$), параметри якої найбільш тісно пов'язані з глибиною розробки H , і цей зв'язок виражається в неухильному зростанні розмірів зон ПГТ зі збільшенням H , що цілком закономірно і не суперечить наявним уявленням про процеси зсуву вуглевмісного масиву навколо гірничої виробки. Наприклад, якщо аналізувати тенденції зростання загальних розмірів зон ПГТ (висота і ширина зон визначається за критерієм поширення мінімальних концентрацій рівня $K_y = 1,10 - 1,15$), то в разі збільшення H з 200 м до 600 м у всіх варіантах розрахунку НДС спостерігається підвищення висоти зони в 1,22 – 1,73 разів та її розширення в 1,33 – 1,59 разів. Тобто в середньому градієнт зростання загальних розмірів

зон ПГТ приблизно вдвічі менший, ніж H : 1,5 рази за триразового збільшення глибини розміщення виробки. Такої ж стабільної тенденції впливу модуля деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів не встановлено, хоча, якщо узагальнити всі 27 варіантів розрахунку НДС геомеханічної моделі, то можна помітити, що мінімальний градієнт зростання висоти зони ПГТ (1,22 – 1,29 разів) приурочено до залягання жорстких шарів у безпосередній покрівлі та підшві вугільного пласта, а в умовах шарів, що легко деформуються, градієнт зростання збільшується до 1,65 – 1,73 разів. Але відокремити більш конкретний зв'язок $E_i^{K,II}$ з висотою зони ПГТ не видається можливим. Що ж стосується ширини зони ПГТ, то тут будь-яка стабільна тенденція впливу $E_i^{K,II}$ на градієнт зростання взагалі не простежується. Наприклад, однаковий градієнт 1,5 збільшення ширини зони ПГТ зафіксовано одночасно за жорстких породних шарів безпосередньої покрівлі й підшви і породних шарів, що легко деформуються.

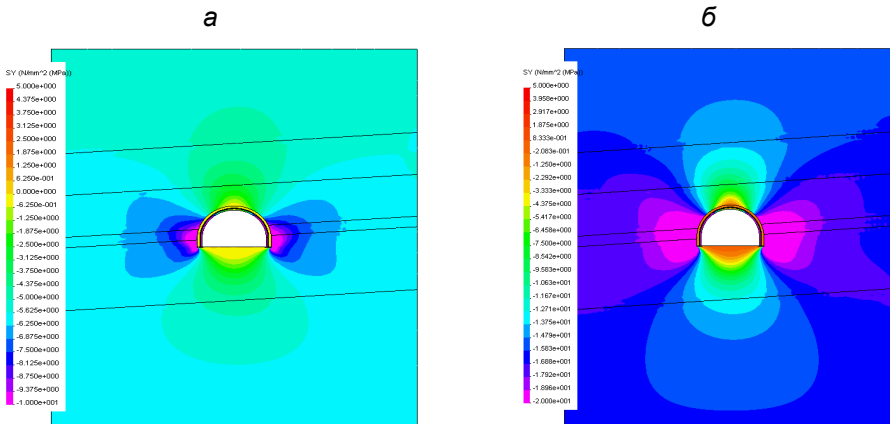


Рис. 11.16. Епюри вертикальних напружень σ_y для варіанта №10 співвідношення модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

Більш висока концентрація σ_y рівня $K_y \geq 1,15$ характеризується ще більш підвищеною тісністю зв'язку з глибиною H розміщення виробки. Так, за одного й того самого триразового підвищення H градієнт зростання висоти зон ПГТ змінюється в інтервалі 1,95 – 2,44; причому, є тенденція впливу $E_i^{K,II}$ на градієнт зростання: найвищі значення відповідають розміщенню більш жорстких літотипів у покрівлі, як, наприклад, у варіанта №14 (рис. 11.17). Очевидно, це зумовлено широко відомою геомеханічною закономірністю сприйняття підвищеного навантаження більш жорсткими літоти-

пами в неоднорідному гірському масиві. Ще вищий градієнт зростання відзначено для ширини зон ПГТ: триразове збільшення H призводить до розширення зон концентрацій σ_y рівня $K_y \geq 1,5$ у 2,69 – 4,04 разів. І тут також виділяються підвищеним градієнтом зростання варіанти залягання в покрівлі більш жорстких породних шарів.

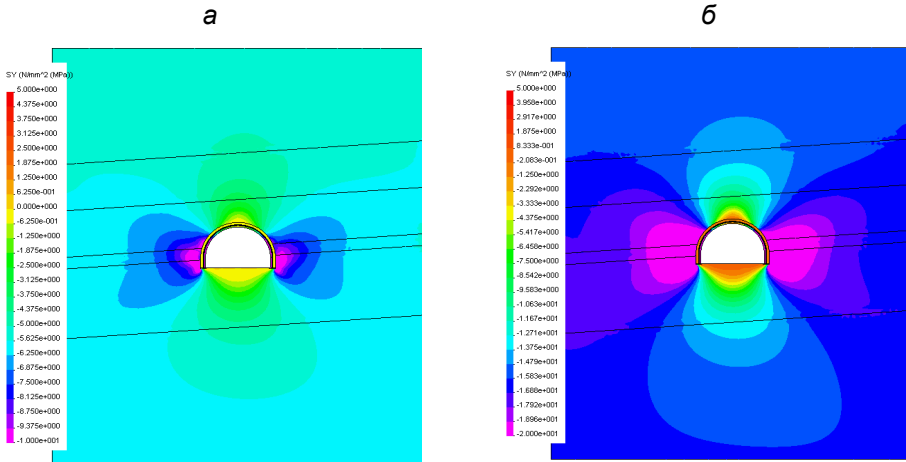


Рис. 11.17. Епюри вертикальних напружень σ_y для варіанта №14 співвідношення модулів деформації $E_I^{K,II}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

Узагальнюючи результати проведеного аналізу, необхідно акцентувати увагу на таких тенденціях впливу глибини H розміщення виробки:

- у покрівлі розповсюдження висоти зони розвантаження практично не залежить від параметра H , а висота зон «глибокого» рівня розвантаження знижується з ростом H на 12 – 41% з появою мінімального розтягу в центральній частині склепіння виробки;

- у підшові відбувається помірне обмеження глибини поширення зон розвантаження на 12 – 29% за більш вагомого розтягу до 3,0 МПа поблизу контуру виробки;

- найбільш тісний зв'язок розмірів зон ПГТ із глибиною розміщення виробки спостерігається в її боках; загальні розміри зон ПГТ мають градієнт зростання приблизно у 2 рази нижчий за градієнт збільшення H , а підвищені концентрації σ_y характеризуються градієнтом зростання своїх зон розповсюдження на рівні градієнта збільшення глибини розміщення виробки.

11.3.2 Тенденції зміни поля горизонтальних напружень

Відслідковування зв'язку параметрів розподілу горизонтальних напружень σ_x у прилеглих літотипах із глибиною H розміщення виробки виконано за всіма 27 варіантами розрахунку НДС геомеханічної моделі, а наочно представлено для тих самих варіантів співвідношень модулів деформації $E_i^{K,II}$, що були використані як ілюстрація результатів аналізу поля вертикальних напружень σ_y . У всіх варіантах співвідношень $E_i^{K,II}$, за винятком нехарактерного №7, епюри σ_x є схожими в якісному плані, але мають суттєві відмінності в кількісних значеннях параметрів розподілу. Спільними ознаками, що відповідають наявним уявленням про деформування породних шарів навколо виробки, є:

– прогин породних шарів у порожнину виробки з утворенням концентрацій стискних σ_x у верхній частині шару знижених, але теж стискних σ_x – у районі нижньої поверхні шару, що має місце в межах ширини виробки; за її межами кривизна вигину змінює знак і вже у верхній частині шару розміщуються знижені стискні σ_x , а в нижній частині – підвищені горизонтальні напруження стиску;

– у породах підшви епюра σ_x має майже дзеркальне відображення по відношенню до покрівлі; тут також відбувається вигин літотипу в порожнину виробки, але вже з утворенням суттєвих розтягуючих σ_x у верхній частині шару та концентрацією стисних σ_x – у його нижній частині; за межами ширини виробки кривизна вигину літотипів у підшві змінює знак;

– у боках виробки безпосередньо в приконтурній частині на ширину до 0,9 – 1,3 м діє зона знижених стискних σ_x із переходом на самому контурі в невеликі розтягуючі σ_x ; далі в глиб масиву збільшуються стискні σ_x із коефіцієнтом концентрації $K_x \geq 1,5 - 2,0$.

Викладені загальні особливості розподілу σ_x поблизу виробки є надзвичайно важливими з погляду встановлення небезпечних зон і закономірностей змін їхніх розмірів під впливом зростання глибини H розробки та варіації співвідношень модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів. Зони ймовірного знеміцнення порід зумовлені спільною і нерівнокомпонентною дією вертикальних σ_y і горизонтальних σ_x напружень і, з погляду сучасних теорій міцності, будуть утворюватися передусім у ділянках, де поєднуються концентрації напружень стиску однієї компоненти та мінімуми стиску, а тим паче розтяг іншої компоненти. Саме на такі зони звернено увагу під час аналізу поля розподілу горизонтальних напружень σ_x :

– у покрівлі над виробкою зона концентрації стискних σ_x (за винятком локальної ділянки приконтурних порід у центральній частині склепіння) збігається із зоною розвантаження вертикальних напружень σ_y ;

– у покрівлі за межами ширини виробки в одній і тій самій зоні діють знижені стискні σ_x наряду із концентрацією стискних вертикальних напружень σ_y ;

– у підшві як на ділянках ширини виробки, так і за її контуром у боках діють різновеликі компоненти σ_x і σ_y з приблизно «дзеркальним» відображенням епюри в покрівлі;

– у приконтурній частині боків виробки знижені σ_x накладаються на максимуми концентрацій вертикальних напружень σ_y .

Параметри епюри σ_x у перелічених зонах детально вивчено щодо впливу глибини H розміщення виробки і мінливості співвідношень модулів деформації прилеглих літотипів. Основним критерієм оцінки тенденції цього впливу слугують коефіцієнт концентрації (розвантаження) $K_x = \sigma_x / \lambda \gamma H$ і розміри зон його розповсюдження. Для зон розвантаження σ_x при аналізі тенденцій відібрано два значення коефіцієнта K_x :

– величина 0,7 – 0,8 характеризує зону розповсюдження вже вагомому ступеня розвантаження, здатного суттєво впливати на настання граничного стану гірської породи;

– умова повного розвантаження $K_x = 0$ від дії горизонтальних напружень; у разі появи розтягу вказується діапазон дії розтягуючих σ_x .

Для зон підвищених стискних σ_x доцільно оперувати такими значеннями коефіцієнта концентрації:

– $K_x = 1,6 - 1,8$ величина σ_x суттєво впливає на стійкість конкретної зони гірського масиву;

– $K_x \geq 2,2 - 2,5$ – зони, близькі до максимальної концентрації σ_x .

За викладеними методичними принципами вивчено тенденції впливу геомеханічних параметрів H і $E_i^{K,II}$, а базу для проведення таких досліджень склали 27 варіантів розрахунку НДС.

При розміщенні виробки в однорідних літотипах, що легко деформуються, за варіантом №1 тенденції впливу глибини розробки полягають у такому (рис. 11.18). Концентрація стискних σ_x рівня $K_x = 1,6 - 1,8$ розповсюджується над виробкою як у безпосередній, так і в основній покрівлі та свідчить про їхній прогин у порожнину виробки. Зі зростанням глибини до 600 м у варіанті №1 зафіксовано максимальне розширення цієї зони до 39,8%; в інших варіантах діапазон зростання ширини розвитку такої концентрації K_x становить 3,6 –

20%. Більш вагома концентрація стисних σ_x рівня $K_x \geq 2,2 - 2,5$ розміщується тільки у верхній частині безпосередньої покрівлі, а ширина цієї зони практично не пов'язана з глибиною розробки H : для варіантів №3, 7 і 18 будь-яких відмінностей не зафіксовано, а для інших варіантів розрахунку НДС максимальні відмінності не перевищують 15 – 20%; конкретно, у варіанті №1 – 8,3%.

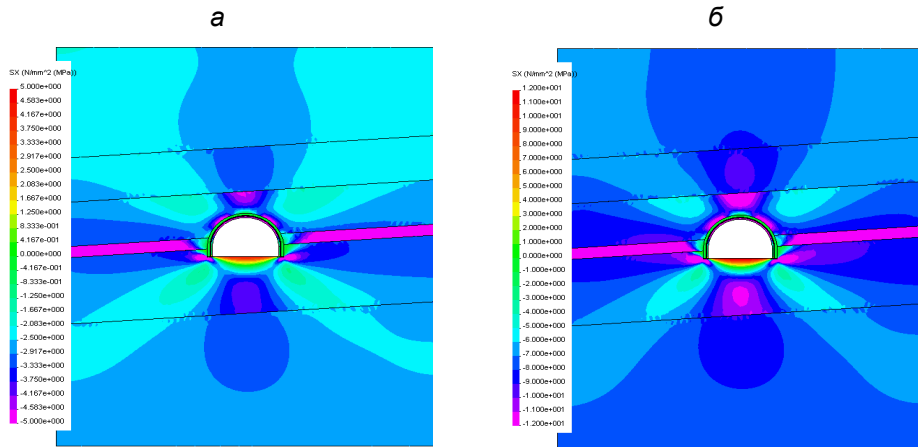


Рис. 11.18. Епюри горизонтальних напружень σ_x для варіанта №1 співвідношення модулів деформації $E_i^{K,\Pi}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

Варіант №18 наряду із заляганням однорідних літотипів відрізняється від варіанта №1 їхньою підвищеною жорсткістю (рис. 11.19). Це зумовило сприйняття підвищеного навантаження і, як наслідок, – утворення суттєвих концентрацій σ_x (від вигину шарів) не тільки в безпосередньому, а й першому шарі основної покрівлі. Однак вплив H на величину коефіцієнта концентрації K_x практично відсутній і тому є просте пояснення: за пружної постановки задач розрахунку НДС горизонтальні напруження σ_x пов'язані з глибиною H за законом, близьким до лінійного, показник $\lambda\gamma H$ початкового бічного геостатичного тиску в недоторканому масиві також лінійно залежить від H ; тому частка $K_x = \sigma_x / \lambda\gamma H$ від ділення лінійних величин буде числом постійним.

З погляду тенденцій впливу модуля деформації $E_i^{K,\Pi}$ прилеглих літотипів на градієнт зростання ширини зони концентрації σ_x слід наголосити на їхньому помірному впливі. Наприклад, для $K_x \geq 2,2 - 2,5$ повністю відсутній вплив H для варіантів №№3, 7 і 18, що характеризуються заляганням у безпосередній покрівлі жорсткого шару, тоді як максимальне відхилення у

15 – 20% спостерігається у варіантах №№8 і 10 залягання літотипів, що легко деформуються, одночасно в безпосередній покрівлі та підшві. Що стосується концентрації σ_x рівня $K_x = 1,6 - 1,8$, то, за винятком варіанту №1, вплив H на градієнт зростання ширини зони можна вважати незначним.

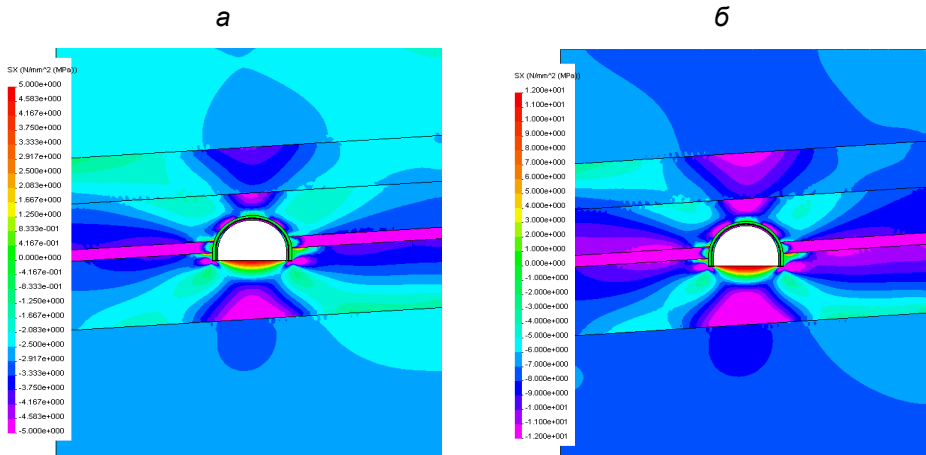


Рис. 11.19. Епюри горизонтальних напружень σ_x для варіанта №18 співвідношення модулів деформації $E_i^{K,H}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

Раніше ми зазначали якісну подібність один одному всіх 26 варіантів розрахунку НДС геомеханічної моделі, що побічно підтверджує її адекватність, але є один виняток – варіант №7 (рис. 11.20), який принципово відрізняється за параметрами розподілу поля горизонтальних напружень σ_x . З одного боку, у покрівлі та підшві чітко простежується вигин порідних шарів у напрямку порожнини виробки, але наслідки цього вигину різко відрізняється від інших варіантів. Наприклад, у жодному з решти варіантів розрахунку НДС не з'являється зона розвантаження σ_x в основній покрівлі, а у варіанті №7 ступінь розвантаження (над склепінням виробки) близький до повного: $K_x = 0,10 - 0,25$. Водночас, концентрація стискних σ_x не перевищує 2,5 і має обмежену зону розповсюдження. У підшві виробки спостерігаються аналогічні покрівлі особливості розподілу σ_x з дією зони розвантаження в основній підшві та зниженою концентрацією ($K_x \leq 1,7$) стискних σ_x . Вплив H у варіанті №7 практично відсутній для $K_x \geq 2,2 - 2,5$, а для $K_x = 1,6 - 1,8$ не перевищує 20% зростання за $H = 600$ м.

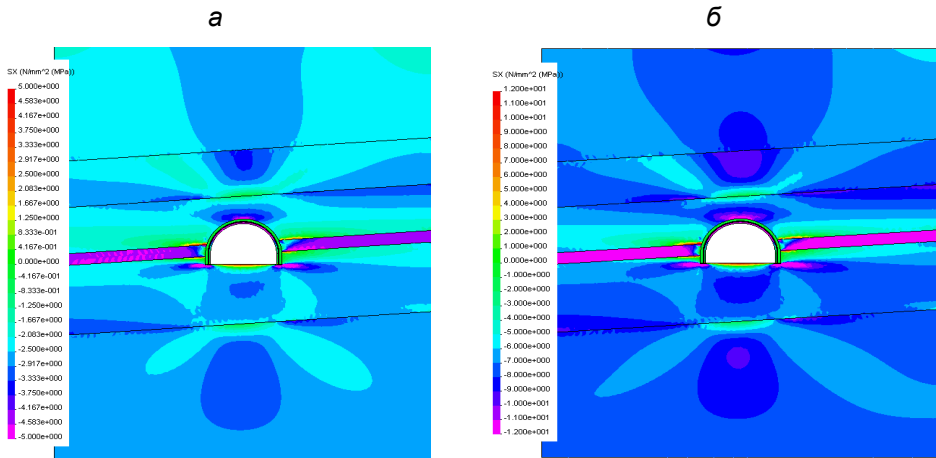


Рис. 11.20. Епюри горизонтальних напружень σ_x для варіанта №7 співвідношення модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

Ще одна особливість формування зони концентрації стискових σ_x над виробкою відзначається у варіантах №№10, 14, 16 і 18, що характеризуються обов'язковим заляганням в основній покрівлі жорсткого літотипу (рис. 11.21). На відміну від інших варіантів, тут в основній покрівлі поширюється досить велика (розміром, що приблизно відповідає ширині виробки) зона концентрації $K_x \geq 2,2 - 2,5$, яка в поєднанні зі зниженими вертикальними напруженнями σ_y може сприяти настанню граничного стану породи в основній покрівлі. Причина появи такої особливості повністю відповідає наявним уявленням про переважне навантаження більш жорстких літотипів під час зсуву неоднорідного масиву. Що ж стосується впливу глибини H розміщення виробки, то він малосуттєвий: у зазначених вище чотирьох варіантах зафіксовано зростання ширини зони концентрації σ_x від 0% до 20%.

Далі розглянемо тенденції зміни ширини зони концентрації σ_x у породах безпосередньої підшви при збільшенні глибини H розміщення виробки та варіації модуля деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів. Загалом слід зазначити вельми помірне зростання (з глибиною H розробки) ширини зон розповсюдження підвищених σ_x у безпосередній підшві незалежно від коефіцієнта концентрації K_x . Наприклад, у варіанті №3 збільшення ширини зони становило 23,5% при $K_x = 1,6 - 1,8$ і 21,8% при $K_x \geq 2,2 - 2,5$ (рис. 11.22). Найбільший градієнт зростання 26,7% зафіксовано у варіанті №10, коли безпосередня покрівля і підшва представлені літотипами, що легко деформу-

ються. Трохи менші значення градієнта зростання (20 – 23,5%) зафіксовано, наприклад, у варіантах №№1 і 3, де як мінімум безпосередня підшова має знижену жорсткість. Водночас у варіантах із підвищеною жорсткістю безпосередньої підшви (наприклад, №№8, 16 і 18) збільшення ширини поширення концентрацій σ_x різного рівня становить усього 2,9 – 11,5% (рис. 11.23).

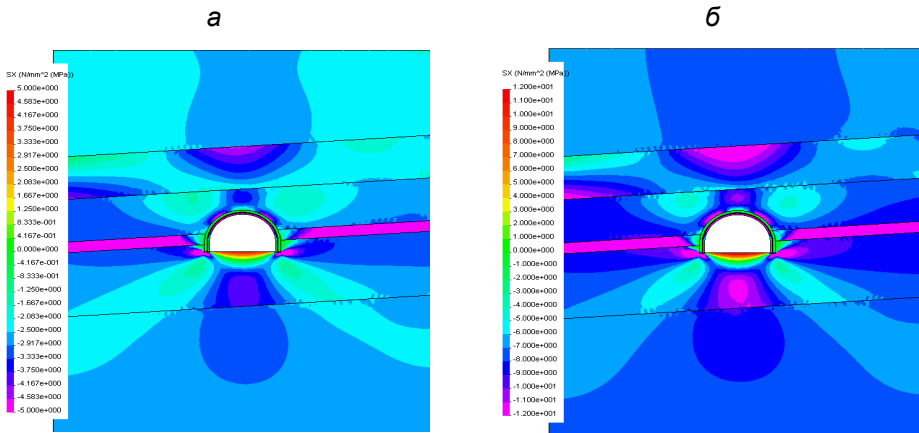


Рис. 11.21. Епюри горизонтальних напружень σ_x для варіанта №10 співвідношення модулів деформації $E_i^{K,П}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

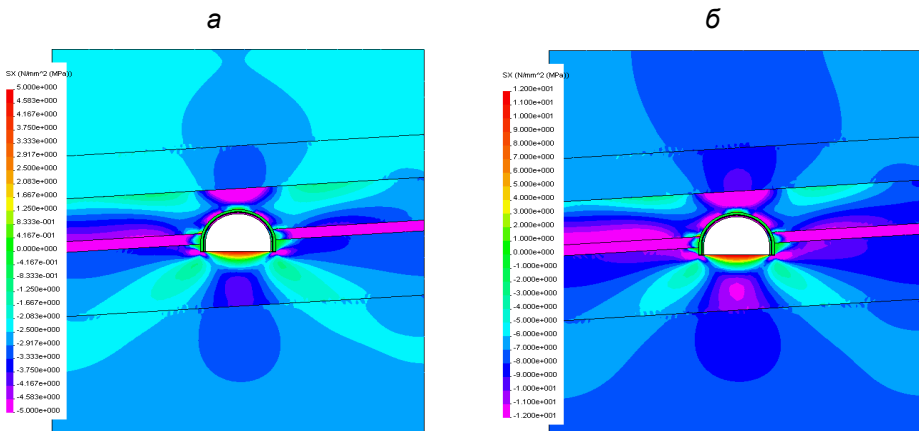


Рис. 11.22. Епюри горизонтальних напружень σ_x для варіанта №3 співвідношення модулів деформації $E_i^{K,П}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

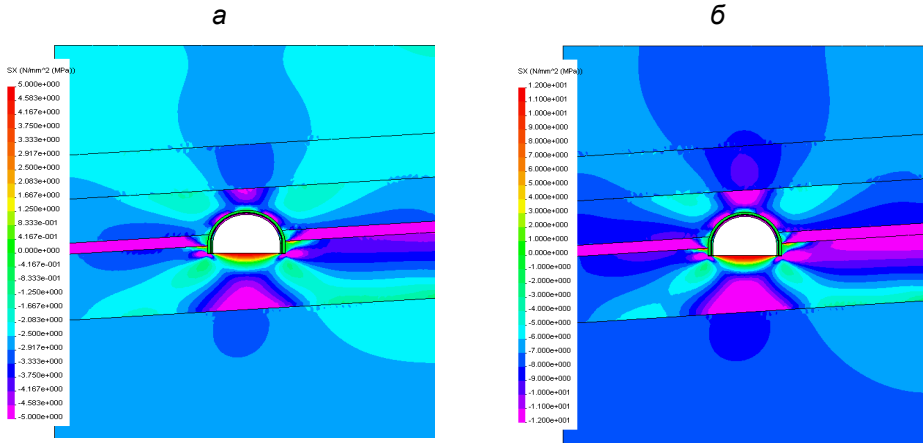


Рис. 11.23. Епюри горизонтальних напружень σ_x для варіанта №8 співвідношення модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

Таким чином, можна зробити висновок про несуттєвість впливу геомеханічних параметрів H і $E_i^{K,II}$ на відносні показники зміни розмірів зон концентрації σ_x у безпосередній підшві. Але, якщо взяти абсолютні значення, наприклад, ширини зон концентрації σ_x , то спостерігається різке її збільшення до 3,0 – 3,5 разів. Це підтверджує порівняння варіантів №№14 і 16 розрахунку НДС. Їх відрізняє розподіл $E_i^{K,II}$ у трьох прилеглих літотипах. У варіанті №14 менш жорстким породним шаром є тільки безпосередня підшва (рис. 11.24), а у варіанті №16 – безпосередня покрівля (рис. 11.25). Однак зафіксовано радикальне збільшення ширини поширення зон концентрації горизонтальних напружень σ_x , що зумовлено підвищеним вигином безпосередньої підшви завдяки зростанню навантаження на нього з боку порід основної підшви, що легко деформується. У зв'язку з цим зазначимо, що встановлення цієї тенденції повністю узгоджується з наявними уявленнями про деформування неоднорідного шаруватого масиву навколо одиночної виробки.

На стійкість прилеглому масиву суттєво впливають також зони розвантаження горизонтальних напружень σ_x , які, вочевидь, становлять серйознішу небезпеку через їх розміщення на ділянках дії концентрацій стискових вертикальних напружень σ_y .

Зони розвантаження у верхній частині (за потужністю) шарів покрівлі характеризують їх вигин у боках виробки в напрямку вугільного пласта; вони всі розташовані під кутом 40 – 50° до напрямку падіння (підняття) і найбільш інформативним параметром є довжина їх розповсюдження. У всіх варіантах

розрахунку НДС (за винятком варіанта №7) основний рівень розвантаження змінюється в діапазоні $K_x = 0,7 - 0,8$, а повне розвантаження спостерігається лише в локальній зоні варіанта №7. З цієї причини проаналізовано тенденції зміни довжини зони розвантаження рівня $K_x = 0,7 - 0,8$ під впливом геомеханічних параметрів H і $E_i^{K,II}$.

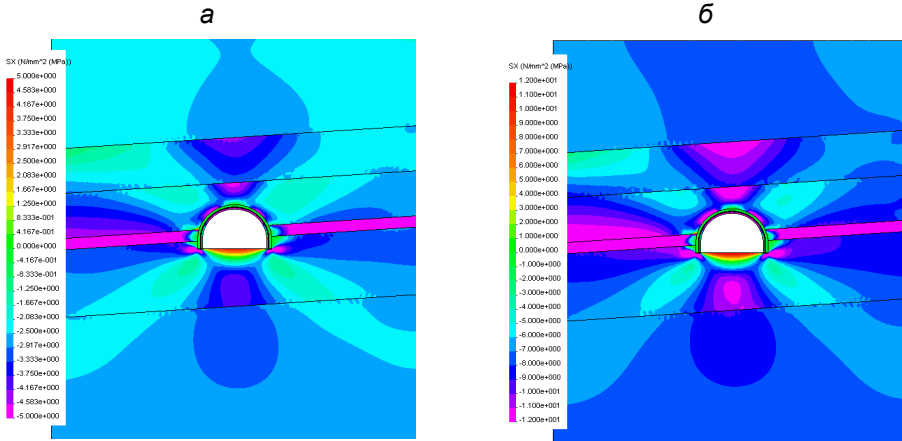


Рис. 11.24. Епюри горизонтальних напружень σ_x для варіанта №14 співвідношення модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

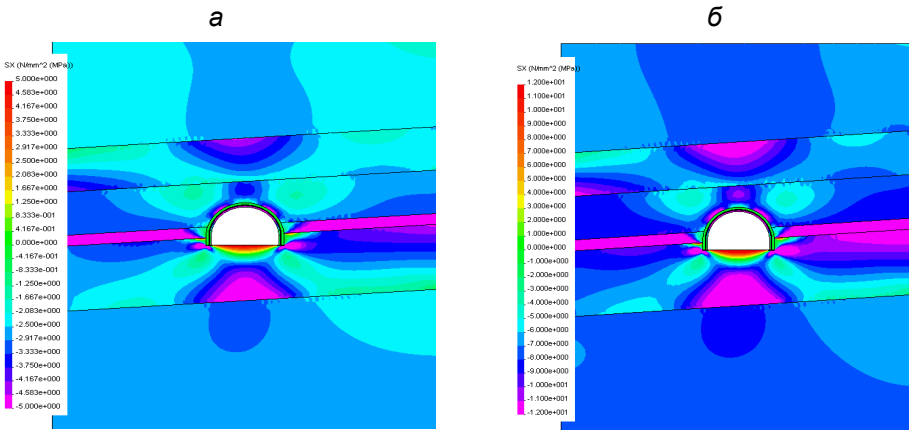


Рис. 11.25. Епюри горизонтальних напружень σ_x для варіанта №16 співвідношення модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

На перший погляд, зафіксовано суперечливу тенденцію різкого обмеження довжини зони розвантаження (в 1,27 – 2,67 разів для всіх 27 варіантів розрахунку НДС) при збільшенні глибини розміщення виробки з $H = 200$ м до $H = 600$ м. Але ця тенденція цілком з'ясовна з погляду зростання загальної напруженості масиву і горизонтальних напружень σ_x зокрема. Оскільки задачу розглянуто в пружній постановці, то значення σ_x у початковому стані недоторканого масиву збільшуються прямо пропорційно ($\sigma_x = \lambda\gamma H$) зростанню глибини H , і там, де (завдяки вигину шарів) формується зона знижених σ_x , вона обмежується збільшенням напружень стиску в сусідніх зонах, тобто, певною мірою відбувається компенсація знижених напружень вигину дією підвищених σ_x поблизу зон розвантаження. Цей вплив вельми суттєвий: у середньому довжина зон розвантаження скорочується у 2 рази при зростанні глибини H у 3 рази, але закономірностей зв'язку цієї тенденції зі співвідношенням модулів деформації $E_i^{K,\Pi}$ прилеглих літотипів не виявлено.

Аналогічні зони розвантаження σ_x сформовані в породах безпосередньої підшови також за межами ширини виробки і з тими самими кутами розповсюдження, але в приблизно «дзеркальному» відображенні. Загальні відмінності такі, що ступінь розвантаження σ_x у породах підшови дещо вищий, ніж у покрівлі, але основна тенденція скорочення довжини поширення ділянок зі збільшенням H збереглася, так само, як і відсутність стабільності закономірності впливу $E_i^{K,\Pi}$.

У боках виробки, як уже було зазначено раніше, спостерігається різкий перехід стану приконтурних порід від практично повного розвантаження до концентрації рівня $K_x = 2,2 - 2,5$ уже на відстані в масив до 0,9 – 1,3 м. Нагадаємо, що тут діють максимуми концентрацій σ_y і їхнє поєднання зі зниженими σ_x зумовлює високу ймовірність знеміцнення приконтурних порід. Параметри зон розвантаження відносно стабільні щодо зростання глибини H розміщення виробки, а деформаційні характеристики $E_i^{K,\Pi}$ прилеглих літотипів не виявляють будь-якої стійкої тенденції впливу. З іншого боку, за пружної постановки задачі горизонтальні напруження σ_x як у зоні розвантаження, так і в сусідній зоні концентрацій стискових σ_x мають лінійний зв'язок із H і збільшуються пропорційно до зростання глибини розміщення виробки.

Тому за постійних характеристик міцності прилеглих літотипів слід очікувати лінійного зростання розмірів зон граничного стану в боках виробки.

Загалом, узагальнюючи результати аналізу тенденцій впливу H і $E_i^{K,\Pi}$ на параметри епюри розподілу горизонтальних напружень, слід зазначити:

– досить слабкий вплив досліджуваних геомеханічних параметрів на розміри зон концентрацій у покрівлі та підшві виробки;

– довжина зон розвантаження в боках покрівлі та підшві виробки значно скорочується (у середньому приблизно у 2 рази) за зростання глибини розміщення виробки в 3 рази; співвідношення деформаційних характеристик $E_i^{K,II}$ також чинить суттєвий вплив (у середньому 30 – 60%), але стабільної закономірності не зафіксовано в плані впливу на градієнт зміни впливу H ;
– у боках виробки найбільшу небезпеку в частині знеміцнення породи становлять приконтурні (шириною 0,9 – 1,3 м) зони розвантаження σ_x , але суттєвого зв'язку їхніх розмірів із геомеханічними параметрами H і $E_i^{K,II}$ не виявлено.

11.3.3 Закономірності зміни параметрів розподілу інтенсивності напружень

Загальноприйнятий під час оцінювання стану гірських порід показник – інтенсивність напружень σ – є однією з ключових компонент НДС, і тому є важливим вивчення тенденцій зміни параметрів розподілу σ при збільшенні глибини H розміщення виробки з одночасною варіацією співвідношень модуля деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів.

Раніше було показано утворення в покрівлі та підшві виробки зон розвантаження σ , а в її боках – зон концентрації інтенсивності напружень. Усі без винятку зони становлять значний інтерес, оскільки саме вони формують прояви гірського тиску в покрівлі, підшві та боках виробки. Аналіз полів розподілу інтенсивності напружень усіх 27 варіантів розрахунку НДС дав змогу обґрунтувати найінформативніші показники коефіцієнтів K_σ для зон розвантаження ($K_\sigma < 1$) і зон концентрації ($K_\sigma > 1$); сам коефіцієнт K_σ є відношенням діючої в даній точці σ до її величини за початкового стану недоторканого масиву.

Зони розвантаження σ у покрівлі та підшві становлять підвищену небезпеку в плані інтенсифікації зсуву масиву в порожнину виробки, коли порода знаходиться в стані граничної рівноваги, зумовленій відсутністю σ , здатних створити певну подібність розпірних систем в шаруватих тріщинуватих породах вуглевмісної товщі, тобто коли спостерігається стан повного розвантаження $\sigma = 0$. З іншого боку, вельми знижені σ (визначаються рівнем розвантаження $K_\sigma \leq 0,3$) мають певну вірогідність свого зникнення під дією послаблюючих породоу факторів, що активізують процес зсуву приконтурних порід покрівлі та підшви в порожнину виробки, і зона повного розвантаження σ збільшує свої розміри. Тому вважаємо обґрунтованим вивчення тенденцій зміни розмірів (висоти і ширини) зон розвантаження рівня $K_\sigma \leq 0,3$.

У боках виробки порода сягає свого граничного стану через зростання

концентрацій σ до рівня опору породи стиску $\sigma_{cm_i}^{K,\Pi}$. Оскільки прилеглі літотипи різноманітні за величиною $\sigma_{cm_i}^{K,\Pi}$, то доцільно виокремити щонайменше два рівні концентрацій σ :

– $K_\sigma = 1,5 - 1,7$ – інтенсивність напружень σ може перевищити опір стиску порід малої міцності, особливо, з урахуванням дії послаблюючих факторів шаруватості, тріщинуватості та вологонасиченості;

– $K_\sigma = 1,8 - 2,3$ – інтенсивність напружень σ здебільшого більша за величину $\sigma_{cm_i}^{K,\Pi}$ порід малої міцності, а при $H = 600$ м може перевищити опір стиску порід середньої міцності з урахуванням дії послаблюючих факторів.

Таким чином, для трьох зазначених зон за трьох рівнів коефіцієнта K_σ було проведено вивчення тенденції впливу геомеханічних параметрів H і $E_i^{K,\Pi}$.

У варіанті №1 залягання однорідних літотипів, що легко деформуються, розміри зони розвантаження у покрівлі виробки знижуються (за висотою в 1,81 раза та шириною в 2,0 рази) при зростанні глибини розміщення виробки від 200 м до 600 м (рис. 11.26). Цю тенденцію вже було пояснено раніше зростаючою (разом із H) загальною напруженістю масиву, за якої сусідні зони підвищених σ ($K_\sigma > 1$) чинять дедалі більший вплив щодо обмеження розмірів зони розвантаження. Підтверджують таку закономірність усі 27 варіантів розрахунку НДС, де величина обмеження розмірів зон розвантаження коливається в доволі широкому інтервалі від 1,04 – 1,15 разів до 2,35 – 2,63 разів і тут, очевидно, позначається вплив співвідношення модулів деформації $E_i^{K,\Pi}$ прилеглих літотипів. Наприклад, у варіанті №18 залягання однорідних, але більш жорстких літотипів висота зони розвантаження практично не змінилася (зменшення становило 1,04 раза); водночас, у цьому самому варіанті ширина зони розвантаження скоротилася максимально – у 2,63 раза (рис. 11.27). На нашу думку, пояснення цього результату лежить у такій площині. За жорсткого породного шару він сприймає на себе підвищене навантаження, захищаючи нижні літотипи. Зростання глибини H у 3 рази збільшує прогин шару, за якого активно зростають горизонтальні напруження стиску в центральній частині його прольоту над виробкою і, як наслідок, – ширина зони розвантаження інтенсивно скорочується. Те саме зростаюче навантаження змушує породний шар чинити опір вигину за всією своєю потужністю і зростає висота зони розповсюдження знижених напружень σ_x . Тут же розташована зона розвантаження σ_y і дві основні компоненти, що визначають величину σ , мають знижені значення, що й зумовлює збереження висоти зони розвантаження на приблизно колишньому рівні. Ці міркування побічно підтверджують інші варіанти (наприклад, №№10, 14, 16), де щонайменше

перший шар основної покрівлі представлений більш жорстким літотипом. Так, у варіанті №14 безпосередня й основна покрівля мають підвищену жорсткість, що зумовлює схожий результат: скорочення висоти склепіння лише в 1,04 раза за умови зменшення його ширини в 2,0 рази (рис. 11.28). За менш жорсткого породного шару основної покрівлі відбувається приблизно рівноцінне скорочення висоти (в 1,81 – 2,35 разів) і ширини (в 1,78 – 2,0 рази) зони розвантаження при збільшенні глибини розміщення виробки до $H = 600$ м.

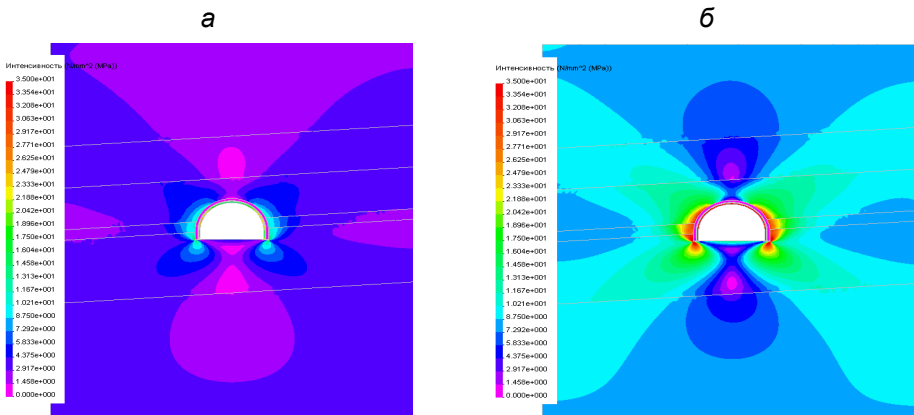


Рис. 11.26. Епюри інтенсивності напружень σ для варіанта №1 співвідношення модулів деформації $E_I^{K,II}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

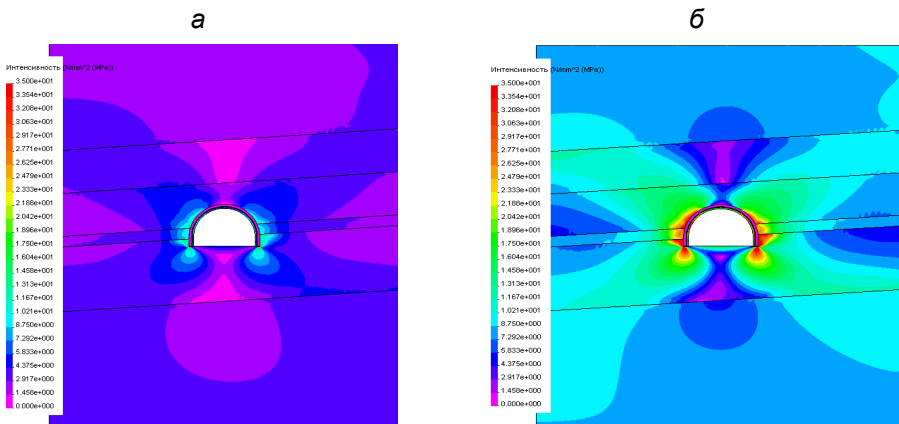


Рис. 11.27. Епюри інтенсивності напружень σ для варіанта №18 співвідношення модулів деформації $E_I^{K,II}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

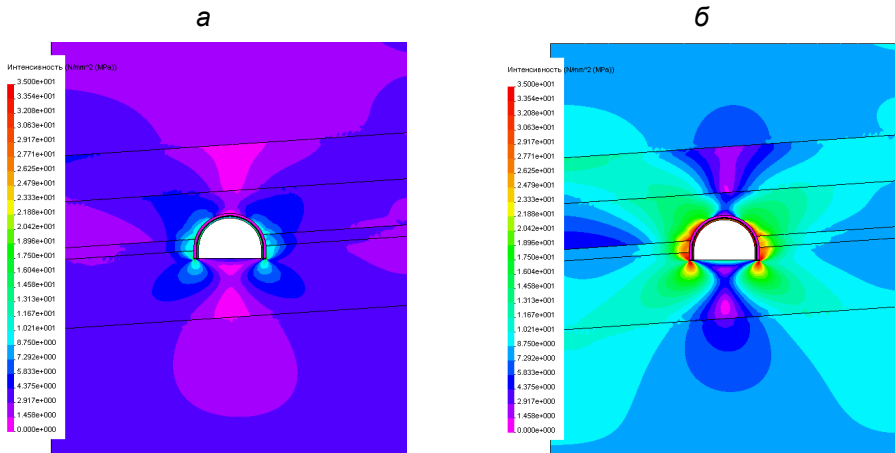


Рис. 11.28. Епюри інтенсивності напружень σ для варіанта №14 співвідношення модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

Параметри зони розвантаження у підшві виробки досить схожі з такими в покрівлі, але характеризуються деякою подібністю «дзеркального» відображення з низкою своїх відмінних особливостей. Наприклад, у варіанті №3 в підшві утворюються дві зони розвантаження рівня $K_\sigma \leq 0,3$: одна – поблизу контуру виробки має менші розміри, інша – у нижній частині потужності безпосередньої підшви зі збільшеною висотою та шириною (рис. 11.29). Така особливість притаманна всім варіантам розрахунку НДС геомеханічної системи незалежно від глибини H , а виняток становить варіант №7, де зона розвантаження такого рівня розповсюджується і у верхню частину потужності основної підшви, що нехарактерно для досліджуваних умов, так само, як і сам варіант залягання літотипів підвищеної жорсткості одночасно в породах безпосередньої покрівлі та підшви (рис. 11.30). Друга відмінність полягає в більш глибокому розвитку зон розвантаження (порівняно з покрівлею), якщо взяти до уваги сумарну довжину обох зон. У плані впливу глибини розміщення виробки H виявлено аналогічну покрівлі тенденцію скорочення розмірів зони розвантаження зі зростанням H . Діапазон градієнтів скорочення розмірів вужчий, ніж у покрівлі, і становить (в інтервалі $200 \text{ м} \leq H \leq 600 \text{ м}$) для висоти зони – 1,10 – 1,50 разів, для її ширини – 1,34 – 1,76 разів. Що стосується впливу співвідношення модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів на градієнт зниження розмірів зон розвантаження в підшві виробки, то тут спостерігаються неоднозначні тенденції. Наприклад, мінімальний градієнт 1,10 раза має місце як для варіанта №8 залягання в безпосередній підшві жорсткого літотипу (рис. 11.31), так і для варіанта №1 залягання там же породного шару, що легко деформується. Очевидно, тут дається взнаки той факт, що в обох варіантах у

безпосередній та основній покрівлі розміщені менш жорсткі літотипи. Навпаки, максимальні значення градієнтів зниження (в 1,42 – 1,50 разів) висоти зон розвантаження зафіксовано у варіантах залягання щонайменше двох жорстких породних шарів у ближній до виробки зоні. Щодо ширини зони розвантаження тенденції впливу $E_i^{K,II}$ не підлягають будь-якій закономірності.

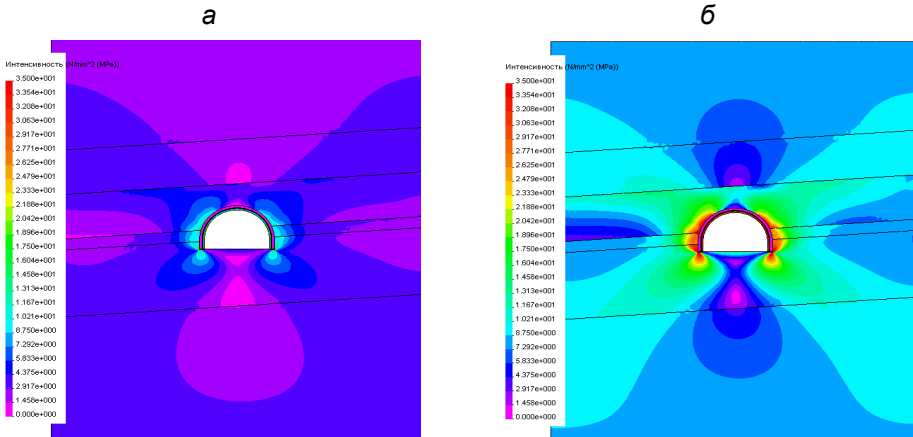


Рис. 11.29. Епюри інтенсивності напружень σ для варіанта №3 співвідношення модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

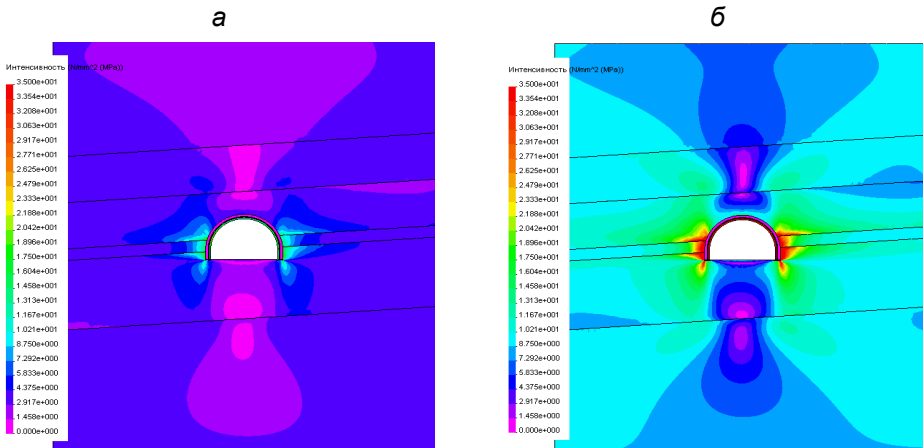


Рис. 11.30. Епюри інтенсивності напружень σ для варіанта №7 співвідношення модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

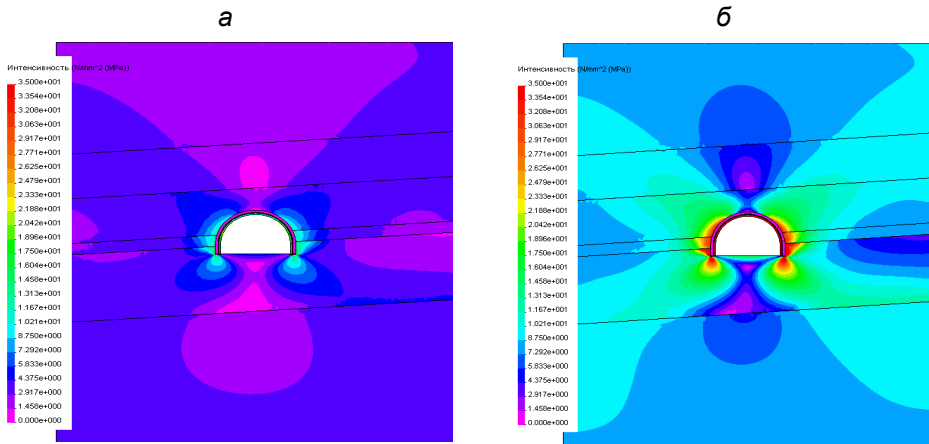


Рис. 11.31. Епюри інтенсивності напружень σ для варіанта №8 співвідношення модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

У боках виробки проаналізовано тенденції зміни розмірів зон двох рівнів концентрацій $K_\sigma = 1,5 - 1,7$ і $K_\sigma = 1,8 - 2,3$. Зі збільшенням H від 200 м до 600 м спостерігається помірне скорочення висоти (в середньому в 1,15 – 1,20 разів) і ширини (в середньому в 1,2 – 1,4 разів) зон концентрацій σ рівня $K_\sigma = 1,5 - 1,7$. Тут, як зазвичай, виділяється варіант №7 нехарактерного залягання жорстких літотипів у породах безпосередньої покрівлі та підшви: скорочення висоти ділянки в 1,55 раза і ширини – у 2,55 раза. Водночас, майже не впливає зростання глибини H у варіанті №10, де породи безпосередньої покрівлі та підшви представлені літотипами, що легко деформуються (рис. 11.32). В інших варіантах розрахунку НДС аналіз розмірів зон даного рівня концентрацій σ показав їхнє досить стабільне значення з фактичною відсутністю закономірностей зв'язку градієнта зниження розмірів зі співвідношенням модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів.

Більш висока концентрація σ рівня $K_\sigma = 1,8 - 2,3$ розповсюджена в зонах із двояким впливом зростання глибини H розміщення виробки. З одного боку, висота цих зон характеризується градієнтом її скорочення, який приблизно відповідає попередньому рівню концентрацій: у разі зростання H від 200 м до 600 м зниження висоти зон становить у середньому 1,15 – 1,25 разів без присутності однозначних тенденцій впливу $E_i^{K,II}$. Наприклад, у варіанті №16 залягання в безпосередній покрівлі літотипу, який легко деформується, градієнт зниження висоти і ширини зони концентрації σ виявився таким самим, як і у варіанті №18, де всі шари, прилегли до виробки, жорсткі

(рис. 11.33). Що стосується тенденцій зниження ширини зони концентрацій σ , то, якщо не брати до уваги нехарактерний варіант №7, слід зазначити доволі стабільний градієнт (2,27 – 2,69 разів) у всіх 26 варіантах розрахунку НДС, що залишилися. Отже, можна говорити про слабкий вплив $E_i^{K,II}$ на градієнт зниження ширини зони розповсюдження високих концентрацій інтенсивності напружень у боках виробки.

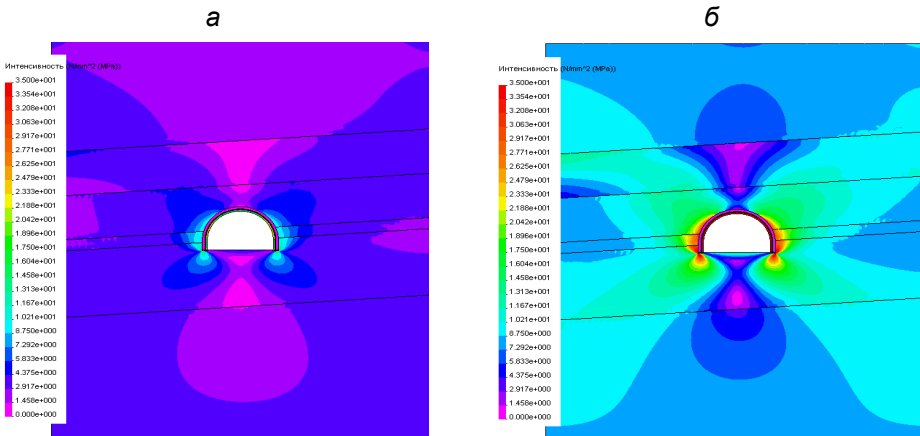


Рис. 11.32. Епюри інтенсивності напружень σ для варіанта №10 співвідношення модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

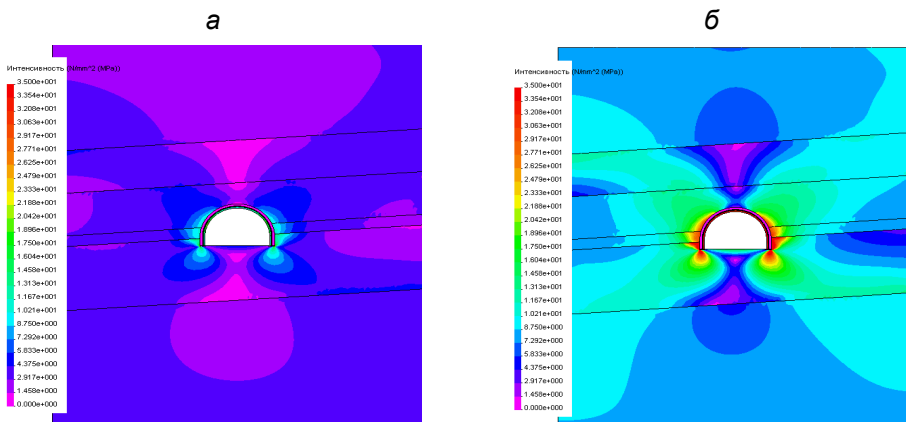


Рис. 11.33. Епюри інтенсивності напружень σ для варіанта №16 співвідношення модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів за глибини залягання виробки: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

Підсумовуючи аналіз параметрів розподілу σ і тенденцій їх зміни під впливом змінних H і $E_i^{K,II}$, необхідно підкреслити, що результати досліджень наведені у відносному вираженні. Якщо оперувати абсолютними значеннями інтенсивності напружень σ (так само як і інших компонент НДС), то тенденції впливу зазначених геомеханічних факторів H і $E_i^{K,II}$ кардинальним чином змінюються. Наприклад, один і той самий ступінь розвантаження $K_\sigma = 0,3$ при $H = 200$ м відповідає $\sigma = 1$ МПа, а при $H = 600$ м – $\sigma = 3$ МПа, що зумовлено пружною постановкою задачі розрахунку НДС геомеханічної моделі. У цьому прикладі не можна очікувати однакового ступеня стійкості порід покрівлі й підшви при $\sigma = 1$ МПа і $\sigma = 3$ МПа, хоча коефіцієнт K_σ в обох випадках один і той самий. Однак необхідність вивчення відносних показників зумовлена найбільш інформативним поданням тенденцій їх зміни. Можна взяти інший приклад: коефіцієнт концентрації σ у боках виробки $K_\sigma = 2,3$. Для глибини $H = 200$ м у даній зоні концентрації діють $\sigma = 7,7$ МПа, і це значення може бути знеміцнюючим тільки для вельми слабких порід. За глибини $H = 600$ м така сама концентрація відповідає $\sigma = 23$ МПа і тут уже ймовірно знеміцнення більш міцних порід, особливо з урахуванням дії відомих послаблюючих факторів шаруватості, тріщинуватості й обводненості. Тому остаточним підсумком цього комплексу досліджень буде встановлення закономірностей розвитку областей граничного стану під впливом варіації геомеханічних параметрів: глибини розміщення виробки H і співвідношення модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих до виробки літотипів; таке дослідження буде викладено нижче.

11.3.4 Тенденції зміни інтенсивності напружень у рамному кріпленні

НДС рамного кріплення гірничої виробки, що є частиною геомеханічної моделі, також є залежним від глибини H розробки та співвідношень модуля деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів; варіація цих факторів зумовлює певні тенденції зміни компонент напружень, серед яких найбільш інформативним є показник – інтенсивність напружень σ . Під час аналізу НДС прилеглого вуглевмісного масиву за всіма 27 варіантами розрахунку встановлено деякі закономірності перетворення поля σ у самому рамному кріпленні.

У рамному кріпленні максимуми інтенсивності напружень σ розташовуються в замку склепіння і стояках, причому в останніх спостерігаються, як правило, підвищені значення. Загальна тенденція зі зростанням глибини H розміщення виробки – це практично лінійне збільшення інтенсивності напружень. Виняток становлять варіанти №7 і №8, які характеризуються загаль-

ною закономірністю різкого зниження градієнта зростання максимумів σ при $H > 400$ м. Очевидно, це пов'язано з підвищеною жорсткістю безпосередньої покрівлі щодо основної, коли зі зростанням H підвищені деформації в масиві реалізуються переважно за рахунок піддатливості основної покрівлі, а жорстка безпосередня покрівля обмежує деформації, що передаються на рамне кріплення, і воно сприймає менше навантаження.

Співвідношення модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих породних шарів відіграють суттєве значення в плані розподілу епюри напружень σ і величини їх максимуму. Найбільше навантаження на раму передається за зниженої жорсткості всіх шарів (варіант №1), і величина σ перевищує розрахункову границю текучості для сталі Ст. 5 ($\sigma_T = 270$ МПа), з якої виготовляється спецпрофіль СВП рамного кріплення. Менше на 4,5%, але також перевищуюче величину σ_T , значення інтенсивності напружень σ , спостерігається для варіанта №10 розташування в безпосередній покрівлі й підшві породних шарів зниженої жорсткості. За наявності хоча б одного породного шару підвищеної жорсткості в безпосередній покрівлі або підшві величина максимуму σ знижується на 26,9 – 44,8%. Найбільше зниження σ має місце за підвищеної жорсткості всіх прилеглих породних шарів у варіанті №18: у 2,44 раза менше порівняно з варіантом №1.

Таким чином, виявлено суттєву залежність максимумів інтенсивності напружень σ як від глибини розміщення виробки, так і від співвідношення модулів деформації прилеглих породних шарів.

11.3.5 Моделювання зв'язку параметрів стану прилеглого масиву і кріплення з геомеханічними факторами

Прогнозування навантаження на кріплення гірничої виробки та переміщень її контуру нерозривно пов'язане з параметрами стану прилеглого масиву, що характеризують формування зони граничної рівноваги. Тому основну увагу приділено встановленню закономірностей зв'язку розмірів областей граничного стану гірських порід навколо виробки з уже дослідженими геомеханічними параметрами: глибина розміщення виробки H і співвідношення модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів. Для визначення розмірів областей граничного стану раніше було обґрунтовано критерії за фактором дії розтягуючих вертикальних σ_y і горизонтальних σ_x напружень, а також від дії інтенсивності напружень σ в зонах концентрації стискових компонент. Остання обставина вимагає знання величин опору породи стиску $\sigma_{cm_i}^{K,II}$ для порівняння їх зі значеннями максимумів σ . Нормативні галузеві методики прогнозу проявів гірсь-

кого тиску оперують не параметром $\sigma_{cm_i}^{K,\Pi}$, а величиною розрахункового опору породи стиску $R_i^{K,\Pi} = 5 - 20$ МПа. У цьому інтервалі виділено три значення $R_i^{K,\Pi} = 5, 10$ і 20 МПа, щодо яких вивчено тенденції розвитку зон граничного стану прилеглого масиву і концентрацій σ у рамному кріпленні за варіації геомеханічних факторів H і $E_i^{K,\Pi}$.

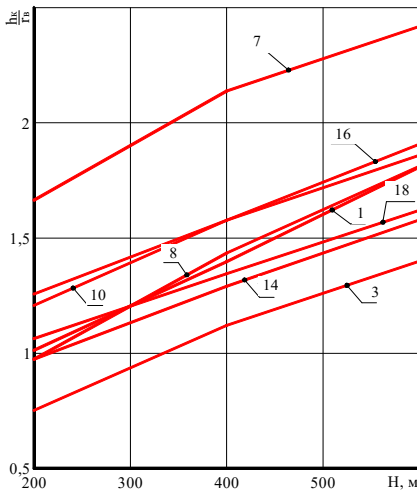


Рис. 11.34. Зміна відносної висоти h_K/r_B зони граничного стану порід покрівлі зі зростанням глибини H розміщення виробки за варіантами (див. табл. 11.1): 1, 3, 7, 8, 10, 14, 16, 18 співвідношення модулів деформації прилеглих літотипів

Для розширення області можливого використання закономірностей зв'язку розміри областей граничного стану гірських порід подано у відносних показниках: h_K/r_B – висота області граничного стану порід у покрівлі виробки; h_{II}/r_B – глибина області граничного стану порід у підшві виробки; h_B/r_B – ширина області граничного стану порід у боках виробки; тут через r_B позначено радіус склепіння виробки, що для її досліджуваної форми (близької до циркульного склепіння) становить майже половину ширини виробки в проходці (рис. 11.34). Аналіз тенденцій зміни розмірів областей граничного стану в прилеглому масиві проведено з використанням епюр компонент НДС, раніше наведених на рис. 11.1 – 11.33.

Виконаний аналіз для мінімального значення (з обґрунтованого інтервалу) розрахункового опору порід стиску

$R_i^{K,\Pi} = 5$ МПа дав змогу зробити такі висновки.

По-перше, величина інтенсивності напружень $\sigma \leq 5$ МПа локалізується усередині моделі тільки при $H = 200$ м; при $H = 400$ м і $H = 600$ м ширина області граничного стану виходить за рамки моделі, становлячи понад $4,74 r_B$. Це пояснюється низькою розрахунковою міцністю на стиск вмштуючих виробку порід за відносно високого початкового гірського тиску: широко застосовуваний показник $\gamma H / R_i^{K,\Pi} = 2$ при $H = 400$ м і $\gamma H / R_i^{K,\Pi} = 3$ при $H = 600$ м, що за нормативними методиками [59, 60, 95] призводить до високих зсувів породного контуру виробки та утворення обширної зони граничної рівноваги.

По-друге, при $H = 200$ м ($\gamma H / R_i^{K,II} = 1$) спостерігається досить стабільна ширина області граничного стану в боках виробки від $1,30 r_B$ до $1,53 r_B$ незалежно від співвідношення модулів деформації прилеглих породних шарів. Виняток становить варіант №7, де ширина зони за площинами нашарування з вугільним пластом розповсюджується до $2,19 r_B$; однак цей варіант текстури породних шарів підвищеної жорсткості одночасно в безпосередній покрівлі й підшові не характерний для умов Західного Донбасу.

Коли міцність вуглевміщуючих порід збільшується до значення розрахункового показника $R_i^{K,II} = 10$ МПа, ширина області граничного стану скорочується та локалізується всередині моделі навіть за глибини розташування виробки $H = 600$ м ($\gamma H / R_i^{K,II} = 1,5$), що об'єктивно відображає наявні результати геомеханічних досліджень. Звертають увагу такі встановлені факти.

По-перше, за різних глибин розташування виробки діапазон зміни ширини зони граничної рівноваги відносно невеликий, за винятком варіанта №7: $(0,47 - 0,65) r_B$ при $H = 200$ м; $(1,26 - 1,67) r_B$ при $H = 400$ м і $(2,16 - 2,76) r_B$ при $H = 600$ м. У зазначених діапазонах вплив величин співвідношень модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів можна оцінити за відносним показником варіації ширини зони: 27,7% при $H = 200$ м; 24,6% при $H = 400$ м; 21,7% при $H = 600$ м.

По-друге, якщо аналізувати ширину області відносно показника $\gamma H / R_i^{K,II}$, то при $H = 400$ м і $R_i^{K,II} = 10$ МПа ($\gamma H / R_i^{K,II} = 1$), а також при $H = 200$ м і $R_i^{K,II} = 5$ МПа ($\gamma H / R_i^{K,II} = 1$) спостерігається практичний збіг розмірів області: відхилення становить від 1,4% до 15,7%. Це вказує на досить тісний зв'язок ширини області граничного стану з показником $\gamma H / R_i^{K,II}$.

Збільшення міцності порід до розрахункового значення $R_i^{K,II} = 20$ МПа ще більше звужує область граничного стану порід у боках виробки. При $H = 200$ м ширина зони невелика, близько $(0,13 - 0,20) r_B$, і охоплює тільки породи на контакті з контуром виробки. Ці дані якісно відповідають аналітико-експериментальному методу проф. Ю.З. Заславського [72, 96], який вказує на достатню стійкість виробки за умови $\gamma H / R_i^{K,II} = 0,25$ ($H = 200$ м, $R_i^{K,II} = 20$ МПа).

Максимальна ширина області граничного стану спостерігається при $H = 600$ м і становить $(0,88 - 1,12) r_B$ за винятком варіанта №7. При цьому вплив співвідношення $E_i^{K,II}$ оцінюється до 21,4%. Також підтверджується раніше зазначений факт тісного зв'язку ширини області граничного стану з

параметром $\gamma_H / R_i^{K,II}$. Так, при $H = 400$ м і $R_i^{K,II} = 20$ МПа ($\gamma_H / R_i^{K,II} = 0,5$) інтервал зміни ширини області становить $(0,51 - 0,65)r_B$; при $H = 200$ м і $R_i^{K,II} = 10$ МПа ($\gamma_H / R_i^{K,II} = 0,5$) ширина області змінюється незначно – $(0,47 - 0,65)r_B$. За різних співвідношень модулів деформації прилеглих літотипів відхилення не перевищують 16,1%.

Оцінку ширини області граничного стану в боках виробки зроблено на ділянці по висоті стояків рамного кріплення. Якщо брати всю висоту виробки, то геометрія області матиме складнішу форму. Крім того, на форму області граничного стану бокових порід впливатиме врахування різних характеристик міцності для суміжних шарів по висоті виробки. Врахувати ці фактори якомога повніше можливо під час моделювання із застосуванням так званої повної діаграми деформування породи [48, 50], тобто з урахуванням стадій її знеміцнення і розпушення, оскільки в області граничного стану механічні властивості породи змінюються.

На основі встановлених закономірностей визначено рівняння регресії розмірів області граничного стану породного масиву поблизу пластової виробки від геомеханічних параметрів: глибини H розміщення виробки, розрахункового опору стиску $R_i^{K,II}$ прилеглих літотипів і варіантів співвідношення їхніх модулів деформації $E_i^{K,II}$.

Для наочності аналізу побудовано низку графіків за варіантів співвідношення модулів деформації породних шарів, які найбільше відрізняються один від одного, а проміжні варіанти потрапляють в інтервал варіації досліджуваного параметра і використані для побудови рівнянь регресії.

Як приклад показано залежності відносною висоти h_K / r_B області граничного стану порід у покрівлі від глибини розміщення H виробки для різних варіантів співвідношень модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів. Тут і далі під час побудови рівнянь регресії виключено варіант №7 розташування одночасно в безпосередній покрівлі й підшві породних шарів підвищеної жорсткості. Цей варіант нехарактерний для вуглевмісної товщі Західного Донбасу.

Як видно з графіків, залежність відношення h_K / r_B від глибини H близька до лінійної, що й підтвердив критерій Фішера [90, 91]. Застосування методів кореляційно-дистанційного аналізу дало змогу встановити таку залежність (множинний коефіцієнт кореляції 0,733)

$$\frac{h_K}{r_B} = 0,54 + 0,42 \cdot 10^{-4} \left(E_2^K - 0,3 \cdot 10^{-4} \right) + \\ + H \left[2,03 \cdot 10^{-3} + 0,32 \cdot 10^{-7} \left(0,9 \cdot 10^4 - E_1^{II} - E_1^K - E_2^K \right) \right]. \quad (11.1)$$

У формулі (11.1) і далі глибина розташування виробки змінюється в інтервалі $H = 200 - 600$ м і підставляється в метрах; модулі деформації прилеглих порідних шарів змінюються в діапазоні $(0,3 - 1,0) \cdot 10^4$ МПа і підставляються в МПа.

У підшві виробки відносна глибина області граничного стану h_{II} / r_B також має практично лінійний зв'язок із глибиною H розміщення виробки. При цьому коливання глибини зони, зумовлені зміною модулів деформації прилеглих літотипів, помітно менші, ніж у покрівлі.

Для визначення глибини області граничного стану порід підшви отримано таку кореляційну залежність (множинний коефіцієнт кореляції – 0,881)

$$\frac{h_{II}}{r_B} = 0,88 + H \left[1,23 \cdot 10^{-3} + 0,57 \cdot 10^{-7} (0,3 \cdot 10^4 - E_i^{II}) \right]. \quad (11.2)$$

Ширина області граничного стану порід у боках виробки h_B / r_B крім зазначених раніше параметрів залежить також від розрахункового опору породи стиску $R_i^{K,II}$ (рис. 11.35). Дослідження показали практично лінійний зв'язок h_B / r_B із показником $\gamma H / R_i^{K,II}$ (рис. 11.36). Причому, за винятком варіанта №7, величини модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих літотипів мають відносно невеликий вплив на ширину області граничного стану порід у боках виробки, і суттєвих закономірностей зв'язку h_B / r_B з $E_i^{K,II}$ не спостерігається. Тому за результатами за епюр інтенсивності напружень σ прийнято усереднені значення h_B / r_B за фіксованого показника $\gamma H / R_i^{K,II}$. У підсумку отримано таке рівняння регресії (множинний коефіцієнт кореляції – 0,907)

$$\frac{h_B}{r_B} = -0,34 + 1,92 \frac{\gamma H}{R_i^{K,II}}. \quad (11.3)$$

Таким чином, визначено залежності зміни розмірів областей стану порід в районі пластової виробки, пройденої в слабкому шаруватому масиві в умовах Західного Донбасу.

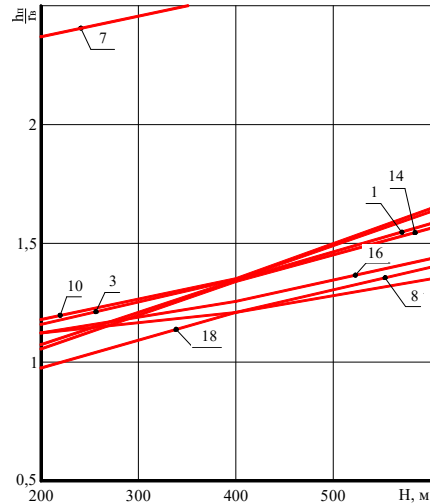


Рис. 11.35. Зміна відносної висоти h_{II}/r_B зони граничного стану порід підшви зі зростанням глибини H розміщення виробки за варіантами (див. табл. 11.1): 1, 3, 7, 8, 10, 14, 16, 18 співвідношення модулів деформації прилеглих літотипів

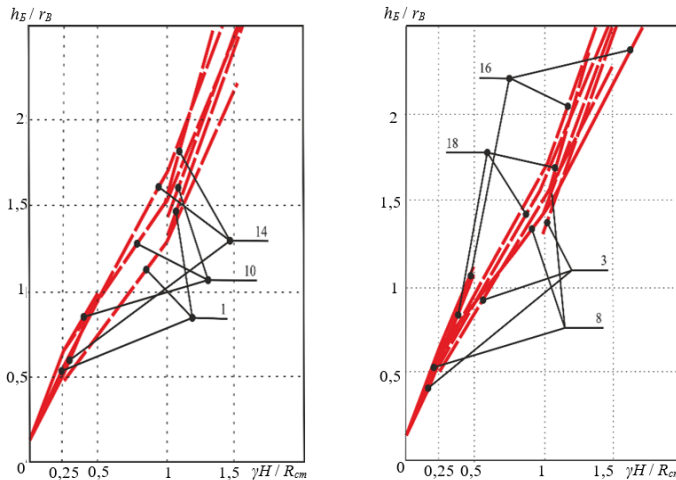


Рис. 11.36. Зміна відносної ширини h_B/r_B зони граничного стану порід боків виробки зі зростанням параметра $\gamma H/R_{cm}$ при $R_{cm} = 5, 10, 20$ МПа за варіантами (див. табл. 11.1): 1, 3, 8, 10, 14, 16, 18 співвідношення модулів деформації прилеглих літотипів

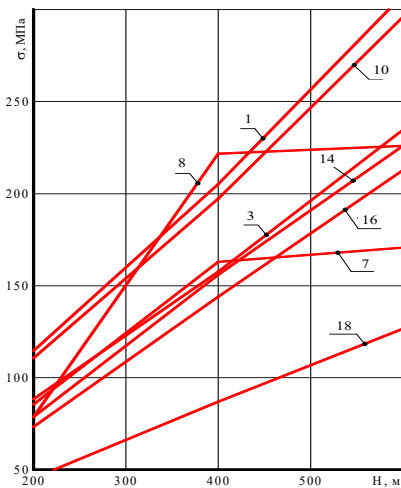


Рис. 11.37. Зміна максимуму інтенсивності напружень σ у рамному кріпленні зі зростанням глибини H розміщення виробки за варіантами (див. табл. 11.1): 1, 3, 7, 8, 10, 14, 16, 18 співвідношення модулів деформації прилеглих літотипів

Що стосується рамного кріплення, то закономірності зміни максимумів інтенсивності напружень σ зі зростанням глибини розміщення виробки H мають загальну тенденцію до збільшення для всіх варіантів розрахунку НДС геомеханічної моделі (рис. 11.37). Переважна більшість варіантів відображають лінійний зв'язок максимумів σ із глибиною H . У двох варіантах №7 і №8 спостерігається зниження градієнта зростання максимумів σ при $H \geq 400$ м. Узагальнюючи результати досліджень, слід підкреслити, що пружна постановка задачі цілком очікувано призвела до переважно лінійних закономірностей зв'язку геомеханічних параметрів.

Висновки

Дослідження стану геомеханічної системи, що містить гірничу виробку, за пружної фізичної моделі їхньої поведінки встановили низку особливостей зв'язку НДС із факторами гірничо-геологічного порядку, що впливають.

1. Обґрунтовано параметри геомеханічної моделі пластової виробки поза зоною впливу очисних робіт. Показано, що пружна постановка задачі безпосередньо оперує тільки двома деформаційними характеристиками гірських порід і матеріалу кріплення – модулем пружності (деформації) та коефіцієнтом Пуассона, а міцнісні властивості мають допоміжну функцію визначення розмірів областей граничного стану, де компоненти НДС перевищують ці характеристики.

2. Розроблено методику проведення багатоваріантних обчислювальних експериментів зі встановлення закономірностей впливу деформаційних характеристик прилеглих літотипів на НДС геомеханічної системи в цілому. У результаті встановлено:

– поле вертикальних напружень σ_y за параметрами їхньої величини, розмірами зон розвантаження ($\sigma_y / \gamma H < 1$) і концентрацій ($\sigma_y / \gamma H > 1$) характеризується тенденціями переважного скорочення висоти й глибини зон розвантаження в покрівлі й підошві зі зростанням показників $E_i^{K,II}$ деформаційних властивостей; у зоні концентрацій σ_y вплив неоднозначний, бо має різнозначні тенденції, але вплив досить помірний (до 16%), а окрема нехарактерна ситуація залягання жорстких літотипів у безпосередній покрівлі й підошві водночас сприяє посиленню впливу до 60 – 100%;

– діє досить стійка тенденція посилення концентрацій горизонтальних напружень σ_x обох знаків зі зростанням модуля деформації даних літотипів поряд із розвантаженням сусідніх породних шарів, що легко деформуються, у покрівлі й підошві виробки; практично відсутній зв'язок параметрів розподілу σ_x і $E_i^{K,II}$ у боках виробки;

– стабільність зростання зон розвантаження і ПГТ (за фактором інтенсивності напружень σ) зі збільшенням модуля деформації літотипів опосередковано вказує на адекватність моделі реальним умовам, а особливістю встановлених тенденцій є певна «автономність» впливу $E_i^{K,II}$ на конкретний літотип без суттєвих змін у сусідніх породних шарах;

– у рамному кріпленні спостерігається стабільна тенденція зниження компонент НДС різних знаків при заляганні в покрівлі хоча б одного жорсткого літотипу, що призводить до обмеження навантаження на кріпильну конструкцію і підвищення її стійкості.

3. Тенденції зміни компонент НДС вуглевмісного масиву зі зростанням глибини H розміщення виробки характеризуються певним ступенем неоднозначності:

– за фактом дії вертикальних напружень σ_y зростання глибини H або не впливає на розміри зон розвантаження в покрівлі й підошві, або їх висота та глибина помірно (у середньому на 20 – 30%) скорочується, чому зроблено геомеханічне обґрунтування з відокремленням головної причини процесу

розшарування при порушених контактах сусідніх літотипів; розміри зон ПГТ у боках виробки мають тісний зв'язок із глибиною її розміщення, особливо, для зон концентрацій рівня $K_y \geq 1,5$, де градієнти зростання H і розмірів зон приблизно рівноцінні;

– за фактором дії горизонтальних напружень σ_x встановлено досить слабкий (до 15 – 20%) вплив H на розміри зон концентрацій у покрівлі, підшві та боках виробки, але довжина зон розвантаження (розташованих за її межами) скорочується в середньому у 2 рази за умови зростання H у 3 рази і з одночасним посиленням впливу $E_i^{K,\Pi}$ (у середньому на 30 – 60%) без фіксації якоїсь стабільної тенденції впливу на градієнт впливу H ;

– а фактором дії інтенсивності напружень σ зі зростанням глибини розміщення виробки спостерігається стабільне скорочення відносних розмірів зон розвантаження фіксованого рівня в покрівлі й підшві (в середньому в 1,4 – 1,8 разів) та зон концентрацій у боках виробки (в основному діапазоні 1,2 – 2,5 разів) з помірним впливом на градієнт зниження співвідношення модулів деформації $E_i^{K,\Pi}$ прилеглих літотипів.

4. Виявлено суттєву залежність параметрів НДС рамного кріплення гірничої виробки від глибини H її розміщення та співвідношення модулів деформації $E_i^{K,\Pi}$ прилеглих літотипів: максимуми інтенсивності напружень σ із збільшенням H ростуть за законом, близькому до лінійного; з підвищенням жорсткості прилеглих породних шарів максимуми σ у рамі знижуються до 2,44 раза.

5. Встановлено закономірності та отримані рівняння регресії зв'язку розмірів областей граничного стану неоднорідного шаруватого масиву в районі пластової виробки з глибиною її розташування, розрахунковою міцністю породи на стиск та варіантами співвідношень модулів деформації прилеглих породних шарів.

Питання для самоконтролю:

1. За якими критеріями обираються достатні розміри геомеханічної моделі шаруватого гірського масиву з одиночною виробкою?

2. Який порядок побудови текстури гірського масиву, призначення механічних характеристик його літотипів, обґрунтування глибини залягання пластової виробки та параметрів її кріплення?

3. Опишіть особливості методики проведення серії багатоваріантних обчислювальних експериментів щодо пошуку залежностей НДС геомеханічної системи від деформаційних характеристик літотипів, які складають гірський масив.

4. Для чого потрібен великий обсяг варіантів розрахунку співвідношень модулів деформації літотипів, що залягають навколо виробки?

5. Опишіть відмінності деформаційних властивостей основних варіантів моделей гірського масиву.

6. Охарактеризуйте зміни параметрів розподілу вертикальних напружень у зонах розвантаження в покрівлі виробки при варіації деформаційних властивостей літотипів.

7. Опишіть залежність параметрів розподілу вертикальних напружень у боках виробки від варіації деформаційних властивостей породних шарів.

8. Які основні зміни епюри горизонтальних напружень спостерігаються при варіації деформаційних властивостей літотипів навколо виробки?

9. Які основні зміни епюри інтенсивності напружень відбуваються при коливаннях деформаційних властивостей породних шарів навколо виробки?

10. Опишіть тенденції перетворень НДС рамного кріплення виробки при зміні деформаційних властивостей прилеглої масиву.

11. Охарактеризуйте методичні особливості досліджень щодо впливу глибини розташування виробки.

12. Які тенденції зміни НДС геомеханічної системи відбуваються при зростанні глибини розташування одиночної виробки у масиві гірських порід?

12 ПРУЖНО-ПЛАСТИЧНЕ ДЕФОРМУВАННЯ МАСИВУ НАВКОЛО ГІРНИЧОЇ ВИРОБКИ

Наведено результати розрахунку НДС геомеханічної системи (шаруватий гірський масив, одиночна виробка з рамним кріпленням) у пружно-пластичній постановці. Виконано аналіз НДС і зроблено порівняння особливостей епюр компонент напружень і деформацій з тією ж самою геомеханічною системою, але при застосуванні пружної фізичної моделі. Сформульовано висновки щодо впливу типу фізичної моделі на поведінку елементів геомеханічної системи.

Мета – довести до відома студентів основні фактори поведінки геомеханічної системи під час розрахунку НДС її елементів у пружно-пластичній постановці; ознайомити з результатами порівняльного аналізу параметрів епюр компонент напружень і деформацій для двох фізичних моделей: пружної та пружно-пластичної; для пружно-пластичної фізичної моделі виявлено закономірності впливу властивостей міцності породних шарів на зміну НДС геомеханічної системи.

На базі вивчення матеріалу студент повинен вміти:

- надати елементам геомеханічної системи всі необхідні механічні характеристики, властиві пружно-пластичній фізичній моделі;
- проаналізувати та виявити тенденції впливу міцнісних властивостей породних шарів на НДС геомеханічної системи;
- дослідити закономірності дії деформаційних характеристик літотипів гірського масиву;

– визначити закономірності впливу глибини розташування виробки на всі елементи геомеханічної системи.

12.1 Загальні положення

Усі гірські породи тією чи іншою мірою мають пластичні властивості, які, як правило, проявляються здебільшого за рівня навантаження літотипу, що наближається до його граничних значень міцнісних характеристик. Загальновідомо, що пластичний стан будь-якого матеріалу (зокрема й гірської породи) суттєво змінює поля компонент НДС, обмежуючи зростання максимальних значень і більш рівномірно завантажуючи зони об'єкта зі зниженою величиною напружень. З іншого боку, стосовно гірських порід розвиток пластичних деформацій інтенсифікує процес зсуву прилеглого масиву в порожнину виробки і в цьому плані пластичні деформації збільшують прояви гірського тиску. Тому врахування так званих непружних (пластичних) деформацій адекватніше відображає поведінку реального об'єкта досліджень, а результати розрахунку його НДС дають більш цінну інформацію щодо опису стану прилеглого масиву, виробки та її кріпильної конструкції. Але разом із позитивною стороною пружно-пластичної постановки задач геомеханіки з'являються, як зазначалося раніше, і певні труднощі, зумовлені збільшенням витрат часу і ресурсу на підготовку і проведення обчислювального експерименту.

Розглянемо принципів особливості побудови геомеханічних моделей у частині наділення матеріалів їхніх елементів пружно-пластичними властивостями. Основна особливість пружно-пластичної моделі поведінки полягає в тому (див. розділ 10), що зв'язок між напруженнями σ_1 і деформаціями ε_1 відображений двома лінійними ділянками й отримав назву білінійної діаграми деформування. Здебільшого це стосується моделювання механічних властивостей гірських порід, а при відображенні поведінки кріпильних матеріалів наявні свої особливості.

Так, для кріпильних конструкцій зі сталі її загальновідома діаграма деформування « $\sigma_1 - \varepsilon_1$ » містить три стадії [42]: пружну, площадку текучості та зміцнення. Пружна стадія розвивається практично до величини границі текучості σ_T і являє собою першу ділянку білінійної діаграми « $\sigma_1 - \varepsilon_1$ » деформування. Площадка текучості відображає другу ділянку білінійної діаграми, і тут завдяки практично ідеальній текучості маємо високий ступінь лінійності зв'язку напружень і деформацій, що виражається, за великим рахунком, у відсутності такого зв'язку: напруження σ_1 постійні під час розвитку деформацій ε_1 у межах площадки текучості. Тобто, можна говорити, що друга лінійна ділянка паралельна координаті ε_1 у графічному зображенні діаграми деформування сталі. Це означає, що коефіцієнт пропорційності (аналог модуля пружності) напружень і деформацій на другій ділянці практично дорівнює нулю

($E_2 = 0$). Але ця умова провокує неоднозначність при виконанні обчислень і для її усунення зазвичай задають значення E_2 близьке, але не рівне нулю; наприклад, $E_2 = 1 - 5$ МПа. Таке низьке значення E_2 практично не викривляє реальний стан сталі на площадці текучості. Таким чином, для кріпильних конструкцій зі сталі білінійна діаграма складається з двох ділянок з параметрами: перша – характеризується модулем пружності сталі ($E_1 = 21 \cdot 10^4$ МПа) в діапазоні навантаження $0 \leq \sigma_1 \leq \sigma_T$; друга – практично ідеальною текучістю: при $\sigma_1 \geq \sigma_T$ $E_2 = 1 - 5$ МПа.

Інші матеріали кріпильних конструкцій (здебільшого деревина і бетон) характеризуються доволі крихкою поведінкою (під час стиснення деревини вздовж волокон), коли аж до стадії знеміцнення і руйнування матеріал поводить пружно без появи суттєвих пластичних деформацій. Для таких матеріалів кріпильних конструкцій цілком обґрунтованим є припущення $E_1 = E_2$, яке не привносить яких-небудь значних похибок у результати розрахунків НДС геомеханічної моделі.

Гірські породи займають певне проміжне положення під час побудови білінійної діаграми « $\sigma_1 - \varepsilon_1$ » їх деформування, що пов'язано, насамперед, із різноманітністю їхніх механічних характеристик у частині прояву пластичних властивостей. Для більш адекватного відображення реальної діаграми деформування різних гірських порід використано рекомендації розділу 10. Зокрема, ділянка 1 з модулем пружності E_1 відображає квазіпружний стан гірської породи та залежно від її літотипу може розповсюджуватися до величини $\sigma_1 = (0,70 - 0,95) \sigma_{cm}$. Наприклад, для пісковика рекомендується квазіпружне деформування до 95% від σ_{cm} ; для алевролітів – 80 – 90% від σ_{cm} ; для аргілітів – 70 – 80% від σ_{cm} . На першій ділянці білінійної діаграми коефіцієнт пропорційності E_1 відповідає модулю пружності E даної гірської породи. На другій ділянці коефіцієнт пропорційності E_2 різко знижується і його орієнтовно можна визначити за формулою

$$E_2 = \frac{0,05 - 0,30}{\varepsilon_{cm} - \varepsilon_n} \varepsilon_{cm}, \quad (12.1)$$

де ε_{cm} і ε_n – повна відносна деформація гірської породи (аж до моменту руйнування) та її пружна складова

$$\varepsilon_n = (0,70 - 0,95) \frac{\sigma_{cm}}{E}. \quad (12.2)$$

Для наочності перетворень НДС під час рішення пружно-пластичної задачі (порівняно з пружним рішенням) усі вихідні параметри попередньої геоме-

ханічної моделі залишилися незмінними і відповідають даним попереднього розділу 11. Відмінності полягають у тому, що крім перебору варіантів співвідношення модулів деформації (пружності) за табл. 11.1, у цьому розділі додається табл. 12.1 варіантів розподілу характеристики міцності прилеглих породних шарів у вигляді розрахункової межі міцності на одноосьовий стиск.

Використання цього параметра σ_{cm} зумовлено тим, що розрахунковий опір стиску породи в масиві відрізняється від такого значення в зразку. Згідно з розрахунками за чинною нормативною методикою [35] і рекомендаціями [36, 46] величина σ_{cm} у масиві становить 20 – 40% від такого значення у зразку, що й відображено у вигляді знижених значень σ_{cm} у наведеній табл.12.1 варіантів розрахунку НДС.

Таблиця 12.1 – Варіанти співвідношення розрахункової межі міцності на стиск прилеглих породних шарів вуглевмісної товщі

Варіант	$(\sigma_{cm}^H)_1$ МПа	$(\sigma_{cm}^K)_1$ МПа	$(\sigma_{cm}^K)_2$ МПа	Варіант	$(E_{cm}^H)_1$ МПа	$(\sigma_{cm}^K)_1$ МПа	$(\sigma_{cm}^K)_2$ МПа	Варіант	$(E_{cm}^H)_1$ МПа	$(\sigma_{cm}^K)_1$ МПа	$(\sigma_{cm}^K)_2$ МПа
1	5	5	5	10	5	5	20	19	5	20	10
2	5	10	5	11	10	5	20	20	10	20	10
3	5	20	5	12	10	10	20	21	20	20	10
4	10	10	5	13	5	10	20	22	5	5	10
5	20	10	5	14	5	20	20	23	10	5	10
6	10	20	5	15	10	20	20	24	20	5	10
7	20	20	5	16	20	5	20	25	5	10	10
8	20	5	5	17	20	10	20	26	10	10	10
9	10	5	5	18	20	20	20	27	20	10	10

Для стислості викладення результатів багатоваріантних розрахунків НДС основну увагу приділено аналізу відмінностей компонент напружень і повних переміщень у пружно-пластичній і пружній постановках завдань досліджень.

12.2 Вплив розрахункового опору стиску породних шарів прилеглої вуглевмісної товщі на НДС у геомеханічній системі

12.2.1 Порівняльний аналіз епюр повних переміщень

Вивчення відмінностей пружно-пластичної і пружної постановок задач розрахунку НДС однієї й тієї самої геомеханічної системи розпочато з епюр по-

вних переміщень U_{xy} вуглевмісного масиву, який оточує виробку, і причиною такої підвищеної уваги послугувала очевидна тенденція зростання параметра U_{xy} за умови врахування непружного деформування гірських порід. Для підвищення достовірності виявлення закономірностей зв'язку U_{xy} від характеристики міцності σ_{cm} розрахунки НДС проведено за всіма 27 варіантами співвідношень розрахункового опору породи стиску, наведених у табл. 12.1. Але, як приклад, наведено дві епюри U_{xy} з діаметрально протилежними варіантами №1 і №18 (рис. 12.1): варіант №1 – усі прилеглі породні шари мають мінімальне значення $\sigma_{cm} = 5$ МПа; варіант №18 – усі прилеглі породні шари мають максимальне значення $\sigma_{cm} = 20$ МПа. При цьому інші геомеханічні параметри залишаються незмінними.

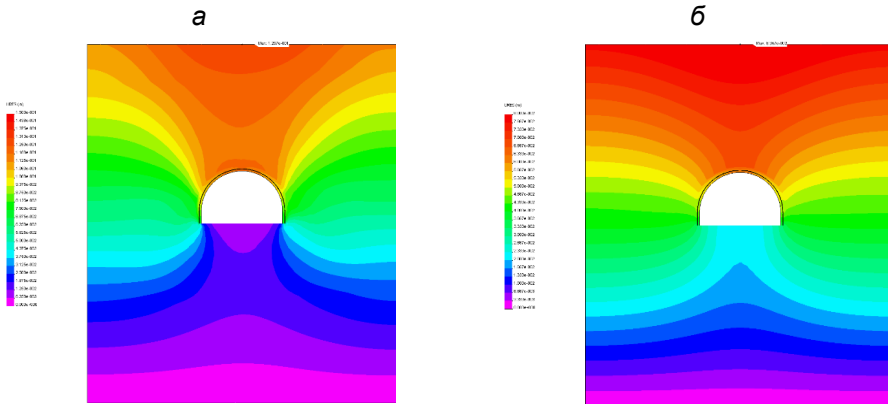


Рис. 12.1. Епюри повних переміщень U_{xy} породних шарів моделі для варіантів №1 (а) і №18 (б) їх міцнісних характеристик

Насамперед проаналізовано особливості поля розподілу повних переміщень, зумовлені тим, що в стадію непружного деформування (ділянка 2 діаграми навантаження гірської породи) можуть переходити як породні шари загалом, так і тільки деякі їхні області. Це породжує як загальні (незалежно від σ_{cm}), так і відмінні риси розподілу U_{xy} .

Загальні риси епюр повних переміщень зводяться до такого:

- вертикальні переміщення в покрівлі виробки змінюють напрямом у її боках у межах $40 - 60^\circ$ до площини нашарування, а в підшві виробки напрямом переміщень змінюється від 0° під опорами стояків рами до 90° в районі вертикальної осі; як буде показано в наступних розділах, активізація процесу здимання підшви виробки відбувається за умови переходу значного об'єму порід до граничного та позамежного станів;

– процес переміщення породи в порожнину виробки охоплює і другий породний шар підосви пласта, розташований на глибині 5 м від нього; тому здимання підосви виробки не можна розглядати як локальне явище в приконтурних породах;

– якісні картини епюр переміщень подібні: у другому і третьому породних шарах покрівлі відбуваються переміщення, близькі до вертикальних, які охоплюють і перший шар покрівлі пласта, але тільки в центральній зоні склепіння виробки та на границі моделі; у проміжку між цими зонами відбувається зміна напрямку переміщення порід першого шару покрівлі, що посилюється у вугільному пласті та в породних шарах підосви за межами вертикальних границь виробки і наближається до горизонтального;

– у боках виробки виникає подібність до напівеліпсів епюр переміщень із більшою віссю, витягнутою в площині нашарування;

– у підосві пласта якісна епюра переміщень (хоча меншої величини) значною мірою є «дзеркальним» відображенням відносно вугільного пласта епюри переміщень у покрівлі, але переважно вертикальна спрямованість у порожнину виробки має місце тільки в районі її вертикальної осі.

Аналіз епюр повних переміщень виявив і відмінні риси, пов'язані з різними характеристиками міцності (див. табл. 12.1) прилеглих породних шарів вуглевмісної товщі:

– величина переміщень у склепінні виробки (переважно перпендикулярний напрямок до площини нашарування) тим більша, чим менша розрахункова межа міцності породних шарів на одноосьовий стиск; так, у варіанті №1 ($\sigma_{cm} = 5$ МПа для всіх прилеглих породних шарів) величина зміщень становить $U_{xy} = 110 - 130$ мм, тоді як у варіанті №18 ($\sigma_{cm} = 20$ МПа) $U_{xy} = 70 - 80$ мм;

– також привертає увагу деякий вплив міцнісної характеристики другого породного шару покрівлі: у разі збільшення у 4 рази $(\sigma_{cm}^K)_2$ з 5 МПа до 20 МПа зміщення в покрівлі виробки знижуються до 25-33%;

– величина переміщень у боках виробки (за висотою стояка рами напрямком переміщень становить $40 - 60^\circ$ до площини нашарування) суттєво залежить від міцнісних характеристик тільки перших шарів покрівлі та підосви пласта: при порівнянні граничних варіантів №1 і №18 повне переміщення в боках виробки знижується в 1,77 – 2,08 разів; вплив $(\sigma_{cm}^K)_2$ у досліджуваному діапазоні не перевищує 12 – 15%;

– у підосві виробки в її центральній частині нашарування зміщення переважно перпендикулярні у площині нашарування знижуються в 1,84 – 3,20 разів; вплив другого породного шару покрівлі, як і раніше, малий і не перевищує 15 – 20% при зростанні розрахункового опору стику у 4 рази;

– зміщення породи в районі опор стояків рами мають напрямок, що практично збігається з площиною нашарування, і меншою мірою залежать від характеристик міцності породних шарів безпосередньої покрівлі та підосви.

З проведеного аналізу впливу міцнісних характеристик прилеглих шарів на величину зміщень породного контуру пластової виробки впливає основний висновок про переважний вплив $(\sigma_{cm}^{K,\Pi})_1$ розрахункового опору стиску безпосередньої покрівлі й підшви вугільного пласта і вельми помірний вплив $(\sigma_{cm}^K)_2$ другого породного шару покрівлі, який можна розглядати як основну покрівлю.

Другий основний висновок стосується відмінностей у величинах U_{xy} при розрахунку однієї й тієї самої геомеханічної моделі в пружно-пластичній і пружній постановках:

– найбільш суттєві зміщення в покрівлі не перевищують 15 – 20 мм при рішенні пружної задачі і, як зазначалося вище, становлять 110 – 130 мм під час рішення пружно-пластичної задачі;

– повні переміщення в боках виробки також суттєво відрізняються: при пружному рішенні $U_{xy} \leq 5 - 10$ мм; при пружно-пластичному – до 63 – 94 мм;

– у підшві виробки пружне рішення практично не фіксує зміщень, а пружно-пластичне рішення приносить нам результат у 20 – 23 мм.

Таким чином, пружно-пластична постановка завдання розрахунку НДС наближає геомеханічну модель до реального стану об'єкта досліджень за фактором визначення повного переміщення контуру виробки.

12.2.2 Порівняльний аналіз напруженого стану порід

Аналіз впливу характеристик міцності прилеглих породних шарів на напружений стан вуглевмісного масиву проведено за компонентами σ_y , σ_x і σ . Епюри вертикальних напружень у пружно-пластичному стані багато в чому схожі з детально описаними раніше (див. розділ 11) епюрами у пружному стані елементів системи «масив – кріплення», тому основну увагу приділено компонентам σ_x і σ .

Основні особливості впливу міцнісних характеристик прилеглих породних шарів на епюру розподілу горизонтальних напружень зводяться до такого (рис. 12.2).

Перша найбільш характерна особливість полягає в більш однорідному розподілі σ_x при зниженому опорі стиску прилеглих породних шарів (варіант №1 за табл. 12.1) порівняно з вельми нерівномірним полем σ_x при підвищеній міцності шарів у варіанті №18. На наш погляд, це пов'язано з тим, що у варіанті №1 прилеглі породні шари покрівлі та підшві пласта здебільшого знаходяться у пружно-пластичному стані (лінія 2 білінійної діаграми деформації), коли різко збільшена деформаційна здатність породи згладжує лока-

льні концентрації напружень, нівелюючи зони розвантаження та опорного тиску. У варіанті №18 лише вельми обмежена частина порід, здебільшого в зоні опорного тиску, що прилягає до боків виробки, переходить на ділянку 2 пластичного стану білінійної діаграми. Тому тут характерні значні перепади, σ_x , виявлені під час дослідження пружного стану геомеханічної системи.

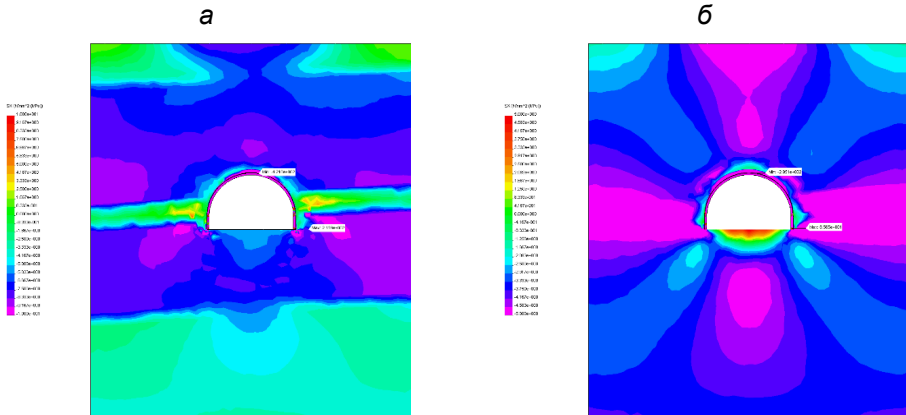


Рис. 12.2. Епюри горизонтальних переміщень σ_x у вуглевмісній товщі для варіантів №1 (а) і №18 (б) міцнісних характеристик породних шарів за табл. 12.1

У кількісному плані викладена особливість має такі параметри. У варіанті №1 у породах покрівлі та підшви (у переважній частині перерізу моделі) діапазон зміни σ_x становить 7,5 – 9,2 МПа, і вся ця зона зазнає напруження тиску, що побічно вказує на перехід прилеглих породних шарів у пластичний стан. У підшві виробки є зона відносно знижених стискових напружень $\sigma_x = 5,5 – 6,0$ МПа. Але ця зона, *по-перше*, вельми обмежена з максимальною глибиною по центру виробки до 1,6 м, а, *по-друге*, порода в ній однаково знаходиться в пластичному стані від дії винятково стискових напружень. Другий факт слід особливо відзначити, оскільки він провокує інтенсивне здимання підшви виробки. У цій же безпосередній підшві під опорами стояків рамного кріплення і в зоні контакту з вугільним пластом на відстань 2,5 – 3,8 м від контуру спостерігається підвищена концентрація $\sigma_x \geq 10$ МПа, що свідчить про пластичний стан цих зон за умови $\sigma_{cm} = 5$ МПа.

Вугільний пласт має вищий опір стиску ($\sigma_{cm}^y = 30$ МПа), тому він здебільшого на своїй площі знаходиться у пружному стані за невеликих стискних напружень $\sigma_x = 1 - 3$ МПа. Розтягуючі σ_x з'являються в боках виробки на відстані до 2,5 – 3,8 м, а їхня величина (2,5 – 5,5 МПа) вказує на знеміцнення вугілля від дії розтягуючих напружень. Цей факт можна пояснити інтенсивним вигином частини вугільного пласта, що прилягає до виробки, завдяки косо направленому переміщенню породних шарів безпосередньої покрівлі та підшви в боках виробки.

Основна покрівля і підшва зазнають здебільшого стискних напружень на рівні вихідного негідростатичного стану $\sigma_x = 3,33$ МПа. Лише в районі ширини виробки спостерігається деяка концентрація σ_x до 5 – 7 МПа.

У варіанті №18 підвищеного розрахункового опору стиску прилеглих породних шарів епюра σ_x має суттєві відмінності від варіанта №1:

– основний об'єм прилеглих породних шарів покрівлі та підшви знаходиться під дією стискних $\sigma_x = 3 - 4$ МПа, близьких до початкового негідростатичного стану. Деяка концентрація стискних σ_x до 5 МПа спостерігається у підшві виробки на глибині 3,0 – 6,2 м і в її покрівлі на висоті 2,0 – 7,5 м у центральній частині ширини;

– у безпосередній підшві на глибині до 1,5 м від контуру виробки виникає ділянка розтягуючих σ_x із максимумом 5 – 7 МПа; тобто, має місце типова епюра в пружному стані;

– усі зазначені особливості вказують на те, що переважний об'єм прилеглих породних шарів знаходиться у пружному стані.

Аналіз епюр інтенсивності напружень σ (рис. 12.3) залежно від міцнісних характеристик прилеглих породних шарів дав змогу встановити таке.

У варіанті №1, коли всі прилеглі порідні шари мають $\sigma_{cm} = 5$ МПа, спостерігається їхній активний перехід у пластичний стан, а обмежені зони в покрівлі та підшві знаходяться, як і раніше, у пружному стані. Решта породних шарів і вугільний пласт мають вищі характеристики міцності й тому мають пружний стан.

У варіанті №18 ($\sigma_{cm} = 20$ МПа) спостерігається здебільшого пружна епюра розподілу σ , оскільки її величина, як правило, не перевищує 20 МПа, за винятком обмежених зон у боках виробки на відстань до 1,0 – 1,5 м. Найбільш розвантажені зони розташовуються у покрівлі та підшві виробки, причому в підшві вони ширші. Також підтверджується раніше зазначена особ-

лівість помірного впливу міцнісних характеристик основної покрівлі на напружений стан безпосередньої покрівлі й підшви, а також вугільного пласта.

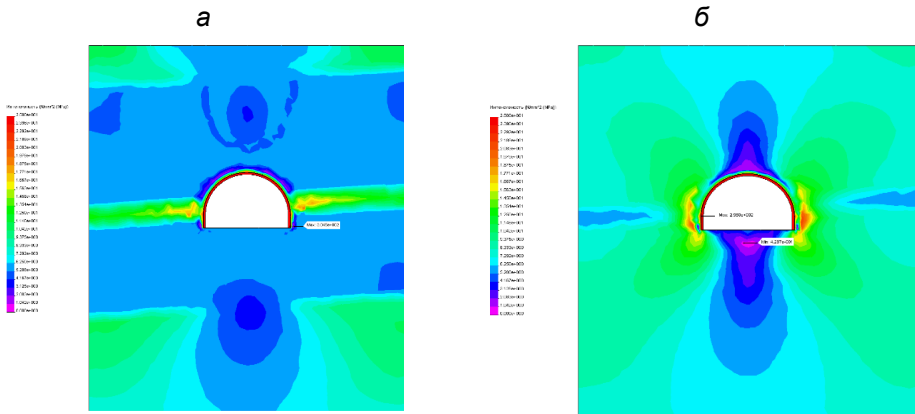


Рис. 12.3. Епюри інтенсивності напружень σ у вуглевмісній товщі для варіантів №1 (а) і №18 (б) міцнісних характеристик породних шарів за табл. 12.1

Підсумовуючи результати аналізу НДС геомеханічної системи, розрахованого в пружно-пластичній постановці, слід однозначно стверджувати про суттєві відмінності параметрів компонент напружень і переміщень порівняно з пружним рішенням.

12.3 Тенденції зміни НДС у геомеханічній системі залежно від співвідношення деформаційних характеристик прилеглих породних шарів вуглевмісного масиву

При рішенні задачі розрахунку НДС геомеханічної системи в пружній постановці (див. розділ 11) встановлено суттєвий зв'язок параметрів компонент напружень і переміщень з величинами і співвідношеннями модулів деформації $E_i^{K,II}$ прилеглих породних шарів. Тому природно припустити, що і при пружно-пластичному рішенні буде простежуватися залежність НДС геомеханічної системи від співвідношення деформаційних характеристик прилеглих породних шарів вуглевмісної товщі, наведеної в табл. 11.1.

12.3.1 Поле переміщень породи навколо пластової виробки

Епюри повних переміщень мають такі тенденції зв'язку з деформаційними характеристиками прилеглих породних шарів.

За знижених міцнісних характеристик всіх прилеглих породних шарів (рис. 12.4) якісна картина переміщень масиву досить стабільна незалежно від їхніх деформаційних властивостей. Кількісна оцінка епюр переміщень вказує на їхній суттєвий зв'язок із деформаційними характеристиками породних шарів. Переміщення в покрівлі виробки вищі в 1,94 – 2,03 разів для варіанта №1 (див. табл. 11.1) зниженого модуля деформації ($E_i^{K,II} = 0,3 \cdot 10^4$ МПа) всіх прилеглих породних шарів порівняно з варіантом №18 ($E_i^{K,II} = 1 \cdot 10^4$ МПа). Деформаційні характеристики другого породного шару покрівлі також мають певний вплив на зміщення покрівлі виробки. Так, збільшення (зниження) E_2^K у 3,33 раза призводить до зниження (збільшення) переміщень покрівлі на 22 – 29%.

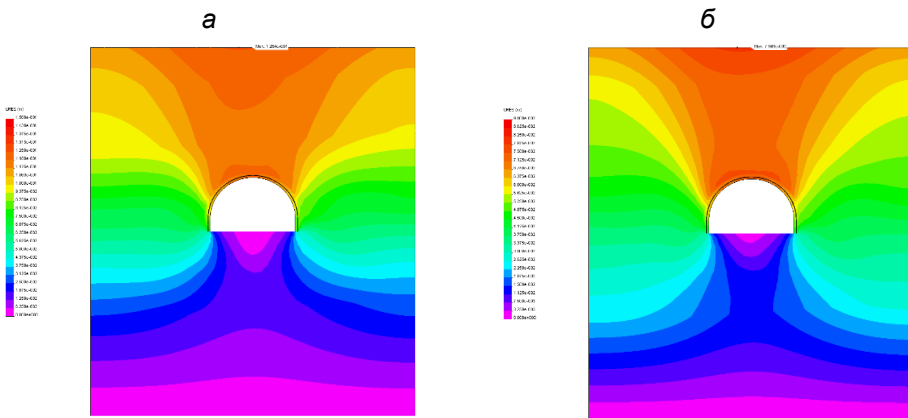


Рис. 12.4. Епюри повних переміщень за знижених міцнісних характеристик усіх прилеглих породних шарів (див. табл. 12.1) за варіантами співвідношень їхніх деформаційних властивостей (див. табл. 11.1): №10 (а) і №18 (б)

У боках виробки зазначений вплив деформаційних характеристик прилеглих породних шарів оцінюється в 1,90 – 2,25 разів і 21 – 24% відповідно.

За підвищених міцнісних характеристик всіх прилеглих породних шарів (рис. 12.5) спостерігаються аналогічні закономірності. Так, зміщення в покрівлі виробки у варіанті №1 виявилися вищими в 2,06 – 2,31 разів, ніж у варіанті №18. Деформаційні характеристики другого породного шару покрівлі позначаються набагато меншою мірою (вплив 26 – 35% при зміні E_2^K у діапазоні $(0,3 - 1,0) \cdot 10^4$ МПа). У боках виробки зміщення змінюються в 1,95 – 2,07 разів і

на 23 – 25% відповідно. У підшві виробки має місце аналогічна картина.

Проміжні «різнополюсні» (за міцнісними характеристиками породних шарів) варіанти №7 і №10 мають приблизно такі самі діапазони зміни переміщень контуру виробки за інтервалу коливань $E_i^{K,II} = (0,3 - 1,0) \cdot 10^4$ МПа.

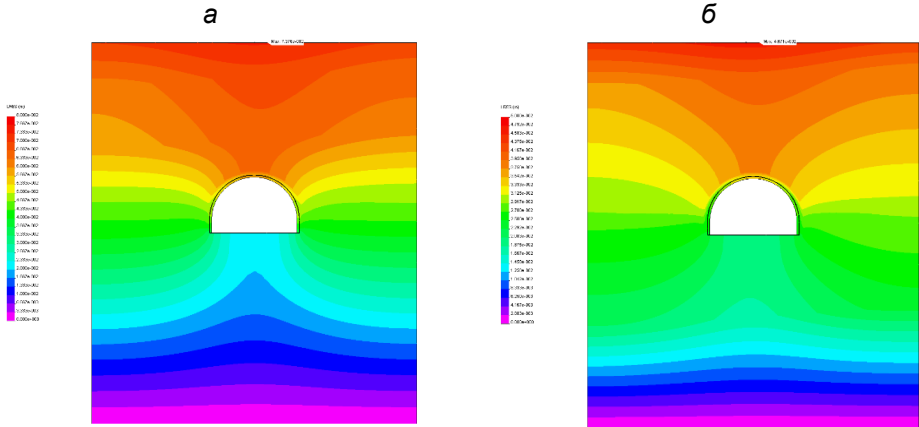


Рис. 12.5. Епюри повних переміщень за підвищених міцнісних характеристик усіх прилеглих породних шарів (див. табл. 12.1) за варіантами співвідношень їхніх деформаційних властивостей (див. табл. 11.1): №1 (а) і №18 (б)

Таким чином, за результатами аналізу епюр переміщень у шаруватій вуглевмісній товщі навколо пластової виробки слід зробити висновок про суттєвий вплив на поле переміщень деформаційних характеристик не тільки безпосередньої покрівлі й підшви, а й прилеглого шару основної покрівлі, що слід враховувати під час розробки методики прогнозу прояву гірського тиску.

12.3.2 Напружений стан вуглевмісного масиву

Аналіз напруженого стану виконано, насамперед, за горизонтальною компонентою σ_x , яка більш наочно відображає прогини шарів вуглевмісної товщі.

При знижених характеристиках міцності всіх прилеглих породних шарів епюри σ_x у якісно-кількісному відношенні схожі одна з одною: у породних шарах діє досить однорідне поле стискних $\sigma_x = 6,5 - 10$ МПа; виняток становлять приконтурні ділянки в боках і частково в покрівлі $\sigma_x = 0 - 5$ МПа на відстані 0,5-1,2 м, у підшві $\sigma_x = 5 - 6,5$ МПа на глибину до 3,0 м.

У межах вугільного пласта в його приконтурній частині виникають локальні зони з невеликими розтягуючими напруженнями σ_x до 2,5 МПа, що, вочевидь, пов'язано з інтенсивнішим вигином приконтурної зони вугільного плас-

та. У цьому проявляється ще одна особливість впливу знижених деформаційних властивостей порідних шарів, коли зона поширення розтягуючих σ_x у вугільному пласті стає ширшою, що пояснюється зменшеною реакцією опору вигину піддатливих літотипів.

За підвищених міцнісних характеристик усіх прилеглих породних шарів епюри σ_x (рис. 12.6) схожі між собою незалежно від їхніх деформаційних властивостей. Деякі особливості полягають у такому:

- за знижених деформаційних характеристик породних шарів відбувається чіткіше розмежування в покрівлі виробки зон підвищених і знижених σ_x (відносно вихідної величини недоторканого масиву), що зумовлено інтенсивнішим вигином шарів покрівлі; тут слід зазначити, що, на відміну від пружного стану, у покрівлі виробки діють лише стискні σ_x ;

- за знижених деформаційних характеристик породних шарів менші зони дії і величина розтягуючих σ_x у безпосередній підшви виробки, але вищі стискні σ_x на межі першого і другого шарів підшви;

- безпосередня підшва з підвищеною деформованістю більш рівномірно навантажена стискними σ_x без яскраво виражених проявів згинального моменту.

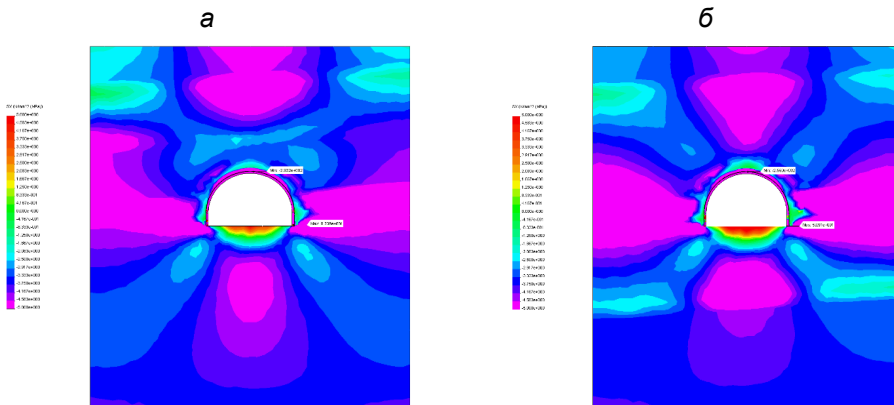


Рис. 12.6. Епюри горизонтальних напружень σ_x за підвищених міцнісних характеристик усіх прилеглих породних шарів (див. табл. 12.1) за варіантами їхніх деформаційних властивостей (див. табл. 11.1): №1 (а) і №18 (б)

В інших найбільш «різнополюсних» варіантах (№10 і №7 за табл. 12.1) розподілу міцнісних характеристик прилеглих породних шарів (рис. 12.7) тенденції впливу їхніх деформаційних властивостей на епюри σ_x аналогічні наведеним вище.

Аналіз зв'язку епюр інтенсивності напружень σ з деформаційними характеристиками прилеглих породних шарів дав такі результати. За знижених міцнісних характеристик усіх прилеглих породних шарів у варіанті №1 епюри σ малою мірою залежать від деформаційних властивостей, що можна пояснити їхнім пластичним станом, який має підвищену деформаційну здатність. Деяка відмінність епюр σ полягає у більш обширній зоні концентрації σ у вугільному пласті за знижених деформаційних характеристик породних шарів, що зумовлено, на наш погляд, вищими напруженнями вигину у вугільному пласті, який знаходиться у пружному стані.

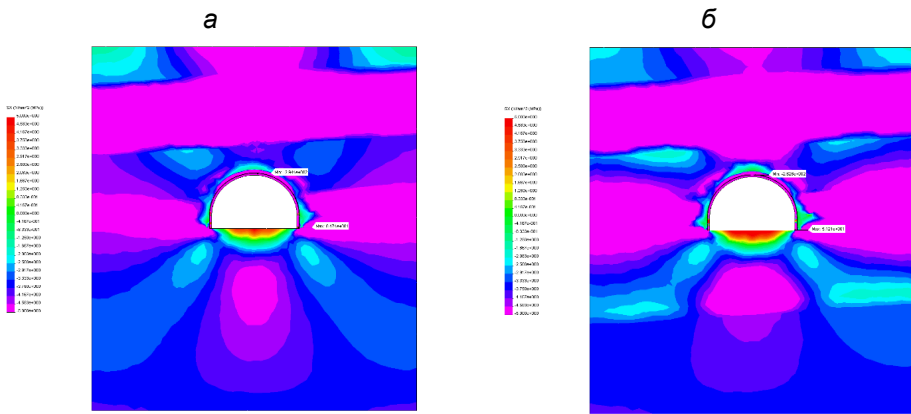


Рис. 12.7. Епюри горизонтальних напружень σ_x для варіанта №7 підвищених міцнісних характеристик породних шарів покрівлі (див. табл. 12.1) за варіантами їхніх деформаційних властивостей (див. табл. 11.1): №1 (а) і №18 (б)

За підвищених міцнісних характеристик усіх прилеглих породних шарів (варіант №18 за табл. 12.1) епюри σ (рис. 12.8) здебільшого аналогічні одній незалежно від розподілу їхніх деформаційних властивостей.

Вияток становлять:

- більш обширна зона розвантаження у підшві за знижених деформаційних характеристик шарів, що зумовлено їхнім підвищеним переміщенням у порожнину виробки;

- дещо збільшена концентрація σ у боках виробки за підвищених деформаційних характеристик породних шарів, що пояснюється здебільшого пружним станом цих зон.

Зміна розрахункового опору стиску другого породного шару покрівлі в 4 рази практично не позначається на встановлених вище тенденціях впливу деформаційних характеристик прилеглих породних шарів.

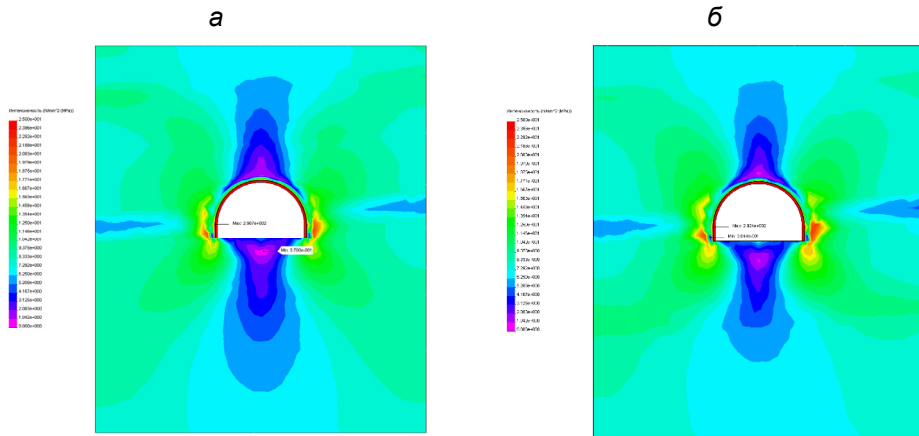


Рис. 12.8. Епюри інтенсивності напружень σ за підвищених міцнісних характеристик усіх прилеглих породних шарів (див. табл. 12.1) за варіантами їхніх деформаційних властивостей (див. табл. 11.1): №1 (а) і №18 (б)

Основний висновок із проведених досліджень досить очевидний: у пластичному стані породних шарів (або деяких зон) їхні деформаційні властивості значно меншою мірою впливають на напружений стан вуглевмісної товщі, порівнюючи з міцнісними характеристиками.

12.4 Вплив глибини розташування виробки на відображення НДС у геомеханічній моделі

Загальновідомо, що зі зростанням глибини розробки H збільшується початкове поле напружень у шаруватій вуглевмісній товщі, яке з початкового негідростатичного пружного стану переходить в окремих зонах у пластичний. Ці закономірності досліджено на прикладі слабого шаруватого масиву, вміщуючого пластову виробку, що відображає умови її експлуатації на шахтах Західного Донбасу.

12.4.1 Поле переміщень породи навколо пластової виробки

Очевидно, що поле переміщень порід навколо виробки суттєво залежить від виду стану вуглевмісної товщі, який визначається співвідношенням міцнісних характеристик складових породних шарів і глибини розташування виробки. Тут слід зазначити, що розрахунок НДС і аналіз закономірностей зв'язку поля переміщень з глибиною розташування виробки виконано за всіма варіантами співвідношень міцнісних і деформаційних характеристик прилеглих породних шарів, наведених у табл. 11.1 і 12.1. Але викладення результатів

розрахунку НДС усіх варіантів займає непомірний обсяг тексту і тому зупинимось на окремих прикладах впливу глибини H розміщення виробки на епюру U_{xy} повних переміщень прилеглої масиви.

Одним із найбільш ключових прикладів є «граничний» варіант знижених міцнісних і деформаційних характеристик усіх прилеглих породних шарів. При $H = 200$ м деяка частина вуглевмісної товщі знаходиться у пружному стані, тому переміщення відносно невеликі, а їхні особливості розподілу більш детально описані раніше. При $H = 600$ м переважна частина прилеглих породних шарів переходить у пластичний стан, що спричиняє інтенсивне зростання переміщень у масиві, зокрема й на контурі виробки.

Збільшення модуля деформації всіх прилеглих породних шарів за зниженої їхньої міцності сприяє загальній тенденції зниження U_{xy} у будь-якій точці масиви незалежно від глибини H розміщення виробки.

Підвищені міцнісні характеристики всіх прилеглих породних шарів докорінно змінюють не тільки напружений, а й деформований стан вуглевмісної товщі.

За знижених деформаційних характеристик усіх прилеглих породних шарів встановлено такі особливості зміни поля переміщень U_{xy} зі зростанням H (рис. 12.9):

- за різної глибини розташування виробки якісна сторона епюр повних переміщень досить постійна;

- зміщення породного контуру виробки навіть при $H = 600$ м відносно невеликі (у покрівлі – до 104 – 109 мм, у боках – до 75 – 83 мм, у підшви – 25 – 47 мм), що зумовлено переважно пружним станом вуглевмісної товщі;

- однак поява областей пластичного стану різко збільшує (у кілька разів, а то й на один порядок) зміщення масиву навколо виробки;

- через переважно пружний стан вуглевмісної товщі спостерігається близький до лінійного зв'язок величини переміщення у будь-якій точці масиву з глибиною розташування виробки.

Підвищені деформаційні характеристики всіх прилеглих породних шарів не змінюють попередніх висновків з урахуванням того, що величина зміщення породного контуру виробки знижується у покрівлі та боках в 1,7 – 2,0 рази.

Зміна деформаційних характеристик другого породного шару (основної покрівлі) мало змінює поле переміщень з усіма його особливостями, виявленими раніше.

Втім представляє інтерес оцінка комплексного впливу міцнісних і деформаційних характеристик другого породного шару покрівлі на тенденції зміни поля переміщень зі зростанням глибини розташування виробки. Встановлено, що вплив деформаційних характеристик другого шару покрівлі за різних сполучень міцнісних властивостей прилеглих породних шарів зі збільшенням параметра H є аналогічним раніше описаним варіантам. Що стосується характеристик міцності основної покрівлі, то тут виявлено неоднозначний їхній вплив залежно від виду стану безпосередньої покрівлі й підшви. Так, за підвищених

характеристик міцності безпосередньої покрівлі й підшви перехід основної покрівлі в пластичний стан через знижену міцність сприяє зростанню переміщень породного контуру виробки лише до 20 – 28%. Це зумовлено частково пружним станом породних шарів безпосередньої покрівлі й підшви навіть на глибині $H = 600$ м. Коли ж згадані літотипи зі зростанням глибини розташування виробки переходять у пластичний стан, то підвищена міцність основної покрівлі дає змогу обмежувати зміщення контуру виробки на 29 – 56%.

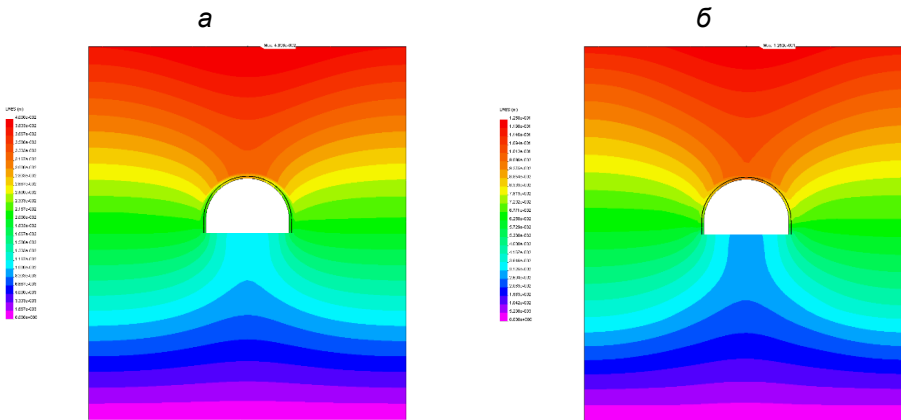


Рис. 12.9. Епюри повних переміщень U_{xy} у геомеханічній моделі за підвищених міцнісних і знижених деформаційних характеристик усіх прилеглих породних шарів: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

Результати проведених досліджень тенденцій зростання переміщень породного масиву в порожнину виробки зі збільшенням глибини її розміщення дали змогу сформулювати низку висновків.

По-перше, різні варіанти розподілу міцнісних і деформаційних характеристик прилеглих породних шарів зумовлюють різний ступінь їхнього впливу на зміщення породного контуру виробки зі зростанням глибини розробки. Визначальним фактором є вид стану прилеглих породних шарів за конкретної величини параметра H : пружний або пластичний.

По-друге, за підвищених міцнісних характеристик прилеглих породних шарів їх частково пружний стан зумовлює близький до лінійного зв'язок повних переміщень U_{xy} з глибиною H , за якого коливання їхніх деформаційних властивостей у діапазоні $E_i^{K,II} = (0,3 - 1,0) \cdot 10^4$ МПа змінюють величину переміщень до 70 – 100%.

По-третє, за знижених характеристик міцності породних шарів залежність U_{xy} від H стає нелінійною з настанням пластичного стану хоча б одного з шарів.

По-четверте, за будь-якого співвідношення механічних характеристик прилеглих породних шарів переміщення контуру виробки в пружно-пластичній задачі у кілька разів, а то й на порядок вищі, якщо порівнювати з пружним рішенням, що адекватніше відображає реальну поведінку прилеглої масиву.

12.4.2 Напружений стан прилеглої до виробки масиву

За аналогією з попередніми дослідженнями напруженого стану вуглевмісного масиву проаналізовано зміну компонент σ_x і σ зі зростанням глибини H розташування виробки (рис. 12.10 і рис. 12.11).

Результати аналізу поля горизонтальних напружень σ_x за знижених міцнісних ($\sigma_{cm_i}^{K,II} = 5$ МПа) і деформаційних ($E_i^{K,II} = 0,3 \cdot 10^4$ МПа) характеристиках усіх прилеглих породних шарів зводяться до такого.

При $H = 200$ м більша частина вуглевмісної товщі (за винятком локальних зон навколо виробки) знаходиться у пружному стані з відповідними особливостями розподілу σ_x :

- підвищене розвантаження у приконтурних породах підшви виробки (з появою розтягуючих σ_x) порівняно з її покрівлею;
- підвищені стискні σ_x на більш віддалених ділянках покрівлі й підшви, що свідчить про прогин шарів у порожнину виробки;
- на інших ділянках моделі σ_x наближається до початкового негідростатичного стану.

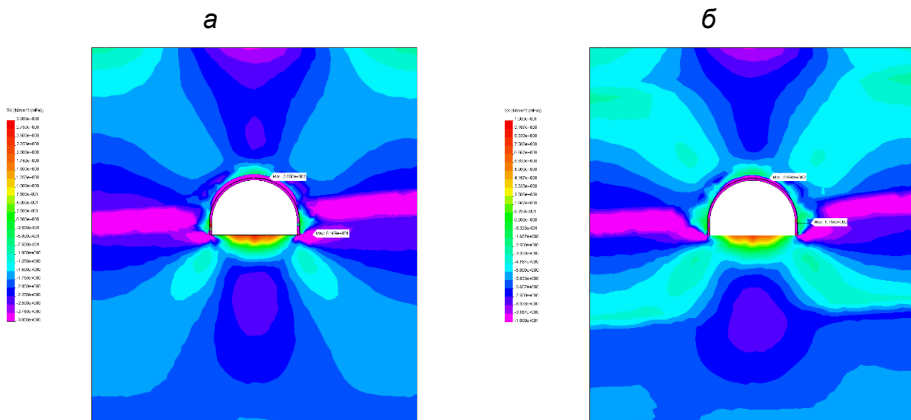


Рис. 12.10. Епюри горизонтальних напружень σ_x за підвищених міцнісних і знижених деформаційних характеристик усіх прилеглих породних шарів: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

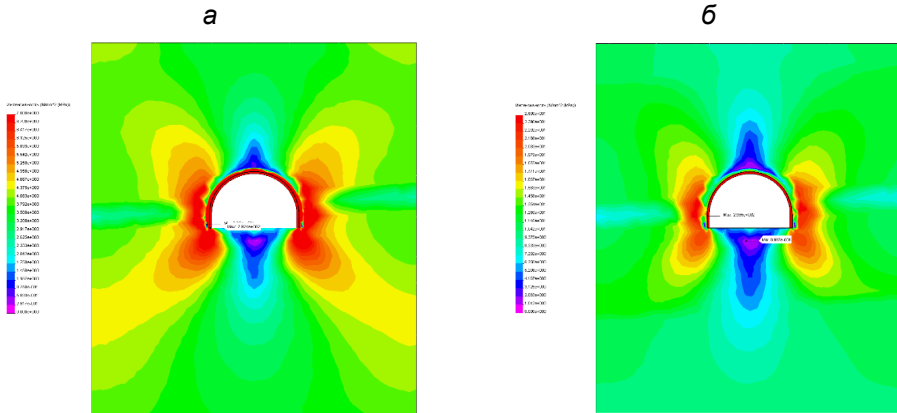


Рис. 12.11. Епюри інтенсивності напружень σ за підвищених міцнісних і знижених деформаційних характеристик усіх прилеглих породних шарів: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

Зі збільшенням глибини розробки до $H = 400$ м епюра σ_x докорінно змінюється, що пов'язано з переходом значної частини прилеглих породних шарів у пластичний стан. При $H = 600$ м відбувається подальша зміна епюри σ_x , зумовлена практично повсюдним пластичним станом прилеглих породних шарів: розвантажуються від σ_x більш віддалені породні шари (другий – у підошві і третій – у покрівлі), які починають певною мірою брати участь у процесах руху вуглевмісної товщі в порожнину виробки.

Отже, за знижених характеристик міцності прилеглих породних шарів зі зростанням глибини розташування виробки спостерігається різка зміна поля горизонтальних напружень не тільки в кількісному, а й у якісному плані.

Підвищені деформаційні характеристики прилеглих породних шарів за тих самих знижених їхніх міцнісних властивостей не настільки суттєво впливають на тенденції зміни полів σ_x зі зростанням глибини H розміщення виробки. Порівнюючи епюру σ_x із попереднім варіантом, можна зазначити, що зі зростанням H вони стають дедалі схожими одна на одну як у якісному, так і кількісному відношеннях. Очевидно, це пояснюється тим, що в пластичному стані деформаційна здатність літотипів багаторазово (на один-два порядки) перевищує таку в пружному стані, і вплив $E_i^{K,II}$ стає не настільки суттєвим.

Проміжні варіанти №7 і №10 розподілу деформаційних характеристик прилеглих породних шарів (див. табл. 11.1) остаточно підтверджують зазначені вище закономірності зміни поля σ_x зі збільшенням глибини розробки.

Підвищені міцнісні характеристики всіх прилеглих породних шарів докорінно змінюють тенденцію зміни поля компоненти σ_x при збільшенні глибини розташування виробки. Це зумовлено тим, що основний об'єм вуглевмісної

товщі знаходиться ще в пружному стані, за винятком локальних зон, здебільшого в приконтурних породах. Як за знижених, так і за підвищених деформаційних характеристик усіх прилеглих породних шарів спостерігається доволі стабільна якісна картина поля напружень σ_x , малосуттєво пов'язана з величиною H . У кількісному відношенні компонента σ_x монотонно зростає зі збільшенням H за залежністю, близькою до лінійної. Це зумовлено лінійними співвідношеннями між напруженнями і деформаціями в пружному стані елементарного породного об'єму. Чергування знижених і підвищених деформаційних характеристик у прилеглих породних шарах не вносить скільки-небудь значущих змін у тенденції зв'язку поля σ_x і глибини H розташування виробки.

Найбільш інформативним параметром є еюра інтенсивності напружень σ – має схожі з σ_x тенденції зв'язку з глибиною розташування виробки.

За знижених міцнісних і деформаційних характеристик усіх прилеглих породних шарів спостерігається їх перехід із частково пружного стану ($H = 200$ м) у пластичний ($H = 400$ м), а за $H = 600$ м у пластичному стані знаходиться і більша частина основної покрівлі, а також вугільний пласт:

- при $H = 400$ м у покрівлі й підшві на деякій відстані від виробки утворюються еліпсоїдальні зони, де має місце пружний стан породи, хоча величина σ вже наближається до руйнівної;

- при $H = 600$ м ці зони практично зникають у першому шарі підшви і другому шарі покрівлі та переходять у більш віддалені породні шари;

- відносно розвантажена приконтурна зона в покрівлі і боках виробки на відстань $0,5 - 1,0$ м знаходиться у стані, близькому до пластичного ($H \geq 400$ м), що провокує розвиток значних навантажень на рамне кріплення;

- на глибині 600 м вугільний пласт уже перестає бути стримувальним фактором при розвитку зсуву вміщуючого масиву, оскільки більша його частина знаходиться в пластичному стані.

Підвищені деформаційні характеристики прилеглих породних шарів практично не змінюють якісної та кількісної картини зв'язку параметрів σ і H .

Підвищені міцнісні характеристики прилеглих породних шарів забезпечують пружний стан більшої їх частини. У цих зонах інтенсивність напружень зростає прямо пропорційно глибині розробки. Однак при $H = 600$ м деяка частина другого шару і третього шару покрівлі переходить у пластичний стан, оскільки їхні міцнісні характеристики нижчі, ніж у прилеглих породних шарів. Але оскільки в межах ширини виробки є відносно розвантажені зони, що знаходяться в пружному стані, то вони дають змогу зберегти зв'язок σ і H , близький до лінійного для переважної частини вуглевмісної товщі. Тут також спостерігається незначний вплив підвищених деформаційних характеристик прилеглих породних шарів у частині деякого збільшення розмірів зон концентрації σ у боках і підшві (під опорами стояків рами) з одночасним невеликим зниженням їхніх максимумів.

У висновку аналізу слід зазначити, що в межах досліджуваного діапазону $E_i^{K,II} = (0,3 - 1,0) \cdot 10^4$ МПа різні поєднання деформаційних характеристик окремих прилеглих породних шарів дають результати, аналогічні вищенаведеним, а головним фактором впливу залишаються їхні міцнісні властивості.

Висновки

Рішення задачі розрахунку НДС геомеханічної моделі в пружно-пластичній постановці пов'язане з підвищеними витратами часового й обчислювального ресурсу, але більш адекватно відображає реальний стан гірничотехнічного об'єкта досліджень. Для об'єктивного порівняння й аналізу відмінностей у параметрах розподілу компонент НДС пружно-пластичне рішення виконано для тих самих вихідних даних, що й попередній розрахунок у пружній постановці.

1. Тенденції впливу розрахункового опору стиску σ_{cm} при рішенні пружно-пластичної задачі такі, що за знижених значень σ_{cm} параметри НДС моделі суттєво змінюються:

– переміщення у покрівлі виробки збільшуються з 70 – 80 мм до 110 – 130 мм, у боках – в 1,77 – 2,08 разів, а в підшві – в 1,84 – 3,2 разів;

– у цій тенденції основний вплив належить міцнісним характеристикам безпосередньої покрівлі й підшви, а вплив σ_{cm} основної покрівлі й підшви становить 12 – 33%;

– стосовно результатів розрахунку НДС у пружній постановці переміщення будь-якої ділянки породного контуру виробки зросли багаторазово незалежно від σ_{cm} і це наближає геомеханічну модель у пружно-пластичній постановці до реального стану об'єкта;

– розподіл горизонтальних напружень σ_x при зниженні σ_{cm} стає більш однорідним через підвищений прояв пластичних властивостей, а при зростанні σ_{cm} епюра σ_x наближається за своїми параметрами до пружного рішення;

– та сама закономірність впливу σ_{cm} стосується і епюри інтенсивності напружень σ : вона суттєво змінюється, коли низькі значення розрахункового опору стиску всіх прилеглих породних шарів сприяють переходу більшості зон масиву в пластичний стан; навпаки, за підвищених σ_{cm} епюра σ стає схожою на таку при пружному рішенні задачі.

2. Закономірності впливу деформаційних характеристик прилеглих породних шарів на їх НДС виявили такі зміни компонент напружень і деформацій при пружно-пластичному рішенні задачі:

– поле повних переміщень у діапазоні $E_i^{K,II} = (0,3 - 1,0) \cdot 10^4$ МПа зазнає коливання значень в 1,94 – 2,31 разів під впливом $E_1^{K,II}$ безпосередньої покрівлі й подошви та на рівні 22 – 35% у разі зміни деформаційних характеристик основної покрівлі;

– епюри розподілу горизонтальних напружень σ_x та інтенсивності напружень σ багато в чому схожі між собою (за закономірностями впливу $E_i^{K,II}$), незалежно від співвідношень деформаційних характеристик прилеглих породних шарів, а деякі відмінності в тенденціях впливу $E_i^{K,II}$ доволі локальні в умовах переважно пружного стану вуглевмісного масиву;

– за пластичного стану (хоча б в окремих ділянках масиву) деформаційні властивості його породних шарів набагато меншою мірою впливають на напружений стан, порівняно з міцнісними характеристиками, а епюра повних переміщень змінюється більш суттєво; щодо пружного рішення тієї самої задачі, то зміщення контуру виробки збільшуються у багато разів.

3. Тенденції впливу глибини H розміщення виробки суттєво залежать від співвідношення міцнісних і деформаційних характеристик прилеглих породних шарів:

– для епюр повних переміщень U_{xy} спостерігається близький до лінійного зв'язок із H за підвищених міцнісних властивостей породних шарів і поява помітної нелінійності цього зв'язку за їхнього зниженого розрахункового опору стиску, що зумовлено інтенсивним зростанням розмірів ділянок пластичного стану; тим не менше, за будь-якого співвідношення механічних характеристик прилеглих породних шарів переміщення контуру виробки у пружно-пластичній задачі у декілька разів, а то й на порядок вищі порівняно із пружним рішенням, що більш адекватно відображає реальну поведінку прилеглої масиву;

– тенденції зміни горизонтальних напружень σ_x та інтенсивності напружень σ зі зростанням глибини H розміщення виробки докорінно залежать від міцнісних характеристик прилеглих породних шарів – їхнє знижене значення зумовлює повсюдний перехід у пластичний стан (за $H \geq 400$ м) із різкою зміною полів σ_x і σ не тільки в кількісному, а й у якісному плані;

– за підвищених міцнісних характеристик прилеглих породних шарів епюра σ_x і σ стабільні в якісному плані, а в кількісному плані монотонно зростають значення компонент зі збільшенням H за залежністю, близькою до лінійної.

4. Пружно-пластична постановка задачі розрахунку НДС геомеханічної системи «масив – кріплення» дає змогу наблизити результати обчислень до реального стану вуглевмісного масиву навколо гірничої виробки, і це, не дивлячись на підвищену складність рішення, вигідно відрізняє його від пружної постановки.

Питання для самоконтролю:

1. Які механічні характеристики породних шарів і матеріалу кріплення виробки потрібні для використання пружно-пластичної фізичної моделі?
2. Яким чином впливають мінливі міцнісні характеристики літотипів на епюру вертикальних напружень у гірському масиві?
3. Опишіть тенденції впливу міцнісних характеристик породних шарів на параметри розподілу горизонтальних напружень у прилеглому масиві.
4. Як змінюється епюра інтенсивності напружень під впливом мінливих міцнісних характеристик шарів гірського масиву?
5. Охарактеризуйте тенденції зміни зміщень контуру виробки під впливом мінливих міцнісних характеристик літотипів масиву.
6. Наведіть основні закономірності зміни параметрів НДС рамного кріплення виробки при варіації міцнісних властивостей прилеглих породних шарів.
7. Як змінюється поле повних зміщень масиву при варіації деформаційних властивостей його шарів?
8. Наведіть основні закономірності перетворень компонент напружень масиву при зміні деформаційних властивостей його літотипів.
9. Охарактеризуйте тенденції впливу деформаційних властивостей породних шарів масиву на параметри НДС рамного кріплення виробки.
10. Які існують закономірності зміни епюр повних переміщень у масиві при зростанні глибини розташування виробки?
11. Які існують тенденції перетворень компонент напружень у масиві при поглибленні місця розташування виробки?
12. Як змінюється стан рамного кріплення виробки при зростанні глибини її розташування?

13 ГЕОМЕХАНІЧНА МОДЕЛЬ З ВИКОРИСТАННЯМ ПОВНОЇ ДІАГРАМИ ДЕФОРМУВАННЯ ГІРСЬКОЇ ПОРОДИ

Викладено дослідження стану шаруватого гірського масиву з виробкою та її кріпленням із застосуванням фізичної моделі повної діаграми деформування породи, включно зі стадіями знеміцнення та розпушення. Наведено основні прийоми створення такої геомеханічної моделі, дані аналізу результатів розрахунку її НДС. Отримано закономірності впливу деформаційних і міцнісних характеристик породних шарів, глибини розташування виробки на НДС прилеглого масиву.

Мета – надати студентам низку знань про поведінку шаруватого масиву гірських порід одночасно в домежовому, граничному та позамежному стані, що у поєднанні наближає геомеханічну модель до властивостей реального об'єкта; ознайомити студентів із закономірностями впливу характеристик повної діаграми деформування гірської породи на стан масиву навколо гірничої виробки.

На базі вивчення матеріалу студент повинен вміти:

- застосовувати фізичну модель повної діаграми деформування породи там, де це необхідно з міркувань адекватності та достовірності досліджень;
- призначати міцнісні та деформаційні характеристики повної діаграми деформування гірської породи відповідно до гірничо-геологічних умов моделювання об'єкта досліджень;
- аналізувати результати розрахунків НДС геомеханічної системи;
- виявляти закономірності впливу параметрів геомеханічної системи на її НДС.

13.1 Загальні відомості

Повну діаграму деформування гірської породи (див. розділ 10) відповідно до загальноприйнятих припущень наведено у вигляді трьох лінійних ділянок [48, 50]: пружно-пластична стадія деформування, що закінчується точкою граничного стану ($\sigma_1 = \sigma_{cm}$); стадія знеміцнення, яку характеризує низхідна лінія аж до повного руйнування гірської породи; стадія розпушення (або «руйного» руйнування), яка описує процес інтенсивного зростання об'єму гірської породи при постійному стискаючому навантаженні. Така діаграма характеризується чотирма параметрами: σ_{cm} – межа міцності на одноосьовий стиск непорушеної породи, σ_{cm}^0 – залишкова міцність породи на стиск (на стадії «руйного» руйнування), E – модуль деформації породи, M – модуль спаду на стадії знеміцнення.

З урахуванням того, що в модель входить вугільний пласт і п'ять породних шарів, для кожного з яких необхідно варіювати чотирма параметрами, дослідження з виявлення закономірностей зміни НДС геомеханічної системи

видаються надзвичайно громіздкими. Тому на першому етапі зроблено два обмеження за результатами дослідження [48] позамежного деформування алевроліту, відібраного на шахті ім. М.І. Сташкова в Західному Донбасі. *По-перше*, заміряне відношення $\sigma_{cm}^0 / \sigma_{cm} = 0,12 - 0,23$; з деяким запасом надійності в розрахунках прийнято постійне відношення $\sigma_{cm}^0 / \sigma_{cm} = 0,1$. *По-друге*, заміряне відношення $M / E \approx 1,3$, яке також прийнято постійним на цьому етапі розрахунків НДС системи «масив – кріплення».

Інший напрям зниження обсягу обчислень ґрунтується на детальному аналізі тенденцій впливу модулів деформації породних шарів вуглевмісної товщі, проведеному в розділі 12 за 27 варіантами співвідношень $E_i^{K,II}$. Із цієї кількості з метою скорочення обсягів обчислень граничного і позамежного станів відібрано вісім найбільш «різнополюсних» варіантів: №№1, 3, 7, 8, 10, 14, 16, 18 (див. табл.11.1).

Інтервал зміни межі міцності на одноосьовий стиск (з урахуванням її розрахункового значення за рекомендаціями розділу 12) обрано на основі даних [80, 81, 94, 97] щодо розрахунку параметрів підтримання гірничих виробок, які отримано на базі великих і багаторічних експериментальних досліджень і які, на наш погляд, найдостовірніше відображають геомеханічні умови експлуатації виробок.

На шахтах Західного Донбасу глибина закладення гірничих виробок змінюється в основному діапазоні $200 \text{ м} \leq H \leq 600 \text{ м}$, який і прийнято до дослідження для моделі поведінки елементів геомеханічної системи з використанням повної діаграми деформування гірських порід. Такий самий діапазон зміни H вивчено раніше за пружної та пружно-пластичної постановок задач, що сприяє об'єктивному оцінюванню відмінностей результатів розрахунку НДС однієї й тієї самої геомеханічної моделі. Крім того, нагадаємо, що при відображенні непружної поведінки гірської породи (як і інших елементів моделі) обчислення проводять крок за кроком із заданим градієнтом зміни напружень і деформації, що дає змогу визначити НДС за будь-якого значення H у межах зазначеного діапазону варіації. Другий породний шар підшви і третій шар покрівлі також моделюються повною діаграмою деформування породи, але з постійним значенням розрахункової межі міцності породи на одноосьовий стиск $(\sigma_{cm}^{II})_2 = (\sigma_{cm}^K)_3 = 10 \text{ МПа}$. Таке припущення зумовлене відносно невеликим впливом (до 10%) міцнісних характеристик крайніх породних шарів моделі на величину зміщень породного контуру пластової виробки. Це пояснюється тим, що зони граничного (позамежного) стану в підшві і покрівлі виробки локалізуються зазвичай у прилеглих породних шарах і не зачіпають крайніх породних шарів моделі.

Вугільний пласт також моделюють за повною діаграмою деформування за вихідних параметрів $\sigma_{cm}^e = 30 \text{ МПа}$, $E_e = 0,35 \cdot 10^4 \text{ МПа}$, $(\sigma_{cm}^0)_y / \sigma_{cm}^e = 0,1$, $M^e / E^e = 3$, які відображають переважно крихке руйнування вугілля.

Рамне кріплення зазнає досить значних деформацій по всьому контуру. Тому змодельовано реальну діаграму поведінки сталі Ст.5, що враховує площадку текучості під час настання граничного стану $\sigma = \sigma_T = 270$ МПа, а також стадію зміцнення металу до величини $\sigma = \sigma^T = 500 - 620$ МПа (тут позначено через σ_T і σ^T відповідно границя текучості та тимчасовий опір на розрив сталі Ст.5, з якої зазвичай виготовляється спецпрофіль СВП рамного кріплення [42, 67]).

Важливим елементом системи «масив – кріплення» є закріпний простір, що заповнюється зруйнованою породою-забутовкою. Механічні характеристики зруйнованої та ущільнювальної (завдяки проявам гірського тиску) гірської породи визначено на основі експериментальних даних [83] для умов Західного Донбасу.

13.2 Вплив міцнісних і деформаційних характеристик породних шарів на їх НДС навколо гірничої виробки

13.2.1 Епюра повних переміщень масиву навколо виробки

Попередні дослідження пружно-пластичного деформування геомеханічної системи «масив – кріплення» (див. розділ 12) переконливо показали вирішальний вплив на її НДС міцнісних характеристик прилеглих породних шарів. За підвищених значень $(\sigma_{cm}^{K,II})_i$ спостерігається доволі схожий між собою (у якісному плані) пружний або пружно-пластичний стан у переважній частині об'єму прилеглого масиву, що його вже доволі детально проаналізовано в попередніх розділах 11 та 12. Залишився не розкритим поза межний стан вуглевмісної товщі при переході прилеглих породних шарів на стадії знеміцнення і розпушення відповідно до повної діаграми їх деформування. Ця задача досліджена в цьому розділі, коли хоча б один із прилеглих породних шарів має мінімальний розрахунковий опір стиску $(\sigma_{cm}^{K,II})_i = 5$ МПа згідно з табл.12.1.

Одна з головних відмінностей НДС геомеханічної моделі при використанні повної діаграми деформування гірської породи від пружного або пружно-пластичного рішення полягає у відображенні найбільш важливого для Західного Донбасу процесу здимання порід підшоши виробки.

Картину зміщення вуглевмісної товщі в порожнину виробки показано на векторній епюрі (рис. 13.1) повних переміщень, для наочності напрямком яких задано відповідною стрілкою, а величина визначається довжиною цієї стрілки. Тут слід зазначити якісну відповідність отриманої векторної епюри з уявленнями, розвиненими в роботах [63, 98]:

– *по-перше*, чітко прослідковується механізм так званого «видавлювання» порід підшви виробки за рахунок дії опорного тиску в її боках;

– *по-друге*, у підшві пласта, зокрема й під стояками рамного кріплення, відбувається інтенсивне переміщення породи в площині нашарування, що призводить до деформування стояків рами і зниження її стійкості;

– *по-третє*, максимальне переміщення підшви в порожнину виробки має місце в центральній частині її ширини, що і спостерігається на практиці;

– *по-четверте*, процес здимання поширюється на значну глибину в підшву, що підтверджується іншими дослідженнями, наприклад, [56, 58, 98].

Крім того, розрахунки за повною діаграмою деформування гірської породи, особливо за низьких міцнісних характеристик прилеглих породних шарів, надають величини підняття порід підшви, що відрізняються до одного-півтора порядків від значень, які отримують під час розв'язування пружно-пластичної задачі для тієї самої моделі.

Таким чином, досліджувана модель якісно відображає геомеханічні процеси здимання підшви в пластовій виробці, пройденій у слабкому шаруватому масиві, а в кількісному плані наближає результати розрахунку НДС вуглевмісної товщі до експериментальних вимірів її стану. Так, зафіксовано такі зміщення U_{xy} породного контуру виробки за повної діаграми деформування прилеглих породних шарів, які мають знижені міцнісні й деформаційні характеристики (рис. 13.2): покрівля $U_{xy} = 2217 - 2906$ мм; боки $U_{xy} = 1167 - 1750$ мм; підшва у центральній частині ширини виробки $U_{xy} = 1661 - 1833$ мм.

Наведені вище вельми високі значення переміщень породного контуру виробки вказують, з одного боку, на неможливість її експлуатації, а, з іншого, – на вирішальний вплив міцнісних характеристик прилеглих породних шарів. На підтвердження цього наведено приклад епюр повних переміщень за підвищених міцнісних та деформаційних характеристик (рис. 13.3) усіх прилеглих породних шарів у порівнянні пружно-пластичного рішення задачі та використанні повної діаграми деформування гірської породи.

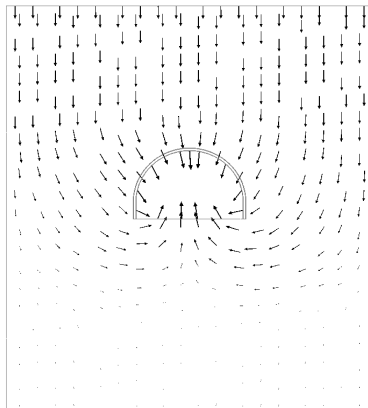


Рис. 13.1. Векторне зображення епюр повних переміщень породних шарів навколо пластової виробки

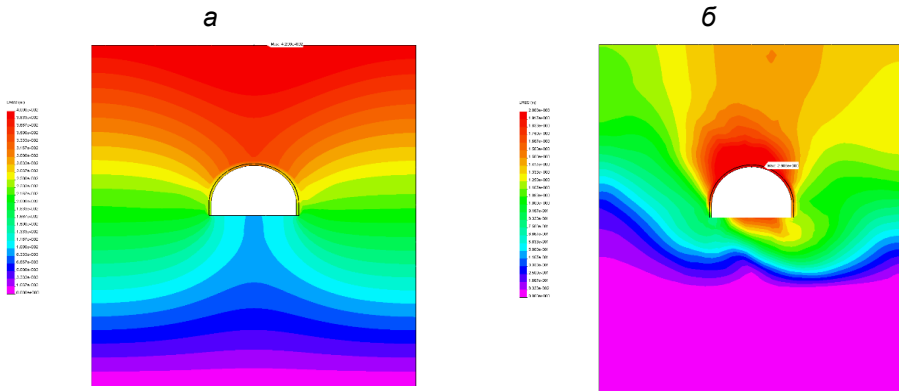


Рис. 13.2. Епюри повних переміщень U_{xy} у моделі за знижених міцнісних і деформаційних характеристик усіх прилеглих породних шарів: а – пружно-пластичний стан; б – урахування повної діаграми деформування гірської породи

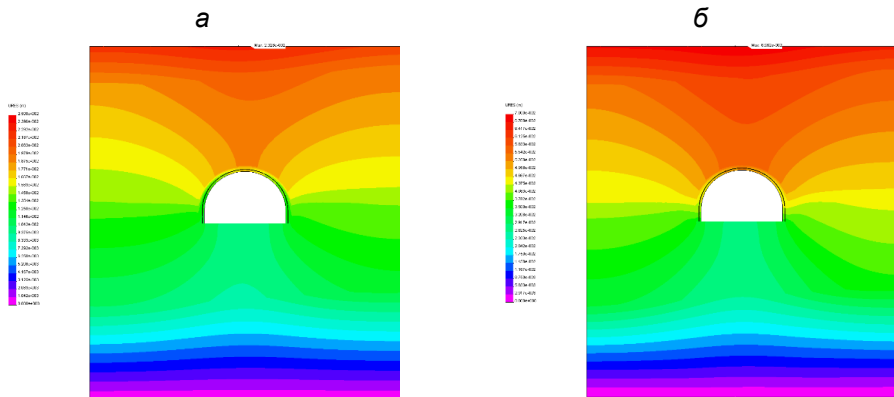


Рис. 13.3 Епюри повних переміщень U_{xy} у моделі за підвищених міцнісних і деформаційних характеристик усіх прилеглих породних шарів: а – пружно-пластичне рішення; б) урахування повної діаграми деформування гірської породи

При порівнянні з пружно-пластичним рішенням отримано такі результати:

- у центрі склепіння виробки на ділянці шириною до 1,2 м зміщення максимальні та становлять 19 – 20 мм проти 55 – 58 мм уже на ділянці шириною до 3,0 м; урахування повної діаграми сприяло підвищенню опускання центральної частини породного контуру склепіння приблизно у 2,9 раза;

- за висотою породного контуру в боках виробки зміщення зросли у 2,9 – 3,0 рази, а в центральній частині контуру підшви – у 2,8 раза.

Загалом спостерігається стабільне перевищення різновекторних зміщень породного контуру виробки до 3 разів при використанні повної діаграми

деформування гірської породи, хоча слід нагадати, що така задача геомеханіки пов'язана зі значними витратами часу й обчислювального ресурсу, не кажучи вже про необхідність високої кваліфікації дослідника та часті відмови під час проведення обчислювального експерименту.

Про вплив міцнісних характеристик прилеглих породних шарів свідчать такі факти. Їхнє збільшення у 4 рази (з 5 МПа до 20 МПа відповідно до табл. 12.1 розглянуто варіанти №1 і №18) призвело до обмеження зміщень U_{xy} :

- у покрівлі виробки у 20,2 – 25,1 раза;
- у боках – у 15,4 – 15,9 раза;
- у підшві – у 31,6 – 36,1 раза.

Такий кардинальний вплив $(\sigma_{cm}^{K,II})_i$ на епюру повних переміщень U_{xy} (незалежно від деформаційних характеристик $E_i^{K,II}$) зумовлений переходом переважної частини прилеглих породних шарів у поза межний стан. Більшість літотипів знаходяться на стадії розпушення і це пояснює зростання зміщень масиву з надзвичайною інтенсивністю.

Що стосується впливу деформаційних характеристик $E_i^{K,II}$, то він більш суттєво проявляється за знижених міцнісних властивостей прилеглих породних шарів (рис. 13.4). Наприклад, у покрівлі виробки підвищені значення $E_i^{K,II}$ (варіант №18 порівняно з варіантом №1 за табл. 11.1) сприяють обмеженню зміщень у покрівлі до 2,78 раза, у боках – до 2,29 раза, у підшві – до 2,52 раза.

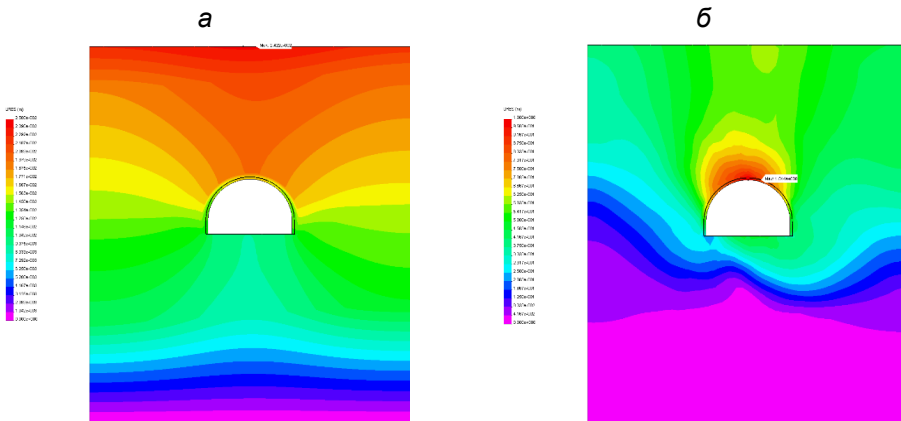


Рис. 13.4 Епюри повних переміщень U_{xy} у моделі за знижених міцнісних і підвищених деформаційних характеристик усіх прилеглих породних шарів: а – пружно-пластичне рішення; б – урахування повної діаграми деформування гірської породи

Виявлені тенденції впливу однозначно вказують на головний фактор розвитку переміщень контуру виробки – вид стану прилеглих породних шарів.

13.2.2 Напружений стан прилеглих до виробки породних шарів

Під час аналізу непружної поведінки прилеглих породних шарів, а тим більше вивчення їх позамежного стану, найбільш інформативними є горизонтальна компонента σ_x та інтенсивність напружень σ ; тому зазначеним характеристикам НДС масиву приділено основну увагу.

Урахування граничного і позамежного стану зон літотипів або породних шарів суттєво перетворює епюру горизонтальних напружень σ_x порівняно з пружним або пружно-пластичним рішеннями. Для прикладу показано епюри σ_x на глибині $H = 400$ м (рис. 13.5) для варіантів міцнісних характеристик породних шарів №10 і №7 (див. табл. 12.1). Тут чітко прослідковується розмежування параметрів розподілу σ_x у більш міцних і більш слабких літотипах.

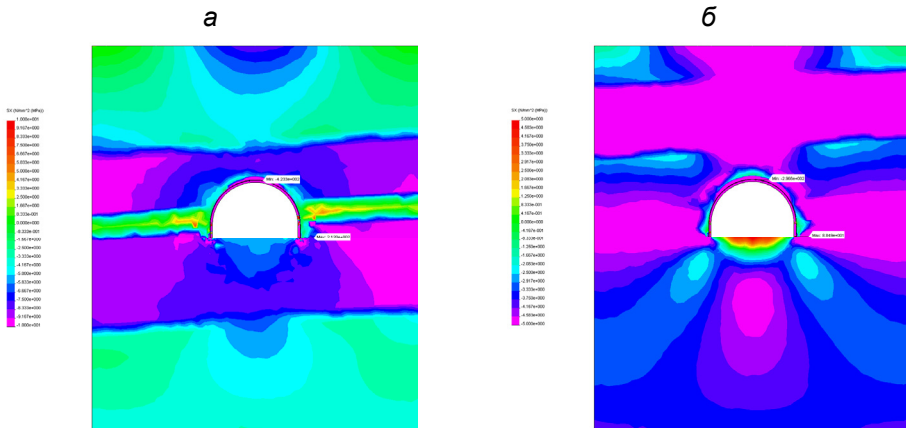


Рис. 13.5 Епюри горизонтальних напружень σ_x (при $H = 400$ м) у вуглевмісній товщі для варіантів міцнісних характеристик №10 (а) і №7 (б)

Більш міцні літотипи характеризуються здебільшого domeжовим станом із типовою картиною помірних збурень σ_x і їх наближенням на границях моделі до вихідного негідростатичного стану недоторканого масиву. Чим міцніший літотип, тим більше схожа σ_x з пружним розподілом: так, при $(\sigma_{cm}^{K,II})_1 = 20$ МПа (варіант №7) у підшві виробки утворюється навіть концентрація розтягуючих σ_x до 3 – 4 МПа; у варіанті №10, де $(\sigma_{cm}^{II})_1 = 5$ МПа,

у підшві виробки діє концентрація стискних σ_x рівня $K_x = 1,5 - 1,8$.

Аналогічне перетворення епюри σ_x можна спостерігати і в другому породному шарі покрівлі при зниженні $(\sigma_{cm}^II)_2$ від 20 МПа до 5 МПа. Цей шар практично повсюдно переходить у позамежний стан і з цієї причини величина σ_x суттєво перевищує початковий стан недоторканого масиву.

Виявлена особливість $\sigma_x > \lambda\gamma H (K_x > 1)$ дії підвищених напружень стиску на переважній частині перерізу літотипу побічно вказує на його перехід у позамежний стан; при цьому нагадаємо, що вихідний стан масиву заданий негідростатичним з $\sigma_x = \frac{1}{3} \sigma_y = \frac{1}{3} \gamma H$. Отже, моделювання повних діаграм деформування породи забезпечує автоматичне врахування відомого факту [48, 53] зміни коефіцієнта поперечної деформації (аж до $\mu > 0,5$) при переході породи в позамежний стан.

Вплив деформаційних характеристик прилеглих породних шарів на епюру σ_x не настільки значущий, як їх міцнісних властивостей. Цей висновок наочно підтверджують епюри σ_x для варіанта №10 міцнісних характеристик (рис. 13.6). Зміна модулів деформації $E_i^{K,II}$ усіх прилеглих породних шарів у 3,33 раза малосуттєво змінює розподіл горизонтальних напружень в умовах позамежного стану порід безпосередньої покрівлі й підшви. Очевидно це зумовлено набагато вищою деформованістю породних шарів у позамежному стані, що безпроблемно поглинає задані зміни їх деформаційних характеристик.

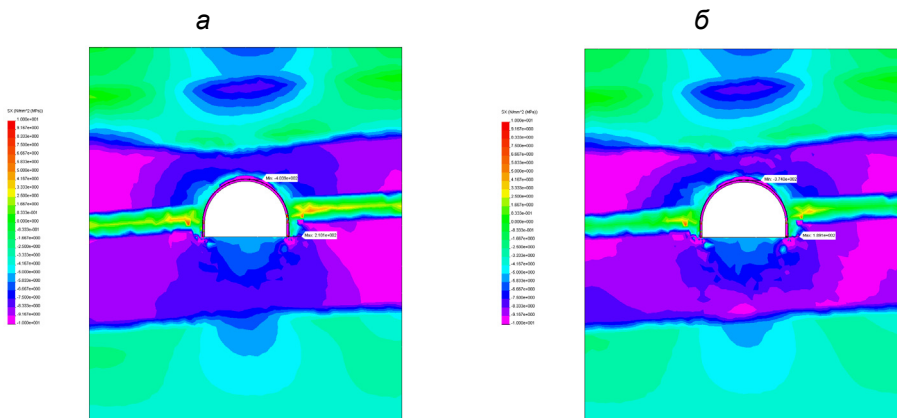


Рис. 13.6 Епюри горизонтальних напружень σ_x для варіанта №10 міцнісних характеристик породних шарів (див. табл. 12.1) за варіантами їх деформаційних властивостей (див. табл. 11.1) №1 (а) і №18 (б)

Крім того, доречно ще раз наголосити на факті багаторазового перевищення σ_x (практично по всьому об'єму літотипу) рівня початкового стану недоторканого масиву, що є відображенням позамежного стану цих породних шарів.

Аналіз епюр інтенсивності напружень σ (рис. 13.7 і 13.8) залежно від варіації міцнісних і деформаційних характеристик прилеглих породних шарів дав змогу встановити таке.

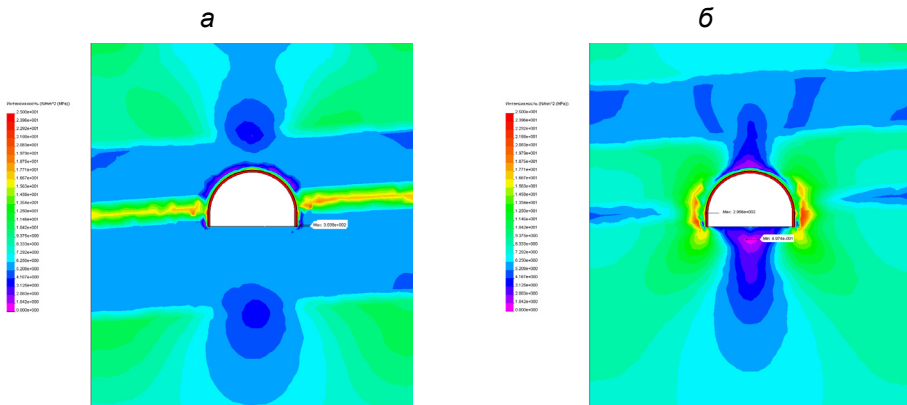


Рис. 13.7 Епюри інтенсивності напружень σ (при $H = 400$ м) у вуглевмісній товщі для варіантів міцнісних характеристик №10 (а) і №7 (б)

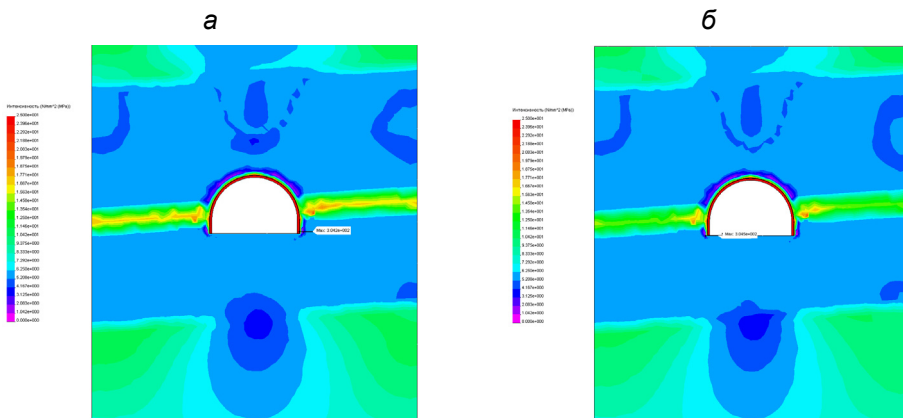


Рис. 13.8 Епюри інтенсивності напружень σ за знижених міцнісних характеристик усіх прилеглих породних шарів за варіантами їх деформаційних властивостей (див. табл. 11.1) №1 (а) і №18 (б)

Літотипи зі зниженим опором стиску (наприклад, $\sigma_{cm} = 5$ МПа у варіантах №10 і №7 за табл. 12.1) повсюдно переходять у граничний і поза межний стан уже на глибині $H = 400$ м. При цьому спостерігаються дві особливості. Перша – практично рівномірний розподіл σ по всьому об'єму літотипів, коли їх стан визначається низхідною гілкою повної діаграми деформування. Друга – сусідні літотипи з підвищеним $\sigma_{cm} = 20$ МПа знаходяться у domeжному стані зі слабким «реагуванням» епюри σ на знеміцнення суміжних породних шарів.

Таким чином можна сформулювати висновок про відносно незалежний перехід літотипів у поза межний стан всупереч достатній стійкості суміжних породних шарів. Такий висновок наочно ілюструється епюрами σ :

- варіант №10 – слабкі безпосередні покрівля і підшва знаходяться у поза межному стані, а більш міцні основна покрівля і підшва – у domeжевому;
- варіант №7 – слабкий перший шар основної покрівлі знаходиться у граничному і поза межному станах незалежно від того, що інші прилеглі шари досить стійкі.

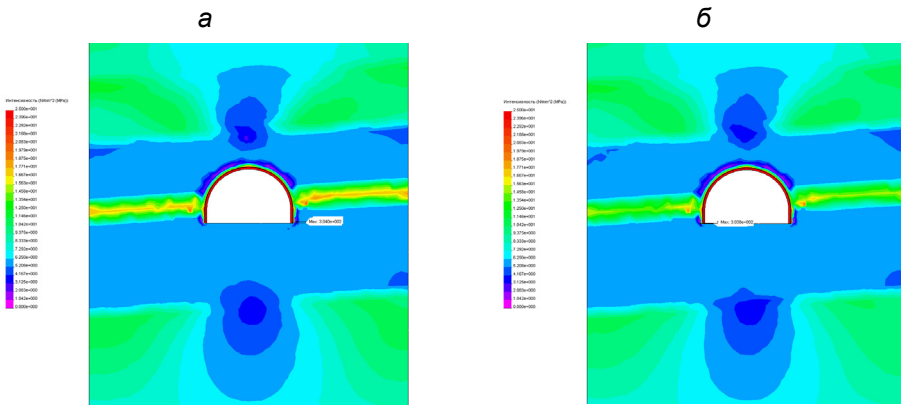


Рис. 13.9 Епюри інтенсивності напружень σ для варіанта №10 міцнісних характеристик прилеглих породних шарів (див. табл. 12.1) за варіантами їх деформаційних властивостей (див. табл. 11.1) №1 (а) і №18 (б)

Аналіз зв'язку епюр інтенсивності напружень σ з деформаційними характеристиками прилеглих породних шарів (рис. 13.9) дав такі результати. За знижених міцнісних характеристик усіх прилеглих породних шарів епюри σ практично не залежать від їх деформаційних властивостей, що може бути пояснено майже повсюдним граничним і поза межним станом, коли радикально зростає здатність до різновекторного деформування. Деяка відмінність епюр σ полягає у більш обширній зоні концентрації у вугільному пласті за знижених $E_i^{K,II}$, що зумовлено, на наш погляд, більш високими

напруженнями вигину у вугільному пласті, який знаходиться у domeжовій стадії деформування. За підвищених міцнісних характеристик усіх прилеглих породних шарів епюри σ також здебільшого аналогічні одна одній незалежно від розподілу деформаційних властивостей літотипів.

Для інших співвідношень $(\sigma_{cm}^{K,II})_i$, але за обов'язкового позамежного стану будь-якого з прилеглих породних шарів тенденція слабого впливу їх деформаційних властивостей залишається незмінною. Так, для варіанта №10 співвідношення міцнісних характеристик (див. табл. 12.1) деякий вплив деформаційних властивостей проявляється лише у вугільному пласті: тут більш високі концентрації σ зумовлені підвищеним навантаженням на вугільний пласт від безпосередньої покрівлі, яка більш легко деформується, за знижених $E_i^{K,II}$.

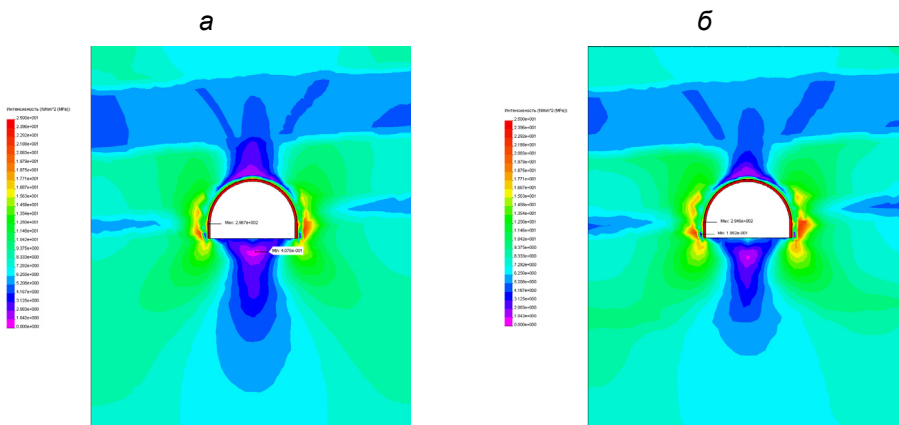


Рис. 13.10 Епюри інтенсивності напружень σ для варіанта №7 міцнісних характеристик прилеглих породних шарів (див. табл. 12.1) за варіантами їх деформаційних властивостей (див. табл. 11.1) №1 (а) і №18 (б)

Аналогічна ситуація має місце і у варіанті №7 (рис. 13.10) розподілу міцнісних характеристик прилеглих породних шарів (див. табл. 12.1). Тут знижені $E_i^{K,II}$ провокують глибший ступінь розвантаження у покрівлі й підшві виробки, а підвищені $E_i^{K,II}$ сприяють збільшенню зон концентрації σ у боках виробки. Але ці зміни в параметрах епюри σ не настільки суттєві та підтверджують загальну тенденцію слабого впливу деформаційних властивостей, коли хоча б один із прилеглих породних шарів знаходиться у граничному або позамежному станах. Тому визначальним фактором розподілу компонент напружень є міцнісні характеристики прилеглих породних шарів, а їх деформаційні властивості відіграють підпорядковану роль.

13.3 Вплив глибини розташування виробки на НДС у прилеглому до виробки масиві

Збільшення глибини розміщення виробки H пов'язане зі зростанням вертикального γH і бічного $\lambda\gamma H$ гірського тиску, що характеризує вихідний негідростатичний стан недоторканого масиву. Збурення гірського тиску навколо виробки зумовлені не тільки наявністю порожнини в масиві, а й зміною фізичного стану порід: за пружного деформування об'ємна деформація має від'ємне значення (зменшення елементарного породного об'єму), за пластичного стану об'ємна деформація є сталою, а в позамежному стані відбувається збільшення елементарного породного об'єму [48, 50, 53] завдяки процесу розпушення. Ці закономірності перетворень компонент НДС зі зростанням глибини H становлять предмет досліджень цього параграфа.

13.3.1 Тенденції зміни повних переміщень масиву навколо виробки

Не потребує доказів твердження, що поле переміщень масиву навколо виробки залежить від виду стану прилеглих породних шарів, який визначається співвідношенням їх міцнісних характеристик і глибини розміщення виробки. Тому загальною тенденцією є перехід пружного стану літотипів у так званий непружний (пластичний, граничний і позамежний) із прогресуючим розвитком переміщень як у масиві, так і на контурі виробки.

Раніше було встановлено, що визначальним фактором розвитку повних переміщень U_{xy} є співвідношення міцнісних властивостей літотипів з геостатичним початковим гірським тиском ($\sigma_y = \gamma H$, $\sigma_x = \lambda\gamma H$), а зміна деформаційних характеристик прилеглих породних шарів має другорядне значення. У зв'язку з цим зі зростанням глибини розміщення виробки виділено дві основні тенденції:

– за підвищених міцнісних характеристик літотипів відбувається зростання U_{xy} , але за залежністю, близькою до лінійної від глибини H ; у якісному плані епюри повних переміщень доволі схожі одна на одну за різної глибини розміщення виробки; дана тенденція зумовлена відносно невеликою частиною прилеглого масиву, де спостерігається непружне деформування;

– за знижених міцнісних характеристик літотипів (хоча б деяких із них) значний об'єм масиву переходить у граничний і позамежний стан з інтенсивним розвитком переміщень; зв'язок U_{xy} з H стає суттєво нелінійним, так само як у якісному плані епюри U_{xy} вельми відрізняються одна від одної на різній глибині розміщення виробки. Для прикладу

порівняємо дві U_{xy} для різних глибин ($H = 200$ м і $H = 600$ м), але одного й того самого варіанта знижених міцнісних характеристик усіх прилеглих породних шарів за варіантом №10 (див. табл. 11.1) їх деформаційних властивостей (рис. 13.11).

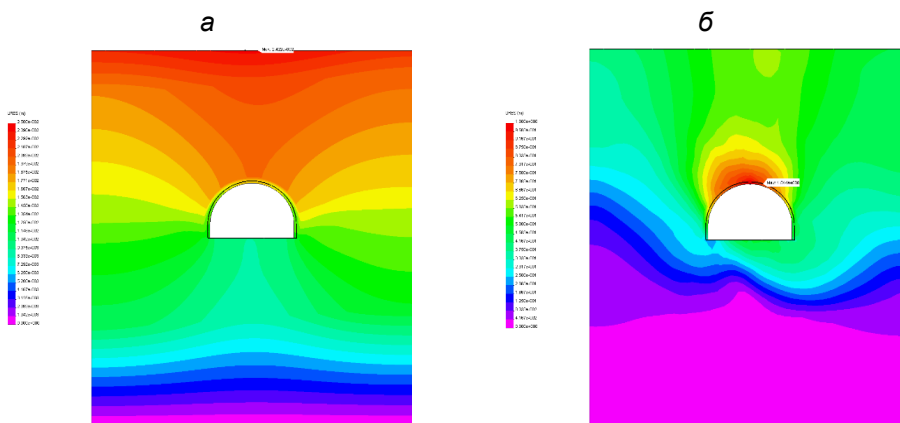


Рис. 13.11 Епюри повних переміщень U_{xy} за знижених деформаційних характеристик усіх прилеглих породних шарів за варіантом №10 (див. табл. 11.1): а – пружно-пластичне рішення; б – урахування повної діаграми деформування гірської породи

На глибині $H = 200$ м переважна частина прилеглого масиву знаходиться у домежовому (в основному пружному) стані. З цієї причини переміщення приконтурних порід невеликі: у покрівлі – 30 – 35 мм, у боках – 22 – 27 мм, у підшві – 8 – 13 мм.

На глибині $H = 600$ м у 3 рази збільшується геостатичний тиск, і за низьких міцнісних характеристик прилеглих породних шарів вони зазнають знеміцнення та частково розпушення, за яких радикально зростають зміщення породного контуру в усіх напрямках. Так, максимум U_{xy} у покрівлі сягає 2469 мм, у боках повні переміщення збільшуються до 1200 – 1300 мм, а в підшві – до 1600 – 1750 мм. Порівняння наведених даних переконливо показує, що головним впливовим фактором є перехід переважної частини прилеглого масиву в позамежний стан, за якого зміщення приконтурних порід збільшуються в середньому у 50 – 160 разів залежно від їхнього напрямку.

Виявлені тенденції справедливі й у випадках, коли не всі прилегли порідні шари мають знижені міцнісні характеристики (рис. 13.12 і 13.13). Наприклад, у варіанті №10 (див. табл. 12.1) перший шар основної покрівлі має величину розрахункового опору стиску, що у 4 рази перевищує таку у порід безпосередньої покрівлі й підшви. Проте максимум переміщень у склепінні виробки сягає 1859 мм, а в підшві – до 1500 – 1600 мм. Усе ж таки деяке

скорочення зміщень U_{xy} відбулося, особливо в покрівлі виробки, і це зумовлено частково domeжовим станом її основної покрівлі. У розглянутому прикладі спостерігається вплив деформаційних характеристик прилеглих породних шарів. Цей вплив для різних варіантів розподілу $(\sigma_{cm}^{K,II})_i$ оцінюється в кілька десятків відсотків і не може «конкурувати» з впливом головного фактора – співвідношення глибини розміщення виробки та міцнісних характеристик породних шарів.

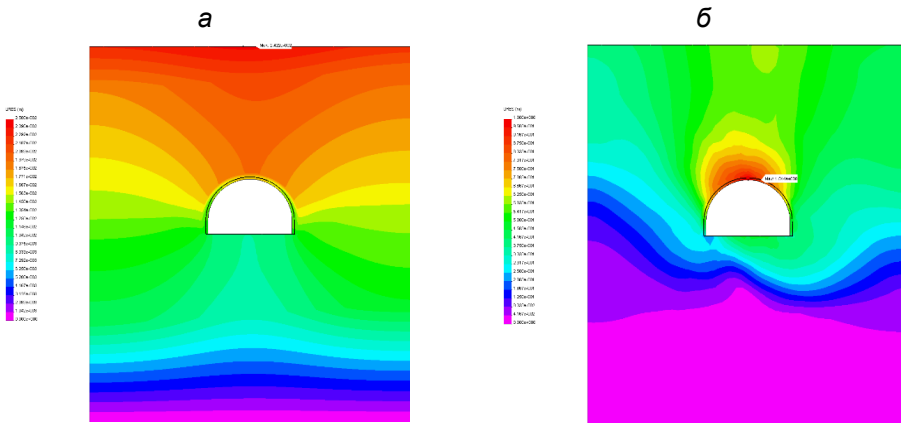


Рис. 13.12 Епюри повних переміщень U_{xy} за знижених деформаційних характеристик усіх прилеглих породних шарів за варіантом №10 (див. табл. 12.1) їх міцнісних властивостей: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

У підсумку результатів цього етапу досліджень необхідно ще раз звернути увагу на факт радикального зростання зміщень масиву в його позамежному стані, що часто унеможливує подальшу експлуатацію виробки. Виявлений «сплеск» розвитку зміщень породного контуру зумовлений деякими граничними співвідношеннями механічних характеристик прилеглих породних шарів і глибини розташування виробки, що вимагає проведення спеціальних досліджень з їх встановлення та розробки на цій основі рекомендацій щодо прогнозу процесів зсуву слабого шаруватого масиву навколо пластової виробки.

Більш поглиблене дослідження впливу параметрів позамежного стану M/E і $\sigma_{cm}^0 / \sigma_{cm}$ необхідне через низку об'єктивно наявних факторів:

– аналітичні дослідження [48] підтверджують досить тісний зв'язок між процесом розвитку зміщень породного контуру і параметрами M/E , $\sigma_{cm}^0 / \sigma_{cm}$ позамежного деформування породних шарів;

– експериментальні (лабораторні й шахтні) дослідження далеко не завжди відзначають деяку «критичну» зону співвідношення геомеханічних параметрів, за яких різко зростають зміщення породного контуру виробки; поряд із присутністю зазначеного явища існують і випадки більш плавного процесу розвитку зміщень зі зростанням глибини розробки;

– власні вибіркові розрахунки НДС моделі вказують, що «сплеск» розвитку зміщень може прослідковуватися вельми слабо за певних сполучень M/E та $\sigma_{cm}^0 / \sigma_{cm}$: при цьому зв'язок U_{xy} з H залишається нелінійним, але різниця в градієнтах зростання зміщень скорочується між собою в «докритичній» і «закритичній» зонах співвідношень геомеханічних параметрів.

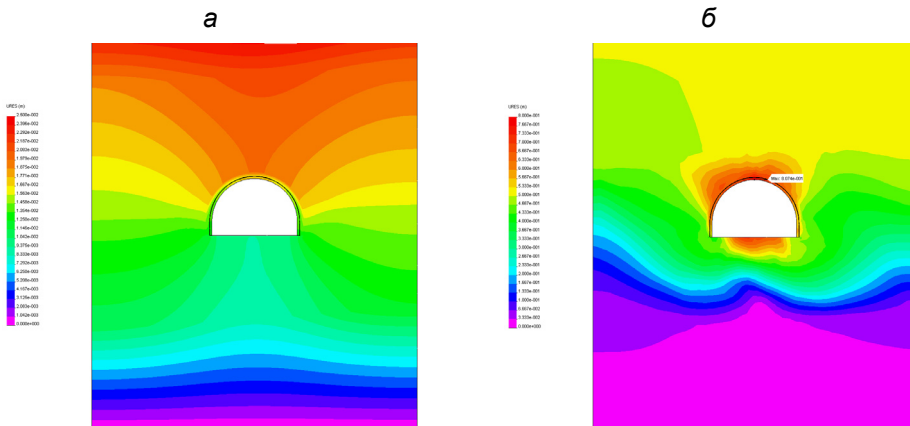


Рис. 13.13 Епюри повних переміщень U_{xy} за підвищених деформаційних характеристик усіх прилеглих породних шарів за варіантом №10 (див. табл. 12.1) їх міцнісних властивостей: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

Ці питання є предметом подальших досліджень НДС геомеханічної моделі, що розглядається.

13.3.2 Закономірності перетворення напруженого стану прилеглого масиву

За аналогією з попередніми дослідженнями напруженого стану вуглевмісного масиву навколо виробки проаналізовано зміну горизонтальних напружень σ_x та інтенсивності напружень σ зі зростанням глибини H розташування виробки.

Раніше було встановлено факт кардинального впливу співвідношення міцнісних характеристик прилеглих породних шарів і глибини розташування виробки. Тенденція така, що чим нижче $(\sigma_{cm}^{K,\Pi})_i$, тим радикальніше змінюються епюри σ_x і σ . Тому становить інтерес закономірність впливу H на прикладі перетворення поля горизонтальних напружень σ_x за знижених міцнісних $(\sigma_{cm}^{K,\Pi})_i = 5$ МПа і деформаційних $(E_i^{K,\Pi} = 0,3 \cdot 10^4$ МПа) характеристиках усіх прилеглих породних шарів (рис. 3.14).

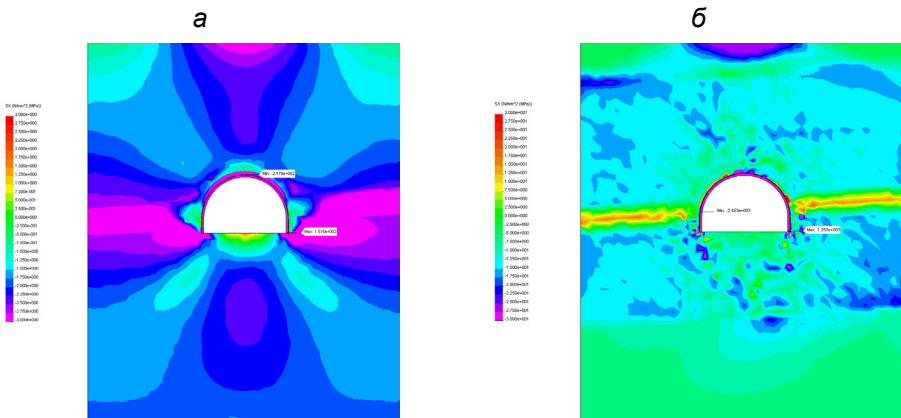


Рис. 13.14 Епюри горизонтальних напружень σ_x за знижених міцнісних і деформаційних характеристик усіх прилеглих породних шарів: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

При $H = 200$ м більша частина вуглевмісної товщі (за винятком локальних зон навколо виробки) знаходиться у domeжовому стані з відповідними особливостями розподілу σ_x :

- підвищене розвантаження в приконтурних породах підосви виробки (з появою розтягуючих σ_x) порівняно з її покрівлею;
- підвищені стискні напруження на більш віддалених ділянках покрівлі й підосви, що свідчить про прогин шарів у порожнину виробки;
- на інших ділянках моделі σ_x наближається до вихідного негідростатичного стану недоторканого масиву.

Зі збільшенням глибини розміщення виробки до $H = 400$ м епюра σ_x докорінно змінюється, що пов'язано з переходом переважної частини прилеглих породних шарів у граничний стан. При $H = 600$ м відбуваються подальші зміни епюри σ_x , зумовлені як знеміцненням, так і розпушенням масиву навколо виробки:

– розвантажуються від σ_x більш віддалені породні шари (другий – у подошві і третій – у покрівлі), які починають певною мірою брати участь у процесах руху вуглевмісної товщі в порожнину виробки;

– у приконтурних породах по всьому периметру виробки, де діють знижені σ_x , з'являються зони з $\sigma_x > \gamma H$, що вказує на активний процес розпушення породи;

– у віддаленіших ділянках породних шарів також має місце співвідношення $\sigma_x > \gamma H$, що характеризує їх практично повсюдний перехід не тільки в граничний, а й позамежний стан, який різко інтенсифікує зміщення вуглевмісного масиву в порожнину виробки;

– у більш міцному (порівняно з породою) вугільному пласті на всю прилеглу ділянку за підняттям і падінням поширюються розтягуючі σ_x з максимумами в серединній частині потужності пласта, що сягають 12 – 18 МПа; цей факт пояснюється значним градієнтом переміщень породних шарів у порожнину виробки в граничному та позамежному станах, що вказує на порушення цілісності також і вугільного пласта, але вже від розтягуючих напружень.

Таким чином, за знижених міцнісних характеристик прилеглих породних шарів зі зростанням глибини розташування пластової виробки спостерігається кардинальна зміна поля горизонтальних напружень не тільки в кількісному, а й у якісному плані.

За тих самих знижених міцнісних властивостей прилеглих породних шарів їх підвищені деформаційні характеристики ($E_i^{K,II} = 1 \cdot 10^4$ МПа) впливають на зміну поля σ_x таким чином зі зростанням параметра H (рис. 13.15). Тут можна зазначити, що в міру збільшення H епюри σ_x з різними значеннями $E_i^{K,II}$ стають дедалі більш схожими одна на одну як у якісному, так і в кількісному відношеннях. Очевидно це пояснюється тим, що в граничному і, особливо, в позамежному станах деформаційні властивості породних шарів багаторазово перевищують такі в домежевому стані, і вплив $E_i^{K,II}$ стає несуттєвим. Тільки на малій глибині ($H = 200$ м) є деякі відмінності в частині більших зон розвантаження в приконтурній зоні та підвищених σ_x на віддалених ділянках масиву, що зумовлено підвищеною жорсткістю породних шарів.

Проміжні варіанти, наприклад, №7 (див. табл. 11.1) розподілу деформаційних характеристик прилеглих породних шарів остаточно підтверджують зазначені вище закономірності зміни поля σ_x зі зростанням глибини розміщення виробки (рис. 13.16). Їхня головна особливість – це радикальна зміна поля розподілу горизонтальних напружень, що нашттовує на необхідність пошуку компромісних рішень у постановці того чи іншого завдання досліджень. Наприклад, якщо заздалегідь відомо про вельми низькі міцнісні властивості прилеглої масиву, то тільки використання повної

діаграми деформації дасть змогу отримати досить адекватні результати за відповідної глибини розміщення виробки. Отже, не дивлячись на багаторазово вищі витрати часу й обчислювального ресурсу, рекомендується застосування такої складної фізичної моделі поведінки гірської породи; в іншій гірничо-геологічній ситуації, наприклад, за невеликої глибини розміщення виробки, цілком припустима пружна або пружно-пластична фізична модель.

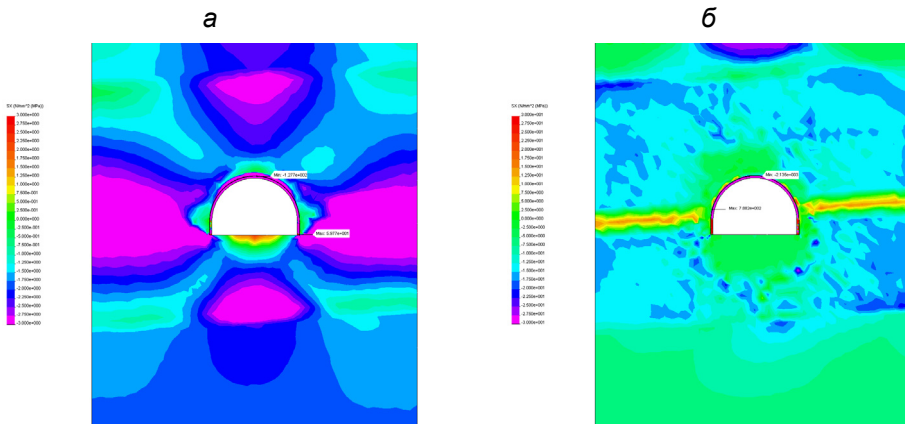


Рис. 13.15 Епюри горизонтальних напружень σ_x за знижених міцнісних і підвищених деформаційних характеристик усіх прилеглих породних шарів: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

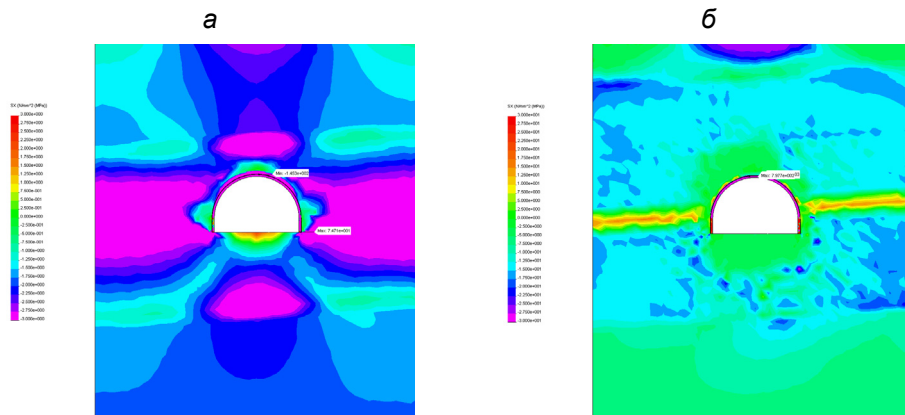


Рис. 13.16. Епюри горизонтальних напружень σ_x за знижених деформаційних характеристик усіх прилеглих породних шарів за варіантом №7 (див. табл. 11.1) їх деформаційних властивостей: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

Підвищені міцнісні характеристики $(\sigma_{cm}^{K,II})_i = 20$ МПа всіх прилеглих породних шарів докорінно змінюють тенденцію зміни поля горизонтальних напружень σ_x при збільшенні глибини розташування виробок (рис. 13.17). Це зумовлено тим, що основний об'єм вуглевмісної товщі знаходиться ще в домежовому стані за винятком локальних зон у приконтурних породах. Як за знижених, так і за підвищених деформаційних характеристик усіх прилеглих породних шарів спостерігається досить стабільна якісна картина поля напружень σ_x , мало пов'язана з параметром H . У кількісному відношенні компонента σ_x монотонно зростає зі збільшенням H за залежністю, близькою до лінійної. Це зумовлено лінійними співвідношеннями між напруженнями і деформаціями в домежовому стані елементарного породного об'єму. Чергування знижених і підвищених деформаційних характеристик у прилеглих породних шарах не вносить скільки-небудь значущих змін у тенденції зв'язку поля σ_x і глибини H розташування виробки.

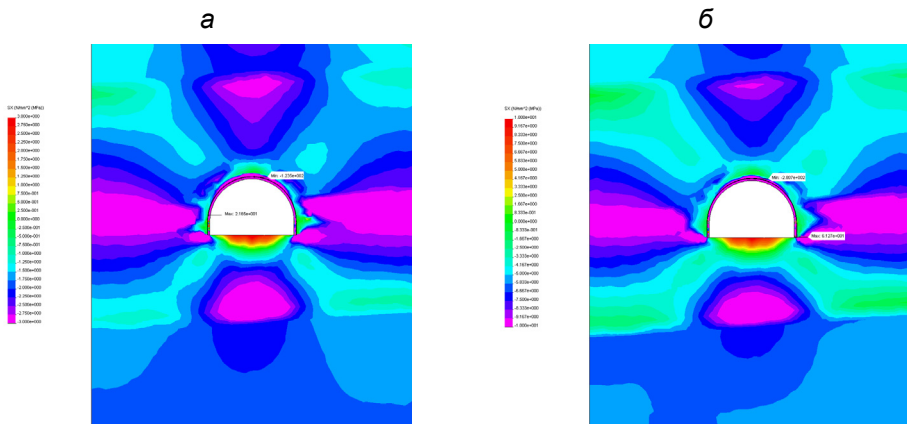


Рис. 13.17. Епюри горизонтальних напружень σ_x за підвищених міцнісних і деформаційних характеристик усіх прилеглих породних шарів: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

Узагальнювальний параметр «інтенсивність напружень σ » характеризується тенденціями зв'язку з глибиною H розміщення виробки, доволі схожими (у якісному плані) з розглянутими вище закономірностями зміни компоненти σ_x .

За знижених міцнісних і деформаційних характеристик усіх прилеглих породних шарів при збільшенні глибини H розміщення виробки спостерігається кардинальна зміна епюри σ (рис. 13.18). Так, при $H = 200$ м має місце типово пружний розподіл σ з утворенням у покрівлі й підшві зон

розвантаження, а в боках – зон концентрацій σ . За такої глибини H переважна частина прилеглого масиву знаходиться у domeжовому стані. Зовсім інша ситуація виникає на глибині $H = 600$ м. Параметри вихідного негідростатичного стану недоторканого масиву збільшуються у 3 рази, що зумовлює деформування слабких прилеглих порід на стадії знеміцнення і розпушення. Усі три шари (безпосередня покрівля і підшва, перший літотип основної покрівлі) знаходяться в позаomeжовому стані з практично рівномірним розподілом σ , що вказує на надзвичайно високу деформованість знеміцненого і розпушеного масиву, за якої «згладжуються» всі концентрації напружень σ . Саме з цієї причини підвищені деформаційні характеристики всіх прилеглих породних шарів практично не змінюють як якісної, так і кількісної картини зв'язку параметрів σ і H .

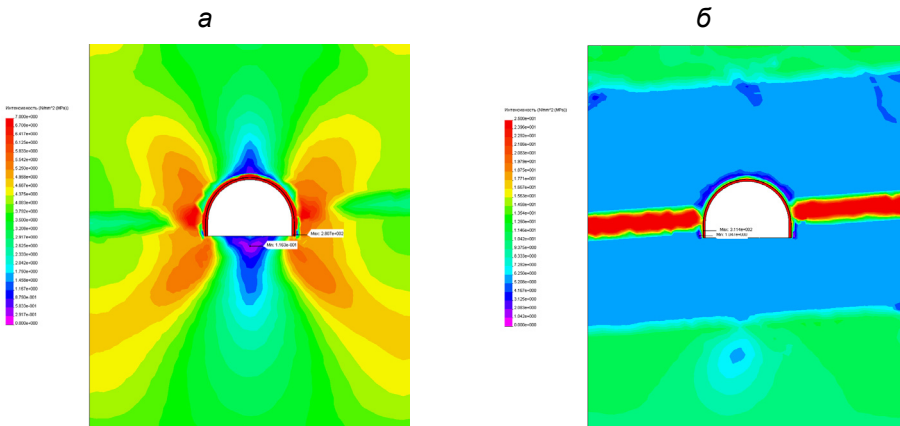


Рис. 13.18. Епюри інтенсивності напружень σ за підвищених міцнісних і деформаційних характеристик усіх прилеглих породних шарів: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

Доволі примітною є особливість відносно незалежного переходу найбільш слабого літотипу в позаomeжний стан. При цьому сусідні більш міцні шари, що знаходяться в domeжовому стані, не чинять видимого впливу на поведінку слабого породного шару. Як приклад показано епюру σ для варіанта №7 (рис. 13.19) розподілу міцнісних характеристик, де тільки перший шар основної покрівлі має низьку міцність, а інші шари – підвищений опір стиску. Тут наочно проілюстровано перехід (на глибині $H = 600$ м) тільки слабого літотипу в позаomeжний стан; решта більш міцних літотипів відчувають або пружне, або пружно-пластичне деформування. Якщо порівнювати з повністю domeжовим станом усіх прилеглих породних шарів, наприклад, за варіантом 18 (див. табл. 12.1) міцнісних характеристик, то відмінність від попередньої епюри σ у більш міцних літотипах не настільки суттєва (рис. 13.20).

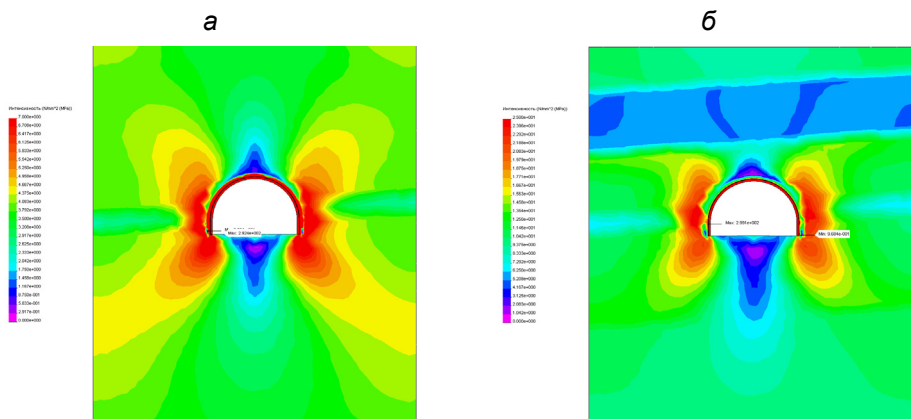


Рис. 13.19. Епюри інтенсивності напружень σ за знижених деформаційних характеристик усіх прилеглих породних шарів за варіантом №7 (див. табл. 12.1) їх міцнісних властивостей: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

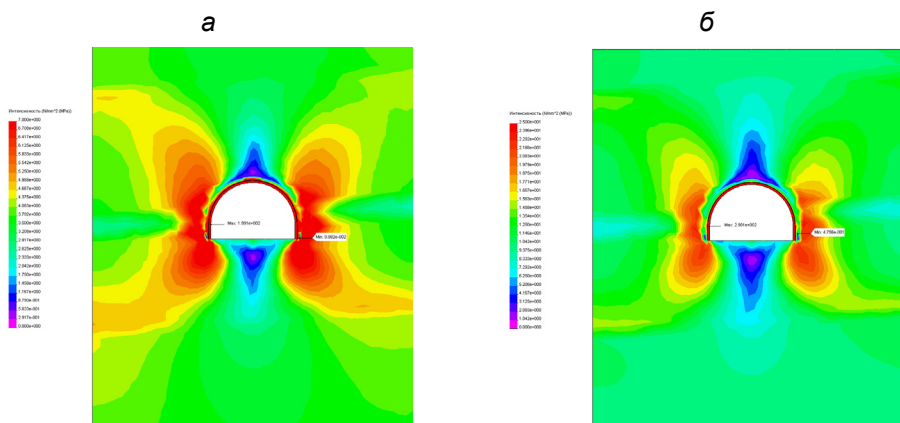


Рис. 13.20. Епюри інтенсивності напружень σ за підвищених міцнісних і деформаційних характеристик усіх прилеглих породних шарів: а – $H = 200$ м; б – $H = 600$ м

Це підтверджує висновок про достатню незалежність стану окремого літотипу від поведінки суміжних породних шарів. Також слід зазначити, що підвищені міцнісні характеристики літотипів зумовлюють близький до лінійного зв'язок параметрів σ і H .

Висновки

Результати викладених досліджень узагальнено в низці таких висновків:

1. Встановлено, що граничний (поза межний) стан геомеханічної системи «масив – кріплення» може настати в різних зонах кожного зі складових її елементів. Тому виконано обґрунтування застосування повних діаграм деформування всіх складових елементів системи, включно зі стадією розпушення кожного з породних шарів і вугільного пласта.

2. Різні поєднання розподілу міцнісних і деформаційних характеристик за кожним із прилеглих породних шарів зумовлюють різний ступінь їх впливу на зміну поля напружень і переміщень зі зростанням глибини розташування виробки. Визначальним фактором є вид стану прилеглих породних шарів за конкретної глибини H : domeжовий, граничний, поза межний.

3. За підвищених міцнісних характеристик прилеглих породних шарів їх переважно domeжовий стан зумовлює зв'язок напружень і переміщень із параметром H , близький до лінійного; коливання деформаційних властивостей породних шарів в інтервалі $E_i^{K,II} = (0,3 - 1,0) \cdot 10^4$ МПа змінюють напруження до 55%, а величину переміщень – до 131%.

4. За знижених міцнісних характеристик прилеглих породних шарів залежність компонент НДС масиву від параметра H стає нелінійною з настанням граничного стану хоча б одного з шарів, а в поза межному стані інтенсивність зростання переміщень багаторазово збільшується, а напружень зменшується. При цьому деформаційні характеристики шарів несуттєво впливають на поле напружень, а зміщення породного контуру виробки, особливо в її підшві, можуть змінюватися до 2,5 разів.

5. Виявлено достатню незалежність поля напружень породного шару від виду стану сусідніх шарів:

– *по-перше*, шари зниженої міцності зі зростанням H переходять у граничний (поза межний) стан практично незалежно від міцнісних характеристик сусідніх більш міцних породних шарів;

– *по-друге*, поле напружень у породних шарах з вищими міцнісними характеристиками малою мірою залежить від переходу сусіднього шару в граничний стан;

– *по-третьє*, поле напружень у вугільному пласті, другому шарі підшви і третьому шарі покрівлі досить стабільне щодо виду стану будь-якого прилеглого породного шару.

Питання для самоконтролю:

1. Якими параметрами характеризується повна діаграма деформування гірської породи?
2. Охарактеризуйте особливості методики проведення серій багатоваріантних обчислювальних експериментів при використанні фізичної моделі повної діаграми деформування породи.
3. Поясніть закономірності впливу міцнісних та деформаційних характеристик домежового стану породи на параметри епюри повних зміщень масиву.
4. Які відмінності епюри повних зміщень спостерігаються у порівнянні з фізичними моделями пружних та пружно-пластичних деформацій?
5. Яким чином впливають механічні характеристики домежового стану породи на зміну компонент напружень у гірському масиві навколо виробки?
6. Які основні відмінності НДС масиву спостерігаються при урахуванні граничного та позамежного стану породних шарів?
7. Опишіть зміни епюри повних зміщень масиву при зростанні глибини розташування виробки.
8. За яких умов зміщення контуру виробки перевищують 1,0 – 1,5 м і роблять її непридатною для подальшої експлуатації?
9. Які тенденції впливу параметрів позамежного стану породи спостерігаються на контурі виробки у вигляді епюри повних зміщень?
10. Опишіть закономірності перетворення напруженого стану масиву зі зростанням глибини розташування виробки.
11. У чому сутність особливості незалежного переходу найбільш слабого літотипу у позамежний стан?
12. Розкрийте особливість відносної незалежності стану більш міцних літотипів від переходу суміжного породного шару в граничний і позамежний стан.

14 ЗАКОНОМІРНОСТІ ЗВ'ЯЗКУ ПЕРЕМІЩЕНЬ КОНТУРУ ВИРОБКИ З ГЕОМЕХАНІЧНИМИ ПАРАМЕТРАМИ СИСТЕМИ «МАСИВ – КРІПЛЕННЯ»

Встановлено та проаналізовано закономірності розвитку зміщень на всіх основних ділянках контуру пластової виробки, які визначають ступінь її експлуатаційної придатності щодо виконання (порушення) вимог правил безпеки. Отримані закономірності формують базу для розроблення нової, адекватнішої реальним умовам, методики прогнозу проявів гірського тиску в пластовій виробці, що підтримується в шаруватому масиві слабких порід.

Мета – навчити студентів алгоритмам і прийомам переходу від аналізу НДС геомеханічної системи до встановлення закономірностей зв'язку епюри зміщень контуру виробки з основними впливовими факторами. Для цього потрібно опанувати принципи системного дослідження ступеня впливу окре-

мого геомеханічного фактора на базі цілеспрямованого виконання серій багатоваріантних обчислювальних експериментів.

На базі вивчення матеріалу студент повинен вміти:

– окреслити коло геомеханічних параметрів, що мають найбільший вплив, на основі попередніх досліджень НДС шаруватого гірського масиву з пластовою виробкою;

– правильно обґрунтувати серію багатоваріантних обчислювальних експериментів;

– обрати геомеханічні фактори, що найбільш суттєво впливають на окремий параметр зміщення ділянки контуру виробки та його епюру в цілому;

– побудувати графічні залежності параметра зміщення контуру виробки від найбільш впливових геомеханічних факторів.

Насамперед слід підкреслити, що завдання оцінки стійкості пластової виробки ставлять у ширшому розумінні, як порівняти з традиційно прийнятими уявленнями: необхідно прогнозувати її стан у плані збереження (або втрати) експлуатаційних характеристик за комплексом конструктивно-технологічних норм надійного функціонування виробки з урахуванням відповідних вимог правил безпеки, оцінку виконання яких проводять за епюрами прогнозованих переміщень контуру виробки та порівнянням із допустимими значеннями. Якщо не виконуються вимоги надійного та безпечного функціонування виробки, то питання її стійкості як штучної гірничотехнічної споруди набуває першочергового значення, оскільки подальша експлуатація виробки неприпустима без проведення певних ремонтно-відновлювальних робіт.

Для реалізації цього підходу необхідно розробити методику прогнозу переміщень будь-якої точки контуру пластової виробки. Необхідність розрахунку епюри переміщень по всьому контуру поперечного перерізу пов'язана з тим, що різні вимоги надійного і безпечного функціонування виробки стосуються різних ділянок її периметра. З іншого боку, наявні нормативні методики [59, 60, 97] дають тільки усереднений прогноз переміщень загалом по покрівлі, боках і підшві виробки, хоча шахтні спостереження вказують на крайню нерівномірність зміщення вуглевмісної товщі на кожній із зазначених ділянок контуру виробки.

У попередніх розділах викладено тенденції впливу на поле напружень і переміщень у системі «масив – кріплення» основних геомеханічних факторів: міцнісних і деформаційних характеристик вуглевмісної товщі, а також глибини розташування виробки. Виявлено, що певне поєднання цих факторів зумовлює вид стану («домежовий», «граничний», «поза межний») прилеглих породних шарів і вугільного пласта, що, у свою чергу, чинить вирішальний вплив на розвиток епюри зміщень контуру виробки. Тому головне завдання цього розділу полягає у встановленні закономірностей зв'язку епюри зміщень контуру виробки з основними геомеханічними факторами з метою подальшої розробки методики прогнозу проявів гірського тиску й оцінки виконання експлуатаційних вимог правил безпеки та стійкості пластової виробки, що споруджується в шаруватому масиві слабких порід.

14.1 Методика проведення обчислювального експерименту

Для побудови епюри зміщень по контуру виробки виділено низку точок, що збігаються з вузлами скінченно-елементної сітки. Ці точки пронумеровані від 1 до 22 за рухом годинникової стрілки (рис. 14.1 і рис. 14.2), і принципи їх розташування продиктовані прагненням, з одного боку, одержати найточнішу епюру переміщень контуру виробки $U(x, y)$, а з іншого, – обмежити обсяг розрахунків:

- прийнято симетричну щодо вертикальної осі виробки схему розташування замірних точок для виявлення можливої асиметрії епюри $U(x, y)$, зумовленої положим падінням вугільного пласта;
- у склепінні рами замірні точки розташовані рівномірно через кожні 15° в інтервалі $\theta = 0 - 90^\circ$;
- у прямолінійній частині стояка рами розміщено три замірні точки (в опорі стояка, наприкінці його прямолінійної ділянки та на його середині) для точнішого виявлення його вигину;
- по ширині підшви виробки замірні точки розміщені рівномірно для більш наочного відображення нерівномірного характеру здимання порід підшви.

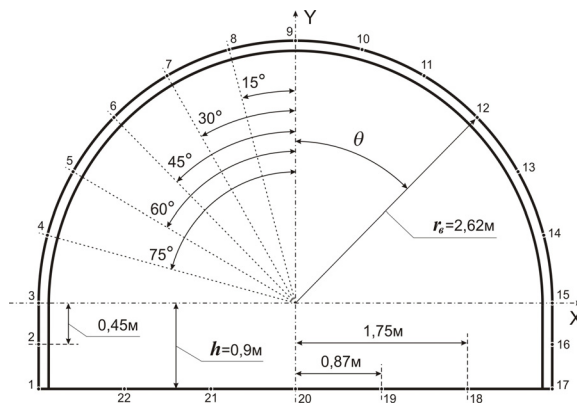


Рис. 14.1. Схема розташування вимірювальних точок по контуру виробки

Результати замірів епюри зміщень контуру виробки подаються для аналізу таким чином.

По-перше, для кожного із варіантів розрахунку будують новий контур виробки (що відповідає будь-якому фіксованому значенню глибини її розташування) і визначають площу перерізу виробки усередині її зміненого контуру. Знаючи початкову площу поперечного перерізу виробки S_0 , визначається безрозмірний параметр S/S_0 – відносна зміна площі поперечного перерізу пластової виробки, що нерідко використовується в сучасних дослідженнях

[99, 100] для оцінки стійкості виробки та ступеня її придатності для подальшої експлуатації, зокрема, за факторами транспорту й ефективності провітрювання ділянки шахтного поля.

По-друге, існує низка обмежень на допустиму величину зміщення контуру виробки (на різних ділянках її периметра), зважаючи на комплекс вимог її надійної та безпечної експлуатації [101], наприклад, допустима величина вертикальної та бічної піддатливості кріплення; мінімально допустимі зазори для безпечного проходу людей та руху рухомого складу, інших транспортних засобів; максимально допустима (з погляду збереження рейкової колії) величина здуття порід підосви та ін. Ці вимоги частково індивідуальні залежно від типу і призначення виробки. Тому, окремо від параметра S/S_0 , необхідно встановити закономірності зміни зміщень контуру виробки в наступних точках згідно з наведеними схемами:

- точка 9 – максимальне опускання склепіння покрівлі;
- точка 20 – максимальне підняття підосви;
- точки 4, 14 і 5, 13 – зближення боків виробки в зоні проходу людей;
- точки 1, 17 – зближення боків виробки по її підосві, а також вдавлювання опор стаяків рами в підосву;
- точки 18, 22 – підняття підосви в зоні проходу людей.

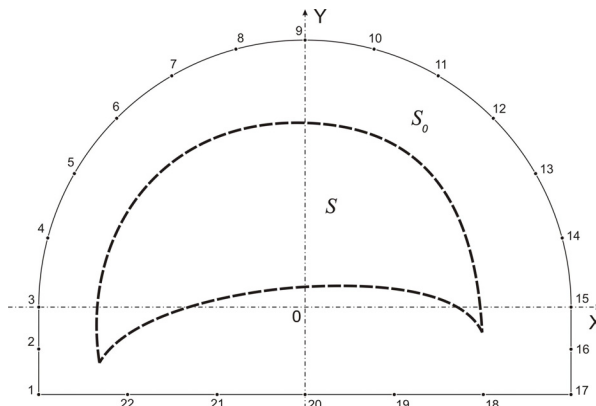


Рис. 14.2. Схема до виконання аналізу результатів заміру зміщень контуру виробки 1

Така методика досліджень вимагає проведення комплексу додаткових розрахунків для забезпечення достовірних результатів на всьому діапазоні зміни геомеханічних параметрів (зокрема характеристик позамежного стану) пластових виробок шахт Західного Донбасу. Тому, як доповнення до вже виконаних розрахунків, зроблено оцінку ступеня впливу параметрів $(\sigma_{cm_i}^{K,\Pi})^0 / \sigma_{cm_i}^{K,\Pi}$ і $M_i^{K,\Pi} / E_i^{K,\Pi}$ позамежного стану кожного з шарів.

Перша особливість зв'язку епюри переміщень контуру виробки з механічними характеристиками вуглевмісної товщі полягає в тому, що спостерігаються стабільні закономірності зміни функції незалежно від параметрів $\sigma_{cm_i}^{K,\Pi}$, $(\sigma_{cm_i}^{K,\Pi})^0 / \sigma_{cm_i}^{K,\Pi}$ і $M_i^{K,\Pi} / E_i^{K,\Pi}$ граничного та позамежного стану породних шарів. Це дає змогу відобразити епюру переміщень контуру виробки як функцію двох співмножників

$$U(x, y) = \Phi_1 \left(E_i^{K,\Pi} \right) \cdot \Phi_2 \left[\sigma_{cm_i}^{K,\Pi}, \frac{(\sigma_{cm_i}^{K,\Pi})^0}{\sigma_{cm_i}^{K,\Pi}}, \frac{M_i^{K,\Pi}}{E_i^{K,\Pi}} \right]. \quad (14.1)$$

У свою чергу, вид функції $U(x, y)$ за рівнянням (14.1) створює можливість роздільного дослідження функцій Φ_1 і Φ_2 : розрахунки НДС системи за встановленням функції Φ_1 викладено в попередніх розділах; результати розрахунків НДС системи зі встановлення функції Φ_2 викладено в цьому розділі, які дають змогу змоделювати лише один ($E_i^{K,\Pi} = 0,3 \cdot 10^4$ МПа) з 27 варіантів табл. 11.1 співвідношення модулів деформації шарів вуглевмісної товщі; решту варіантів ураховує функція Φ_1 .

Друга особливість (за результатами попередніх розрахунків і додатковою оцінкою впливу характеристик позамежного стану) однозначно вказує на взаємовплив параметрів $\sigma_{cm_i}^{K,\Pi}$, $(\sigma_{cm_i}^{K,\Pi})^0 / \sigma_{cm_i}^{K,\Pi}$ і $M_i^{K,\Pi} / E_i^{K,\Pi}$ на функцію $U(x, y)$, який неможливо розділити за аналогією з рівнянням (14.1). Тоді до бази варіантів розрахунку цього розділу слід включати всі 27 варіантів співвідношень $\sigma_{cm_i}^{K,\Pi}$ вуглевмісної товщі за табл. 12.1. Однак встановлено, що вся гама закономірностей розвитку зміщень у граничному та позамежному станах із точністю до 10% описується вісьмома найбільш «різнополюсними» варіантами за параметром із табл. 12.1: №№1, 3, 7, 8, 10, 14, 16, 18. Це дає змогу більш ніж у 3 рази скоротити обсяг обчислень.

Далі виконано обґрунтування діапазону зміни й обраних фіксованих значень параметрів позамежного стану $(\sigma_{cm_i}^{K,\Pi})^0 / \sigma_{cm_i}^{K,\Pi}$ і $M_i^{K,\Pi} / E_i^{K,\Pi}$ породних шарів вуглевмісної товщі.

Дослідженнями [48, 80, 81, 102] встановлено, що в слабких вуглевміщуючих породах (здебільшого Західного району Донбасу) залишкова міцність на стиск $(\sigma_{cm_i}^{K,\Pi})^0$ становить 10 – 20% від міцності на стиск цілісного зразка. Для охоплення цього діапазону проведено розрахунки НДС системи за різних сполучень залишкової міцності кожного з прилеглих породних шарів для двох фіксованих значень $(\sigma_{cm_i}^{K,\Pi})^0 / \sigma_{cm_i}^{K,\Pi} = 0,1$ і $0,2$, які зведено в табл. 14.1.

Таблиця 14.1 – Варіанти співвідношень параметра $(\sigma_{cm_i}^{K,\Pi})^0 / \sigma_{cm_i}^{K,\Pi}$ прилеглих породних шарів вуглевмісної товщі

Варіанти	1	2	3	4	5	6	7	8
$(\sigma_{cm_2}^K)^0 / \sigma_{cm_2}^K$	0,1	0,1	0,1	0,1	0,2	0,2	0,2	0,2
$(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K$	0,1	0,1	0,2	0,2	0,1	0,1	0,2	0,2
$(\sigma_{cm_1}^\Pi)^0 / \sigma_{cm_1}^\Pi$	0,1	0,2	0,1	0,2	0,1	0,2	0,1	0,2

Що стосується параметра $M_i^{K,\Pi} / E_i^{K,\Pi}$ спадної гілки повної діаграми деформування породи, то вищевказані дослідження механічних властивостей слабких глинистих, піщано-глинистих і піщаних сланців Західного Донбасу дають досить обмежений інтервал зміни $M_i^{K,\Pi} / E_i^{K,\Pi} = 0,5 - 3$.

Більш пластичні глинисті сланці мають знижений (усереднений по спадній гілці) модуль спаду ($M / E = 0,5 - 1,5$), піщанисті сланці схильні до більш крихкого руйнування ($M / E = 2 - 3$), а піщано-глинисті сланці займають проміжне значення. У зв'язку з цим прийнято рішення розраховувати НДС системи для групи варіантів, де параметр $M_i^{K,\Pi} / E_i^{K,\Pi}$ зафіксовано двома значеннями 0,5 і 3 для кожного з прилеглих шарів вуглевмісної товщі (табл. 14.2).

Таблиця 14.2 – Варіанти співвідношення параметра $M_i^{K,\Pi} / E_i^{K,\Pi}$ прилеглих породних шарів вуглевмісної товщі

Варіанти	1	2	3	4	5	6	7	8
M_2^K / E_2^K	0,5	0,5	0,5	0,5	3	3	3	3
M_1^K / E_1^K	0,5	0,5	3	3	0,5	0,5	3	3
M_1^Π / E_1^Π	0,5	3	0,5	3	0,5	3	0,5	3

Крім того, раніше прораховано групу варіантів при $M_i^{K,\Pi} / E_i^{K,\Pi} = 1,3$, які займають проміжне значення за досліджуваним параметром. Ці розрахунки спільно з додатковими (за необхідності точнішого встановлення закономірностей зв'язку $U(x, y)$ і механічних характеристик вуглевмісної товщі) використано в розроблюваній методиці прогнозу епюри переміщень контуру пластової виробки.

14.2 Вплив геомеханічних параметрів вуглевмісного масиву на зміщення покрівлі виробки

Відповідно до методики проведення досліджень виконано комплекс розрахунків НДС системи «масив – кріплення», результати яких найнаочніше проілюстровано сім'єю графіків опускання покрівлі штреку (за вертикальною координатою y) залежно від геомеханічних параметрів: H , $E_i^{K,\Pi}$, $M_i^{K,\Pi} / E_i^{K,\Pi}$, $\sigma_{cm_i}^{K,\Pi}$ і $(\sigma_{cm_i}^{K,\Pi})^0 / \sigma_{cm_i}^{K,\Pi}$ (рис. 14.3 – 14.6). Найбільший інтерес становить максимум вертикальних переміщень у замку склепіння U_9^y і в зоні проходу людей (U_4^y, U_5^y, U_{13}^y і U_{14}^y).

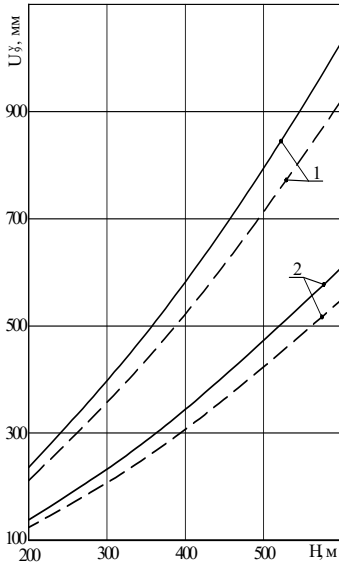


Рис. 14.3. Опускання U_9^y замка склепіння виробки зі зростанням глибини розробки

H при: 1 – $E_1^K = 0,3 \cdot 10^4$ МПа;

2 – $E_1^K = 1 \cdot 10^4$ МПа;

— $E_2^K = 0,3 \cdot 10^4$ МПа;

--- $E_2^K = 1 \cdot 10^4$ МПа

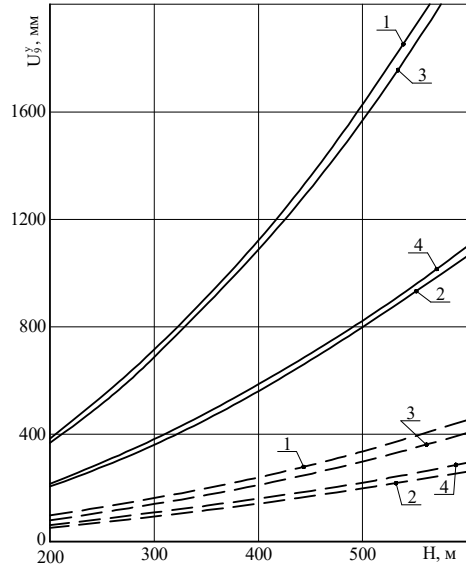


Рис. 14.4. Опускання U_9^y замка склепіння виробки зі зростанням глибини розробки H при:

— $\sigma_{cm_1}^K = 5$ МПа; --- $\sigma_{cm_1}^K = 20$ МПа;

1 – $\sigma_{cm_2}^K = \sigma_{cm_1}^\Pi = 5$ МПа;

2 – $\sigma_{cm_2}^K = \sigma_{cm_1}^\Pi = 20$ МПа; 3 – $\sigma_{cm_2}^K = 5$ МПа;

$\sigma_{cm_1}^\Pi = 20$ МПа; 4 – $\sigma_{cm_2}^K = 20$ МПа; $\sigma_{cm_1}^\Pi = 5$ МПа

Встановлені залежності зростання переміщень замка склепіння U_9^y зі збільшенням глибини розробки дають таку інформацію. Функції $U_9^y(H)$ мають нелінійний характер: у міру зростання H зміщення U_9^y збільшуються інтенсивніше, що зумовлено зростанням зон граничного стану в прилеглих породних шарах. На величину опускання замка склепіння найбільше впливає модуль деформації E_1^K першого породного шару покрівлі: збільшення його жорсткості обмежує зміщення U_9^y до 1,69 раза. Менший вплив чинить модуль деформації E_2^K другого породного шару покрівлі: при його збільшенні від $0,3 \cdot 10^4$ МПа до $1 \cdot 10^4$ МПа зміщення U_9^y зменшується до 11%. Вплив модуля деформації першого породного шару підшви не перевищує 7,2%.

Обмеження опускання замка склепіння зі зростанням жорсткості прилеглих породних шарів є логічним і не суперечить відповідним положенням механіки підземних споруд.

Приклад закономірності зв'язку опускання U_9^y замка склепіння з міцнісними характеристиками прилеглих породних шарів має такі особливості. Звертає увагу вельми тісний зв'язок переміщень U_9^y із межею міцності на стиск першого $\sigma_{cm_1}^K$ і другого $\sigma_{cm_2}^K$ породних шарів покрівлі. Збільшення $\sigma_{cm_1}^K$ від 5 МПа до 20 МПа призводить до зниження опускання замка склепіння у 3,46 – 4,74 раза при $H = 200$ м і у 3,83 – 5,52 раза при $H = 600$ м, що пояснюється різким обмеженням зон позамежного стану в першому породному шарі покрівлі. Аналогічний ефект спостерігається і в другому породному шарі покрівлі, але вже з менш тісним зв'язком U_9^y і $\sigma_{cm_2}^K$ через його деяку віддаленість від склепіння виробки: збільшення $\sigma_{cm_2}^K$ від 5 МПа до 20 МПа сприяє зниженню U_9^y в 1,49 – 1,79 раза при $H = 200$ м і в 1,55 – 2,07 раза при $H = 600$ м. Як бачимо, зі збільшенням глибини розташування пластової виробки посилюється вплив міцнісних характеристик породних шарів покрівлі.

Що стосується першого породного шару підшви, то вплив $\sigma_{cm_1}^II$ на величину U_9^y менш помітний: при збільшенні $\sigma_{cm_1}^II$ з 5 МПа до 20 МПа зміщення знижуються на 3,9 – 17,5% при $H = 200$ м і на 2,1 – 11,6% при $H = 600$ м. При цьому найбільший вплив $\sigma_{cm_1}^II$ чинить за помірних переміщень замку склепіння $U_9^y = 100 - 300$ мм.

Таким чином, за результатами аналізу впливу на зміщення замка склепіння міцнісних і деформаційних характеристик домежового та граничного стану прилеглих породних шарів можна зробити два висновки:

– параметри $\sigma_{cm_1}^K$, $\sigma_{cm_2}^K$, E_1^K і E_2^K необхідно враховувати при прогнозі переміщень склепіння виробки;

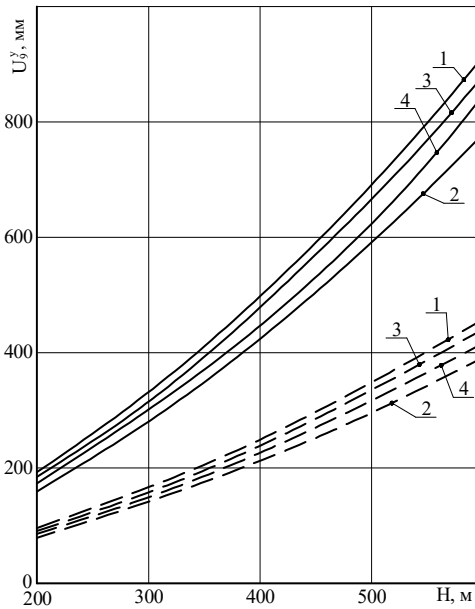


Рис. 14.5. Опускання U_y^y замка склепіння виробки зі зростанням глибини розробки

H при: — $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K = 0,1$;

--- $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K = 0,2$;

1 – $(\sigma_{cm_2}^K)^0 / \sigma_{cm_2}^K = (\sigma_{cm_1}^{\Pi})^0 / \sigma_{cm_1}^{\Pi} = 0,1$;

2 – $(\sigma_{cm_2}^K)^0 / \sigma_{cm_2}^K = (\sigma_{cm_1}^{\Pi})^0 / \sigma_{cm_1}^{\Pi} = 0,2$;

3 – $(\sigma_{cm_2}^K)^0 / \sigma_{cm_2}^K = 0,1$, $(\sigma_{cm_1}^{\Pi})^0 / \sigma_{cm_1}^{\Pi} = 0,2$;

4 – $(\sigma_{cm_2}^K)^0 / \sigma_{cm_2}^K = 0,2$, $(\sigma_{cm_1}^{\Pi})^0 / \sigma_{cm_1}^{\Pi} = 0,1$

суттєво впливає на геомеханічні процеси навколо пластової виробки. Ті ж тенденції характерні і для параметрів $(\sigma_{cm_2}^K)^0 / \sigma_{cm_2}^K$ другого шару покрівлі і

– вплив механічних характеристик $\sigma_{cm_1}^{\Pi}$ і E_1^{Π} першого породного шару підшви знаходяться в межах похибки, що допускається при гірничо-технічних розрахунках, що дозволяє їх виключити при прогнозуванні величини U_y^y .

Аналіз впливу на переміщення замка склепіння U_y^y механічних характеристик позамежового стану $(\sigma_{cm_i}^{K,\Pi})^0 / \sigma_{cm_i}^{K,\Pi}$ і $M_i^{K,\Pi} / E_i^{K,\Pi}$ прилеглих породних шарів дав такі результати (рис. 14.5).

Підтверджено загальновідому закономірність зниження переміщення контуру виробки при зростанні залишкової міцності вміщуючого породного масиву. Цілком логічно, що найбільший вплив на величину U_y^y чинить залишкова міцність

першого породного шару: зв'язок U_y^y з параметром $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K$

обернено пропорційний і близький до степеневій функції з показником ступеня «1», тобто при збільшенні $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K$ удвічі відбувається

обмеження опускання замка склепіння також близько двох разів. Як бачимо, залишкова міцність породи

$(\sigma_{cm_1}^{\Pi})^0 / \sigma_{cm_1}^{\Pi}$ першого шару підшви вуглевмісного масиву, однак, ступінь їх впливу на величину U_9^y значно нижчий: при збільшенні зазначених параметрів від 0,1 до 0,2 зниження U_9^y відбувається всього до 10,8% і 6,4% відповідно. Беручи до уваги, що спільний вплив $(\sigma_{cm_2}^K)^0 / \sigma_{cm_2}^K$ і $(\sigma_{cm_1}^{\Pi})^0 / \sigma_{cm_1}^{\Pi}$ оцінюється до 18% доцільно в методиці прогнозу, що розробляється, враховувати коливання залишкової міцності другого породного шару покрівлі при усередненому значенні $(\sigma_{cm_1}^{\Pi})^0 / \sigma_{cm_1}^{\Pi} = 0,15$ для першого породного шару підшви. Тоді похибка визначення U_9^y не перевищуватиме 3,5%.

Закономірності впливу модуля спаду $M_i^{K,\Pi}$ на величину зміщення U_9^y замка склепіння також не суперечать відомим аналітичним рішенням [48, 102] і для пластової виробки характеризуються такими особливостями (рис. 14.6).

Як і слід було очікувати, найбільший вплив має параметр M_1^K / E_1^K першого породного шару покрівлі (до 59% у діапазоні $0,5 \leq M_1^K / E_1^K \leq 3$). Аналогічні параметри другого породного шару покрівлі та першого шару підшви чинять набагато менший вплив на зміщення замку склепіння. Параметр M_2^K / E_2^K змінює U_9^y до 7% на глибині $H = 200$ м і до 12,9% на глибині $H = 600$ м, але, якщо усереднити значення $M_2^K / E_2^K = 1,3$ (найбільш характерне для вуглевмісуючих порід Західного Донбасу), то відносно нього коливання U_9^y не перевищують 6,6%, тобто є цілком припустимими при гірничотехнічних розрахунках.

Таким чином, встановлено, що під час прогнозу опускання замка склепіння необхідно враховувати такі характеристики позамежного стану прилеглих породних шарів вуглевмісної товщі: $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K$, $(\sigma_{cm_2}^K)^0 / \sigma_{cm_2}^K$ і M_1^K / E_1^K .

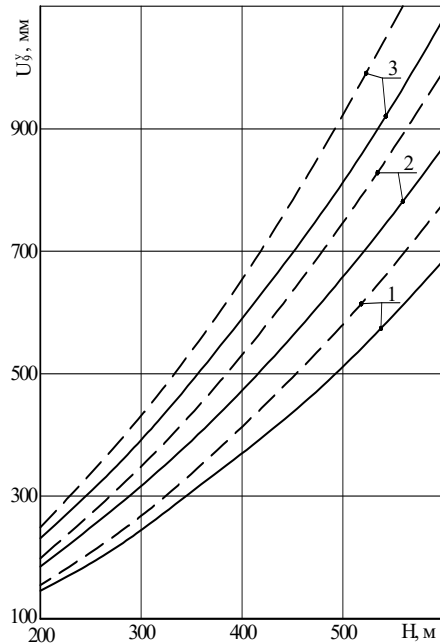


Рис. 14.6. Опускання U_9^y замка склепіння виробки зі зростанням глибини розробки H при:

— $M_2^K / E_2^K = 0,5$;

- - - $M_2^K / E_2^K = 3$;

1 - $M_1^K / E_1^K = 0,5$; 2 - $M_1^K / E_1^K = 1,3$;

3 - $M_1^K / E_1^K = 3$

Не менш важливим є визначення вертикальних переміщень U_4^y , U_5^y , U_{13}^y , і U_{14}^y) у зоні проходу людей, підвищена величина яких зумовить невиконання правил безпеки.

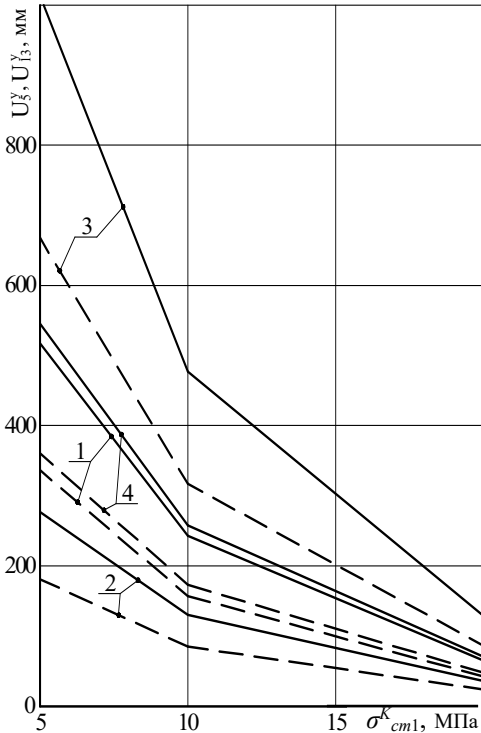


Рис. 14.7. Вертикальні переміщення U_5^y , U_{13}^y склепіння виробки в зоні проходу людей залежно від опору стиску σ_{cm1}^K першого породного шару покрівлі при:

— $\sigma_{cm2}^K = 5$ МПа; - - - $\sigma_{cm2}^K = 20$ МПа;

1 - $(\sigma_{cm1}^K)^0 / \sigma_{cm1}^K = 0,1$, $M_1^K / E_1^K = 0,5$;

2 - $(\sigma_{cm1}^K)^0 / \sigma_{cm1}^K = 0,2$; $M_1^K / E_1^K = 0,5$;

3 - $(\sigma_{cm1}^K)^0 / \sigma_{cm1}^K = 0,1$, $M_1^K / E_1^K = 3$;

4 - $(\sigma_{cm1}^K)^0 / \sigma_{cm1}^K = 0,2$, $M_1^K / E_1^K = 3$

Насамперед слід зазначити, що вертикальні переміщення U_5^y і U_{13}^y (рис. 14.7) практично однакові в усьому діапазоні досліджень; переміщення U_4^y більше U_{14}^y всього на 5,6 – 6,0%, що пояснюється малим кутом падіння вугільного пласта; величини U_4^y і U_{14}^y менші за відповідні значення U_5^y і U_{13}^y на 8,7 – 16,1%, що вказує на тенденцію зниження вертикальних переміщень у процесі руху від замка до п'яти склепіння. Аналогічний факт відзначається і для інших ділянок склепіння (точки 5, 6, 7, 8, 10, 11 і 12 на раніше наведених схемах) і підтверджує спостережуваний у шахтних умовах процес виположування склепіння, що тягне за собою зниження несучої здатності рамного кріплення.

Нас більше цікавлять зміщення U_5^y і U_{13}^y , які під час опускання склепіння можуть перемістити точки 5 і 13 контуру виробки в зону безпечного проходу людей (1,8 м від пішохідного настилу), що є неприпустимим за чинними нормами правил безпеки. Розвиток переміщень U_5^y і U_{13}^y зі зростанням глибини розробки аналогічні вищеописаним закономірностям U_9^y замку склепіння, але є деякі особливості (графіки наведено для глибини $H = 400$ м). За інших рівних умов величина $U_{5,13}^y$ стано-

вить 64 – 71% від U_9^y , що ще раз звертає увагу на процес виположування склепіння виробки.

Вплив опору стиску $\sigma_{cm_1}^K$ першого породного шару посилюється (порівняно з U_9^y) і в діапазоні $\sigma_{cm_1}^K = 5 - 20$ МПа величина $U_{5,13}^y$ змінюється до 8,14 раза, оскільки координати точок 5 і 13 розташовуються в самому епіцентрі опорного тиску, а область позамежного стану порід, яка виникає тут, чинить більш інтенсивний вплив.

На противагу зазначеному вище, вплив опору стиску $\sigma_{cm_2}^K$ другого породного шару покрівлі зменшується (стосовно U_9^y), що зумовлено більшою віддаленістю від нього точок 5 і 13: у діапазоні $\sigma_{cm_2}^K = 5 - 20$ МПа переміщення $U_{5,13}^y$ змінюються лише до 52%.

З тієї самої причини, що й $\sigma_{cm_1}^K$ параметри позамежного стану $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K$ і M_1^K / E_1^K першого породного шару покрівлі дуже суттєво впливають на розвиток переміщень $U_{5,13}^y$: у діапазоні $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K = 0,1 - 0,2$ і $M_1^K / E_1^K = 0,5 - 3$ переміщення змінюються до 3,66 раза.

Решта механічних характеристик прилеглих породних шарів вуглевмісної товщі (за винятком модуля деформації першого породного шару) не чинять хоч якогось суттєвого впливу на вертикальні переміщення склепіння виробки в зоні проходу людей.

Аналіз тенденцій опускання склепіння рамного кріплення також дає змогу окреслити шляхи його ресурсозберігаючого посилення за допомогою системи анкерів у певних гірничо-геологічних умовах [74, 102 – 105]. Передумовою цього шляху є дві сторони єдиного геомеханічного процесу:

– відносно помірні переміщення склепіння (за умов $H = 400$ м і $\sigma_{cm_i}^{K,\Pi} = 10 - 15$ МПа; $H = 600$ м і $\sigma_{cm_i}^{K,\Pi} > 15$ МПа), які можна обмежити системою анкерів і привести у відповідність із конструктивно-технологічними нормами та правилами безпечної експлуатації виробки;

– відносно невеликі розміри зон граничного і позамежного стану приконтурних порід покрівлі, які дають змогу анкерам розвивати необхідну реакцію опору.

Через неможливість повного виключення переміщень склепіння рами необхідно застосовувати податливі конструкції анкерів, наприклад, трубчасті ТА2, які також мають високу несучу здатність у режимі податливості.

Виходячи з епюр розподілу σ у склепінні рами, анкери доцільно встанов-

лювати в зонах дії концентрацій σ : у замку склепіння виробки та його нижній частині в районі розташування замків піддатливості рамного кріплення.

14.3 Закономірності зближення боків виробки

Виявлення тенденцій розвитку зближення (за горизонтальною координатою x) боків виробки надзвичайно важливе з низки причин:

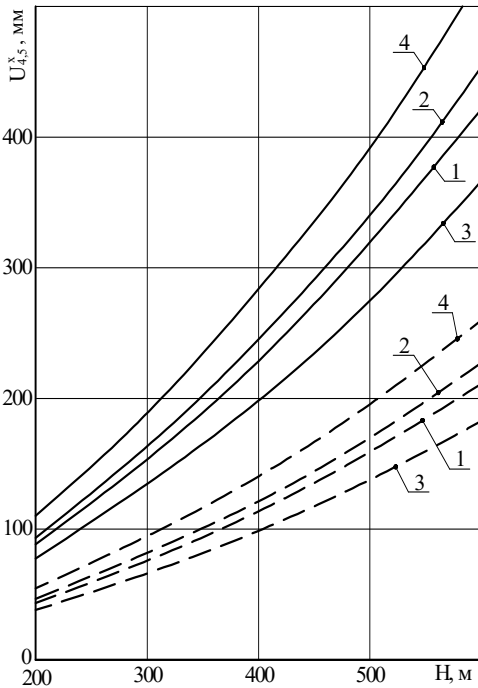


Рис. 14.8. Горизонтальні переміщення U_4^x ,

U_5^x боків виробки в зоні проходу людей залежно від глибини розробки H при:

$$\text{—} E_1^K = 0,3 \cdot 10^4 \text{ МПа};$$

$$\text{--} E_1^K = 1 \cdot 10^4 \text{ МПа};$$

$$1 - E_2^K = E_1^H = 0,3 \cdot 10^4 \text{ МПа};$$

$$2 - E_2^K = E_1^H = 1 \cdot 10^4 \text{ МПа};$$

$$3 - E_2^K = 0,3 \cdot 10^4 \text{ МПа}, E_1^H = 1 \cdot 10^4 \text{ МПа};$$

$$4 - E_2^K = 1 \cdot 10^4 \text{ МПа}, E_1^H = 0,3 \cdot 10^4 \text{ МПа}$$

– переміщення U_i^x боків виробки зменшують її прохідний перетин для руху повітряного струменя;

– надмірне зближення боків виробки порушує безпечні відстані під час руху транспортних засобів (зазори між стояками рамного кріплення і транспортними засобами, зазори між ними у двоколієних виробках);

– існує ймовірність невиконання правил безпеки щодо мінімально припустимої ширини проходу людей;

– вигин стояків рамного кріплення (що повсюдно спостерігається на шахтах Західного Донбасу) різко знижує його несучу здатність, що нерідко призводить до втрати стійкості виробки загалом.

Найбільший інтерес становлять горизонтальні переміщення U_4^x , U_5^x , U_{13}^x і U_{14}^x в зоні проходу людей і величини U_1^x і U_{17}^x зближення опор стояків рами під час їх вигину (рис. 14.8).

Незалежно від механічних характеристик прилеглих породних шарів вуглевмісної товщі проявляються досить стабільні закономірності горизонтальних переміщень різних ділянок боків виробки:

– у зоні проходу людей переміщення з боку падіння пласта вищі,

ніж з боку підняття: $U_4^x / U_{14}^x = 1,04 - 1,16$; $U_5^x / U_{15}^x = 1,38 - 1,47$;

– різниця між переміщеннями U_5^x і U_4^x змінюється в досить обмеженому інтервалі від $-4,2\%$ до $6,8\%$, що з достатньою підставою дає змогу дослідити закономірності зв'язку з геомеханічними параметрами системи тільки переміщень U_5^x ;

– переміщення опори стояка з боку підняття пласта перевищують такі з боку падіння $U_{17}^x / U_1^x = 1,20 - 1,60$, що обґрунтовує розгляд закономірностей зв'язку тільки величини U_{17}^x , як більш небезпечної з погляду невідповідності правилам безпеки;

– попарне порівняння U_1^x , U_2^x і U_{16}^x , U_{17}^x показує, що різниця між ними може сягати 200 – 250 мм лише на довжині 450 мм прямолінійної частини стояка рами, тобто, відбувається його інтенсивний вигин із різким зниженням несучої здатності рами.

Таким чином, на початковому етапі доцільно провести детальний аналіз закономірностей впливу геомеханічних параметрів системи на зближення боків виробки для обмеженого числа точок: U_4^x , U_5^x – зона проходу людей з боку падіння пласта; U_{17}^x – опора стояка рамного кріплення з боку підняття пласта.

Для прикладу наведено залежності розвитку горизонтальних переміщень $U_{4,5}^x$ у зоні проходу людей зі зростанням глибини розробки (рис. 14.9 – рис. 14.10). На графіках чітко відстежується різний ступінь впливу на величину $U_{4,5}^x$ модулів деформації E_1^K , E_2^K і E_1^{II} прилеглих породних шарів вуглевмісної товщі: у досліджуваному діапазоні ($E_i^{K,II} = (0,3 - 1) \cdot 10^4$ МПа) переміщення змінюється до 2,01 раза – E_1^K , до 23,9% – E_2^K і до 15,2% – E_1^{II} ; спільний їх вплив сягає до 2,86 раза.

На відміну від вертикальних переміщень склепіння виробки залежність $U_{4,5}^x$ має низку особливостей:

– горизонтальні переміщення $U_{4,5}^x$ становлять 37,5 – 47,6% від зміщень замка склепіння U_9^y і перевищують нормативний [59, 60, 97] показник на 35%;

– зростання модуля деформації E_2^K другого породного шару покрівлі не обмежує переміщення $U_{4,5}^x$ (як це спостерігається для U_9^y), а навпаки, інтенсифікує їх; це явище пояснюється тим, що під впливом гірського тиску більш жорсткий другий шар покрівлі діє як штамп у боках виробки (зона опорного тиску), видавлюючи породу в порожнину виробки;

– помітний вплив починає чинити модуль деформації E_1^{II} першого породного шару підшви, зі зростанням якого переміщення $U_{4,5}^x$ знижуються; це зумовлено тим, що більш жорстка підшва створює таку собі подібність опори для обмеження розвитку зон позамежного стану в боках виробки, де збільшувана в об'ємі розпушена порода намагається переміститися в порожнину виробки.

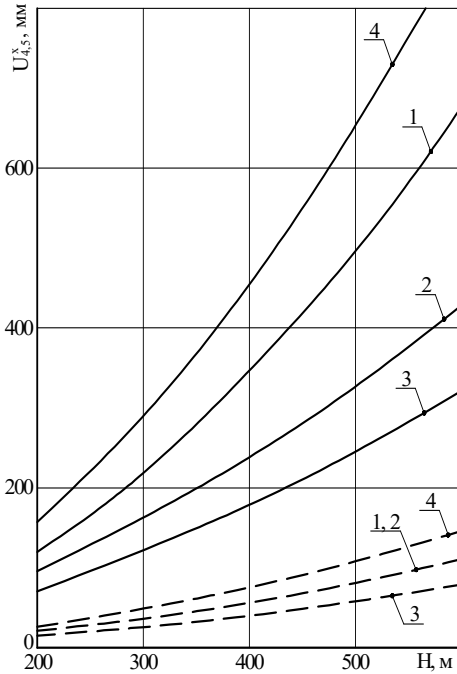


Рис. 14.9. Горизонтальні переміщення $U_{4,5}^x$ боків виробки в зоні проходу людей залежно від глибини розробки H при:

— $\sigma_{cm1}^K = 5$ МПа; - - - $\sigma_{cm1}^K = 20$ МПа;

1 – $E_{cm2}^K = E_{cm1}^{\text{II}} = 0,3 \cdot 10^4$ МПа;

2 – $E_{cm2}^K = E_{cm1}^{\text{II}} = 1 \cdot 10^4$ МПа;

3 – $E_{cm2}^K = 0,3 \cdot 10^4$ МПа, $E_{cm1}^{\text{II}} = 1 \cdot 10^4$ МПа;

4 – $E_{cm2}^K = 1 \cdot 10^4$ МПа, $E_{cm1}^{\text{II}} = 0,3 \cdot 10^4$ МПа

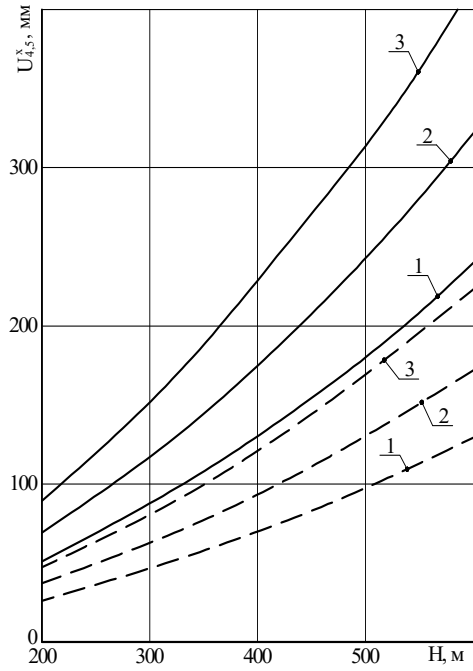


Рис. 14.10. Горизонтальні переміщення $U_{4,5}^x$ боків виробки в зоні проходу людей залежно від глибини розробки H при:

— $(\sigma_{cm1}^K)^0 / \sigma_{cm1}^K = 0,1$;

- - - $(\sigma_{cm1}^K)^0 / \sigma_{cm1}^K = 0,2$;

1 – $M_1^K / E_1^K = 0,5$; 2 – $M_1^K / E_1^K = 1,3$;

3 – $M_1^K / E_1^K = 3$

Міцнісні характеристики прилеглих породних шарів ($\sigma_{cm_1}^K, \sigma_{cm_2}^K$ і $\sigma_{cm_1}^{\Pi}$) чинять ще більший вплив на розвиток горизонтальних переміщень $U_{4,5}^x$ у зоні проходу людей.

Найбільш залежною (до 6,08 раза у діапазоні $\sigma_{cm_1}^K = 5 - 20$ МПа) є величина переміщень $U_{4,5}^x$ від опору стиску порід першого шару покрівлі $\sigma_{cm_1}^K$, в якому і розміщені боки виробки. Це пояснюється високою рухливістю знеміцнених порід, які, переміщаючись під впливом опорного тиску в боках виробки, створюють високе бічне навантаження на стояки рамного кріплення. Якщо перший породний шар підшови більш стійкий, то він обмежує розвиток переміщень не тільки в підшві, а й боках виробки за рахунок зниження розмірів областей позамежного стану в зоні опорного тиску. У діапазоні $\sigma_{cm_1}^{\Pi} = 5 - 20$ МПа вплив першого породного шару підшови виявляється до 41,3%. Водночас другий породний шар покрівлі має протилежний вплив (за аналогією з E_2^K): зі збільшенням ступеня його цілісності (зростання $\sigma_{cm_2}^K$) зростає ефект дії штампа на знеміцнений перший породний шар покрівлі та під впливом опорного тиску бічні переміщення $U_{4,5}^x$ в зоні проходу людей зростають до 32,3%.

Механічні характеристики позамежного стану впливають на розвиток горизонтальних переміщень $U_{4,5}^x$ у зоні проходу людей з різною інтенсивністю для кожного з прилеглих породних шарів вуглевмісної товщі. У діапазоні $(\sigma_{cm_i}^{K,\Pi})^0 / \sigma_{cm_i}^{K,\Pi} = 0,1 - 0,2$ і $M_i^{K,\Pi} / E_i^{K,\Pi} = 0,5 - 3$ ці характеристики другого шару покрівлі та першого шару підшови змінюють величину $U_{4,5}^x$ лише до 8,5%, і їх коливання можна не враховувати під час прогнозу переміщень $U_{4,5}^x$. Водночас характеристики позамежного стану першого породного шару покрівлі суттєво впливають на зміну $U_{4,5}^x$: $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K$ – до 53,6%, M_1^K / E_1^K – до 74,2%, що пояснюється приєднанням саме першого породного шару покрівлі до зони проходу людей.

Таким чином, встановлено, що вирішальний вплив на розвиток бічних переміщень $U_{4,5}^x$ у зоні проходу людей чинять такі механічні характеристики прилеглих породних шарів вуглевмісної товщі: $\sigma_{cm_1}^K, \sigma_{cm_2}^K, \sigma_{cm_1}^{\Pi}, E_1^K, E_2^K, E_1^{\Pi}, (\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K$ і M_1^K / E_1^K . Зазначені характеристики необхідно враховувати при прогнозі бічних переміщень у зоні проходу людей.

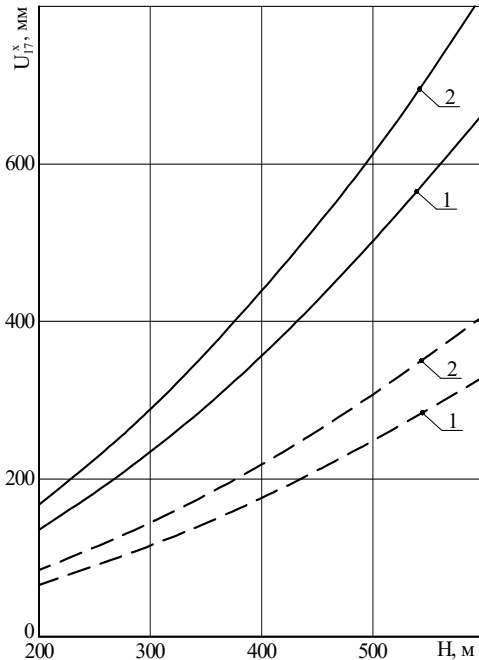


Рис. 14.11. Горизонтальні переміщення U_{17}^x в опорі стояка рами в зоні проходження людей залежно від глибини розробки H при: — $E_1^K = 0,3 \cdot 10^4$ МПа;

--- $E_1^{II} = 1 \cdot 10^4$ МПа;

1 – $E_1^K = 0,3 \cdot 10^4$ МПа; 2 – $E_1^K = 1 \cdot 10^4$ МПа

Не менш важливою ділянкою (з погляду безпечного проходження людей, руху транспортних засобів і, особливо, стійкості рамного кріплення) є район опори стояків рами, величина зближення яких може до 60% перевищувати горизонтальні переміщення на інших більш віддалених від підшви виробки ділянках (рис. 14.11). Тут виявлено три загальні закономірності:

– незважаючи на невеликий кут падіння пласта (до 6°) більш активний процес зрушення опор стояків спостерігається з боку підняття пласта, у зв'язку з чим детальнішому опису піддано переміщення U_{17}^x ;

– повсюдно спостерігається «ефект штампа», коли більш жорсткі й цілісні (у тих варіантах розрахунку НДС системи, де це має місце) перший породний шар покрівлі та вугільний пласт під впливом опорного тиску інтенсифікують бічне переміщення підшви пласта, де й розташовані опори стояків рами;

– через віддаленість опор стояків рами від другого породного шару покрівлі, його механічні характеристики не чинять суттєвого впливу на горизонтальні переміщення опор

стояків рамного кріплення.

Закономірність зв'язку переміщення U_{17}^x з модулями деформації перших породних шарів покрівлі E_1^K й підшви E_1^{II} (зі збільшенням глибини розробки) має такі особливості (рис. 14.11). Оскільки опори стояків рами розташовані в підшві пласта, то сильніший вплив чинить E_1^{II} – до 2,01 раза у досліджуваному інтервалі $(0,3 - 1) \cdot 10^4$ МПа зміни цього параметра. А ось параметр E_1^K наочно ілюструє «ефект штампа», коли більш жорсткий перший породний шар покрівлі ($E_1^K = 1 \cdot 10^4$ МПа) збільшує горизонтальне переміщення E_{17}^x до 23,4%.

Вплив міцнісних характеристик $\sigma_{cm_1}^K$ і $\sigma_{cm_1}^{\Pi}$ перших породних шарів покрівлі та підшови на переміщення U_{17}^x певною мірою аналогічний впливу модулів деформації цих шарів: збільшення $\sigma_{cm_1}^{\Pi}$ стримує, а зростання $\sigma_{cm_1}^K$ інтенсифікує розвиток переміщень U_{17}^x . Безумовно, найбільш значущий вплив (до 6,73 раза у діапазоні $\sigma_{cm_1}^{K,\Pi} - 5 - 20$ МПа) чинить опір стиску першого породного шару підшови, оскільки опори стояків рами розташовуються саме в цьому шарі (рис. 14.12). У зазначеному діапазоні $\sigma_{cm_1}^K$ збільшує переміщення U_{17}^x до 84% залежно від співвідношення $\sigma_{cm_1}^K / \sigma_{cm_1}^{\Pi}$ (рис. 4.13).

Встановлений факт пояснюється тим, що чим міцніший верхній перший породний шар покрівлі, тим менші в ньому області позамежного стану, які певним чином збільшують його деформованість (знижується жорсткість) і зменшується «ефект штампа» з видавлювання порід підшови в порожнину виробки в районі опори стояків рамного кріплення. Встановлений «ефект штампа» підтверджується при аналізі зв'язку переміщень U_{17}^x з характеристиками $(\sigma_{cm_1}^{K,\Pi})^0 / \sigma_{cm_1}^{K,\Pi}$ і $M_1^{K,\Pi} / E_1^{K,\Pi}$ позамежного стану перших породних шарів покрівлі й підшови. Із графіків видно, що зі зменшенням $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K$ і збільшенням M_1^K / E_1^K величина переміщення U_{17}^x знижується. Водночас відомо [48, 102], що така зміна характеристик сприяє розвитку розмірів зон позамежного стану (у даному випадку в першому породному шарі покрівлі). Також відома підвищена деформованість породи в позамежному стані, яка демпфує передачу навантаження (у зоні опорного тиску) на перший породний шар підшови і переміщення U_{17}^x зменшується.

Параметри позамежного стану $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K$ і $M_1^{K,\Pi} / E_1^{K,\Pi}$ першого породного шару покрівлі змінюють U_{17}^x до 7,4 і 18,0% відповідно, а їхня спільна дія оцінюється до 26,7%. Зважаючи на невеликий вплив залишкової міцності першого породного шару покрівлі, слід усереднити її значення для вуглевміслючих порід Західного Донбасу і при виведенні рівняння регресії враховувати поправочним коефіцієнтом.

Характеристики позамежного стану першого породного шару підшови чинять більш значущий вплив на горизонтальні переміщення U_{17}^x : $(\sigma_{cm_1}^{\Pi})^0 / \sigma_{cm_1}^{\Pi}$ – до 62,5%, а M_1^{Π} / E_1^{Π} – до 62,2% у досліджуваному діапазоні їх зміни.

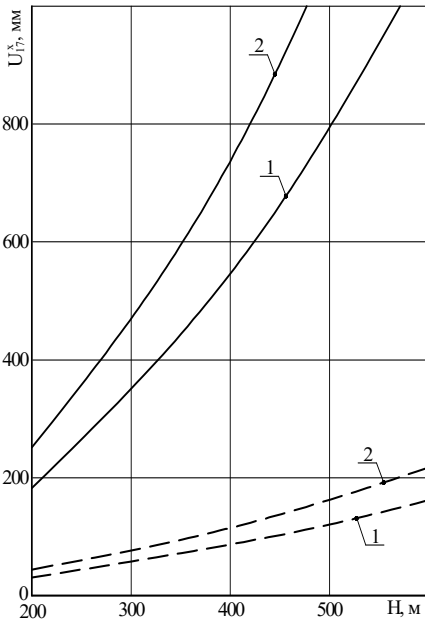


Рис. 14.12. Горизонтальні переміщення U_{17}^x в опорі стояка рами залежно від глибини розробки H при:

- $\sigma_{cm_1}^{\Pi} = 5$ МПа;
- - - $\sigma_{cm_1}^{\Pi} = 20$ МПа;
- 1 - $\sigma_{cm_1}^K = 5$ МПа;
- 2 - $\sigma_{cm_1}^K = 20$ МПа

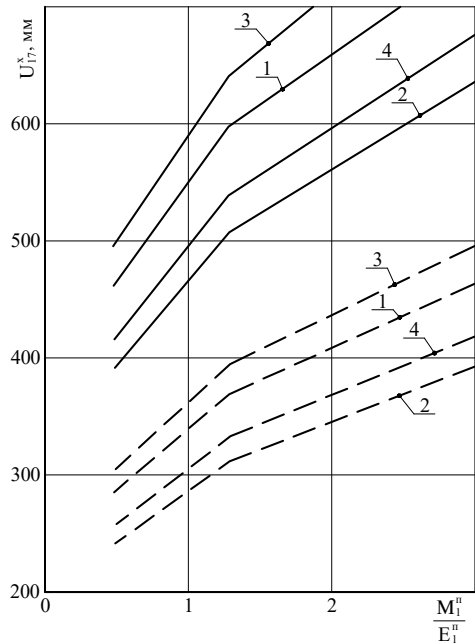


Рис. 14.13. Горизонтальні переміщення U_{17}^x в опорі стояка рами залежно від параметра M_1^{Π} / E_1^{Π} першого породного шару підшови

- при: — $(\sigma_{cm_1}^{\Pi})^0 / \sigma_{cm_1}^{\Pi} = 0,1$;
- - - $(\sigma_{cm_1}^{\Pi})^0 / \sigma_{cm_1}^{\Pi} = 0,2$; 1 - $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K = 0,1$,
- $M_1^K / E_1^K = 0,5$; 2 - $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K = 0,1$;
- $M_1^K / E_1^K = 3$; 3 - $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K = 0,2$,
- $M_1^K / E_1^K = 0,5$; 4 - $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K = 0,2$,
- $M_1^K / E_1^K = 3$

За підсумками проведеного аналізу встановлено, що під час прогнозування зближення опор стояків рамного кріплення слід урахувувати такі механічні характеристики перших породних шарів покрівлі й підшови: $\sigma_{cm_1}^K$, $\sigma_{cm_1}^{\Pi}$, E_1^K , E_1^{Π} , $(\sigma_{cm_1}^{\Pi})^0 / \sigma_{cm_1}^{\Pi}$, M_1^K / E_1^K і M_1^{Π} / E_1^{Π} .

Рекомендації щодо підвищення стійкості боків рамного кріплення шляхом обмеження їх зближення при встановленні анкерів аналогічні таким для

склепіння рами. Тут також у зазначеному діапазоні зміни геомеханічних параметрів доцільно застосовувати піддатливі конструкції анкерів з високою несучою здатністю у знеміщеному породному масиві.

Найбільш ефективні координати встановлення анкерів – опора стояка рами і кінець її прямолінійної частини в районі п'яти склепіння.

Ці рекомендації частково схожі з роботами [99, 105], але, на відміну від них, геомеханічно обґрунтовані для шаруватого неоднорідного вуглевмісного масиву з порушеними зв'язками між породними шарами.

14.4 Вплив геомеханічних параметрів вуглевмісного масиву на здимання підшови виробки

Дослідження закономірностей розвитку переміщень порід підшови в порожнину виробки (здимання підшови) виявило низку загальних тенденцій цього процесу для різних поєднань геомеханічних параметрів системи «масив – кріплення» (див. рис. 14.14 і рис. 14.15):

– навіть за малого кута падіння вугільного пласта (до 6°) спостерігається певна асиметрія епюри здимання підшови по ширині виробки: її максимум зміщено на 0,2 – 0,3 м у бік підняття пласта, що вказує на підвищену інтенсивність здимання у цій зоні. Однак величина підняття підшови за вертикальною віссю виробки U_{20}^y (точка 20 на схемах) незначно (до 1,2%) відрізняється від максимального значення і дає змогу використовувати цей параметр як характеристику оцінки максимальної інтенсивності здимання;

– чітко прослідковується вдавлювання опор стояків рами в породи підшови (незважаючи на моделювання підп'ятників під кожною з опор розміром $200 \times 200 \times 20$ мм) під впливом вертикального навантаження на кріплення. Тут слід зазначити, що в чинних нормативних методиках [59, 60, 97] немає поділу величини переміщення порід підшови відносно опори стояка рами на дві складові: власне, здимання та вдавлювання стояка в підшову. Така інтегральна оцінка здимання не відображає фізичну сутність двох геомеханічних процесів, що досить різняться між собою, і в низці випадків може призвести до суттєвих похибок у прогнозуванні здимання підшови пластової виробки, пройденої в шаруватому масиві слабких порід;

– величини вдавлювання обох опор стояків U_1^y і U_{17}^y до глибин розробки $H = 400 - 450$ м приблизно однакові. При подальшому збільшенні H відбувається більш інтенсивний вигин стояка з боку підняття пласта, за рахунок чого компенсується подальше переміщення U_{17}^y , а в деяких варіантах навіть дещо знижується. З боку падіння пласта вигин стояка рами менш інтенсивний і під час збільшення H переміщення U_1^y зростає, сягаючи величини до 0,3 – 0,5 м. Таким чином, сумарна величина переміщень підшови (за віссю виробки) від-

носно опори стояка U_1^y становитиме 0,7 – 0,95 м, за якою і необхідно оцінювати виконання вимог правил безпеки та експлуатаційні параметри виробки;

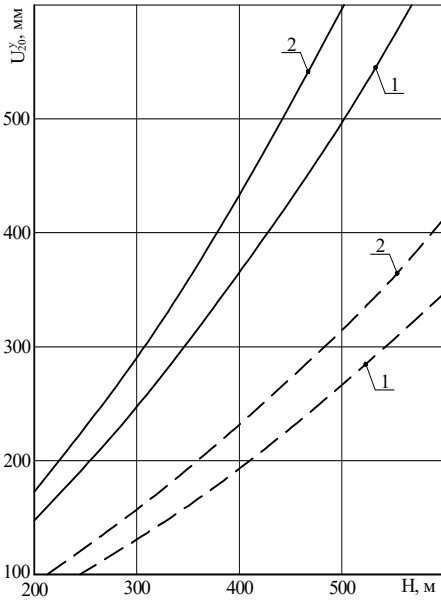


Рис. 14.14. Підняття підшови по осі виробки U_{20}^y залежно від глибини розробки H

при: — $E_1^H = 0,3 \cdot 10^4$ МПа;
 - - - $E_1^H = 1 \cdot 10^4$ МПа;
 1 - $E_1^K = 0,3 \cdot 10^4$ МПа;
 2 - $E_1^K = 1 \cdot 10^4$ МПа

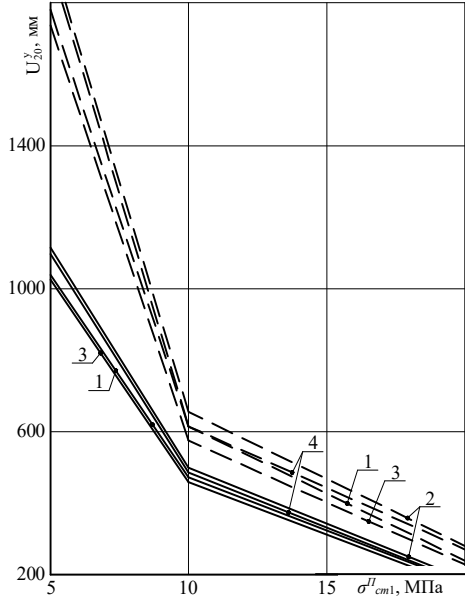


Рис. 14.15. Підняття підшови по осі виробки U_{20}^y залежно від глибини розробки H при:

— $\sigma_{cm_1}^K = 5$ МПа; - - - $\sigma_{cm_1}^K = 20$ МПа;
 1 - $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K = 0,1$, $M_1^K / E_1^K = 0,5$;
 2 - $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K = 0,1$; $M_1^K / E_1^K = 3$;
 3 - $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K = 0,2$, $M_1^K / E_1^K = 0,5$;
 4 - $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K = 0,2$, $M_1^K / E_1^K = 3$

– встановлено, що підняття підшови в зоні проходу людей U_{18}^y і U_{22}^y мають аналогічні параметру U_{20}^y закономірності зв'язку не тільки в якісному, а й у кількісному плані. Незалежно від геомеханічних параметрів системи співвідношення зазначених переміщень практично стабільні і становлять: $U_{22}^y / U_{20}^y = 0,54 - 0,57$; $U_{18}^y / U_{20}^y = 0,66 - 0,67$. Тому видається доцільним

встановити рівняння регресії для переміщення U_{20}^y , а для величин U_{22}^y і U_{18}^y ввести поправочні коефіцієнти 0,57 і 0,67 відповідно.

Насамперед проаналізовано закономірності розвитку максимуму здимання підшви U_{20}^y , що спостерігається в районі осі виробки.

Зі збільшенням глибини розробки спостерігається нелінійне зростання підняття підшви U_{20}^y (як і для інших ділянок контуру виробки). Модуль деформації першого породного шару підшви вугільного пласта має вплив до 88,1% у діапазоні $E_1^{\Pi} = (0,3-1) \cdot 10^4$ МПа (рис. 14.16).

Вплив E_1^K оцінюється до 19,2% і проявляється таким чином, що зі зростанням E_1^K здимання підшви збільшується, тобто є «ефект штампа», коли жорсткий перший породний шар покрівлі під впливом опорного тиску інтенсифікує переміщення порід підшви в порожнину виробки.

Аналогічним чином впливає на розвиток здимання підшви опір стиску $\sigma_{cm_1}^K$ першого породного шару покрівлі, від величини якого залежить

ступінь його цілісності та розміри зон позамежного стану з підвищеною деформованістю породи. Зі збільшенням $\sigma_{cm_1}^K$ відбувається більш інтенсивне

видавлювання порід підшви в порожнину виробки і його вплив оцінюється до 72,9% на глибині $H = 600$ м. Розміри зон позамежного стану в першому породному шарі покрівлі також залежать від параметрів $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K$ і

M_1^K / E_1^K , які, знижуючи (підвищуючи) деформаційні властивості цього шару загалом, змінюють дію «ефекту штампа».

Однак вплив параметрів позамежного стану першого шару покрівлі набагато менший і, як правило, не виходить за межі 10%. Виняток становлять варіан-

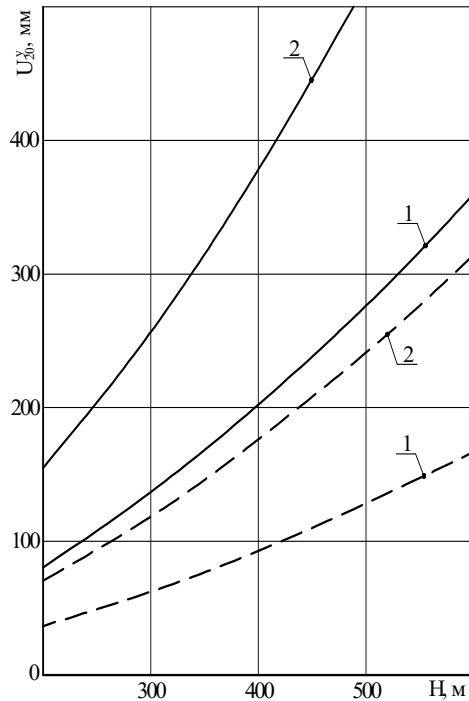


Рис. 14.16. Підняття підшви по осі виробки U_{20}^y залежно від глибини розробки H при:

— $(\sigma_{cm_1}^{\Pi})^0 / \sigma_{cm_1}^{\Pi} = 0,1$;

- - - $(\sigma_{cm_1}^{\Pi})^0 / \sigma_{cm_1}^{\Pi} = 0,2$;

1 - $M_1^{\Pi} / E_1^{\Pi} = 0,5$; 2 - $M_1^{\Pi} / E_1^{\Pi} = 3$

ти з $\sigma_{cm_1}^{K,II} = 20$ МПа, коли вплив M_1^K / E_1^K доходить до 17,5% і варіанти з $\sigma_{cm_1}^{II} = 5$ МПа, $\sigma_{cm_1}^K = 20$ МПа, коли вплив $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K$ сягає 10,5%. З іншого боку, якщо усереднити аналізовані параметри, то коливання U_{20}^y в досліджуваному діапазоні ($(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K = 0,1 - 0,2$; $M_1^K / E_1^K = 0,5 - 3$) не вийдуть за межі припустимої похибки (10%), що суттєво спростить подальше виведення рівняння регресії для розрахунку підняття підшови U_{20}^y виробки в районі її осі.

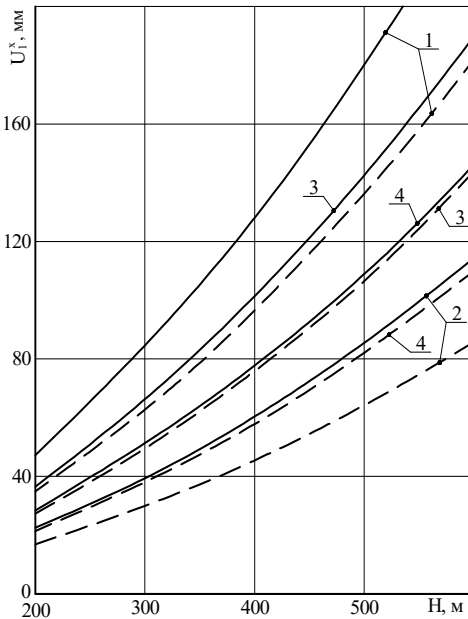


Рис. 14.17. Вдавлювання опори стояка U_1^y рамного кріплення залежно від глибини розробки H при: — $E_1^{II} = 0,3 \cdot 10^4$ МПа;

--- $E_1^{II} = 1 \cdot 10^4$ МПа;

1 - $\sigma_{cm_{1,2}}^K = 5$ МПа; 2 - $\sigma_{cm_{1,2}}^K = 20$ МПа;

3 - $\sigma_{cm_1}^K = 5$ МПа, $\sigma_{cm_2}^K = 20$ МПа;

4 - $\sigma_{cm_1}^K = 20$ МПа, $\sigma_{cm_2}^K = 5$ МПа

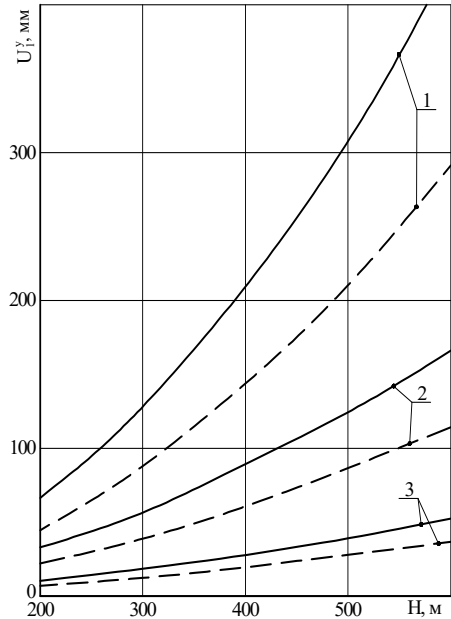


Рис. 14.18. Вдавлювання опори стояка U_1^y рамного кріплення залежно від глибини розробки H при: — $(\sigma_{cm_1}^{II})^0 / \sigma_{cm_1}^{II} = 0,1$;

--- $(\sigma_{cm_1}^{II})^0 / \sigma_{cm_1}^{II} = 0,2$; 1 - $\sigma_{cm_1}^{II} = 5$ МПа,

2 - $\sigma_{cm_1}^{II} = 10$ МПа; 3 - $\sigma_{cm_1}^{II} = 20$ МПа

Найсильніший вплив на переміщення U_{20}^y чинить опір стиску першого природного шару підосви (до 8,1 раза), оскільки саме від цього параметра значною мірою залежать розміри областей позамежного стану порід у підосві, які, володіючи значною рухливістю під дією опорного тиску, видавлюються в порожнину виробки (див. рис. 14.17 і рис. 14.18). Крім $\sigma_{cm_1}^{\Pi}$, розміри областей позамежного стану визначаються параметрами $(\sigma_{cm_1}^{\Pi})^0 / \sigma_{cm_1}^{\Pi}$ (вплив до 2,14 раза) і M_1^{Π} / E_1^{Π} (вплив до 87,2%), зміна яких обов'язкова до врахування під час прогнозу зривання підосви виробки.

Закономірності розвитку зривання підосви в зоні проходу людей аналогічні таким для U_{20}^y і визначаються шляхом множення на коефіцієнт 0,57 з боку падіння пласта і 0,67 – з боку підняття.

Іншою складовою підняття підосви виробки є глибина вдавлення $U_{1,17}^y$ опор стояків у підосву під впливом вертикального навантаження на кріплення. Глибина вдавлення $U_{1,17}^y$ визначається (крім глибини розробки) двома факторами: вертикальним навантаженням на кріплення і станом (ступенем знеміцнення) порід підосви під опорами стояків рами. Встановлено, що механічними характеристиками першого фактора, які суттєво впливають, є $\sigma_{cm_2}^K$ (до 27,2%) і $\sigma_{cm_1}^K$ (до 66,5%). Другий фактор містить механічні характеристики першого породного шару підосви: E_1^{Π} – до 32,3%, $\sigma_{cm_1}^{\Pi}$ – до 8,41 раза, $(\sigma_{cm_1}^{\Pi})^0 / \sigma_{cm_1}^{\Pi}$ – до 46,4%.

14.5 Закономірності зміни контуру пластової виробки

Наряду зі встановленими закономірностями розвитку зміщень на найбільш відповідальних (з погляду безпеки функціонування та стійкості виробки) ділянках контуру виробки не менш важливим фактором є визначення тенденції його зміни і, як наслідок, зменшення поперечного перерізу в процесі зміщення вуглевмісного масиву, що погіршує ефективність провітрювання відповідної ділянки шахтного поля. Тому було проаналізовано закономірності зміни контуру пластової виробки та її відносного перерізу S / S_0 залежно від геомеханічних параметрів системи «масив – кріплення».

Для прикладу наведено епюри зміни контуру виробки зі зростанням глибини розробки при $\sigma_{cm_i}^{K,\Pi} = 10$ МПа. На епюрах чітко спостерігається низка

особливостей, характерних для різних варіантів сполучень геомеханічних параметрів (рис. 14.19 і рис. 14.20):

- виположування склепіння (зменшення стріли підйому) рами, що знижує її несучу здатність;
- вигин стояків рамного кріплення, який також сприяє зменшенню його несучої здатності;
- зі зростанням глибини розробки стає більш помітною асиметрія епюри контуру в покрівлі та підшві виробки, спрямована в бік підняття пласта;
- вигин стояків рами відбувається більш інтенсивно з боку підняття пласта і з цієї причини глибина вдавлювання стояка в підшву вища з боку падіння пласта.

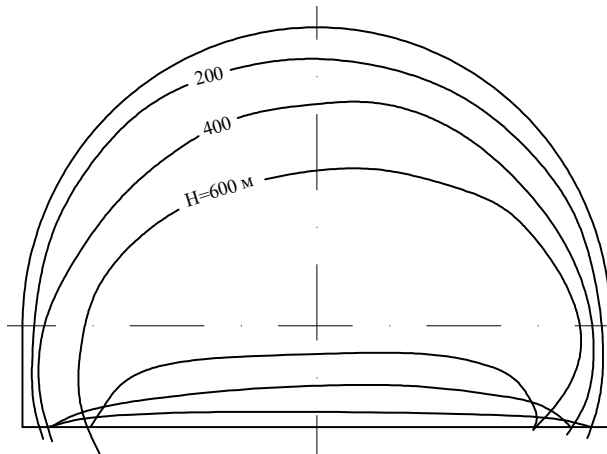


Рис. 14.19. Зміна контуру виробки залежно від глибини її розташування

Зі збільшенням глибини розташування виробки зменшується площа її поперечного перерізу; втрата перерізу $\frac{S_0 - S}{S_0}$ становить 13,7% при $H = 200$ м, 33,4% при $H = 400$ м і 61,4% при $H = 600$ м. Як видно з наведених даних, уже на глибині 400 м переріз виробки зменшився на третину і для її подальшої експлуатації необхідно проводити ремонтно-відновлювальні роботи: підривання підшви, випуск породи в покрівлі та ін.

Не менш суттєво на збільшення втрати перерізу впливають міцнісні характеристики прилеглих породних шарів вуглевмісної товщі. На прикладі глибини $H = 500$ м показано, що за розрахункового опору стиску $\sigma_{cm_i}^{K,II} = 20$ МПа прилеглих породних шарів втрата перерізу становить лише 16,1%, і виробка знаходиться в задовільному стані з погляду її стійкості та безпечної експлуата-

тації. При $\sigma_{cm_i}^{K,\Pi} = 10$ МПа втрата перерізу становить 32,1%, що потребує проведення комплексу ремонтно-відновлювальних робіт. При $\sigma_{cm_i}^{K,\Pi} = 5$ МПа втрата перерізу зростає до 81,8% і тут, найімовірніше, вирішується питання про повне переукріплення або проведення нової виробки. У цьому плані слід зазначити, що на глибині $H = 600$ м порода заповнює весь об'єм виробки.

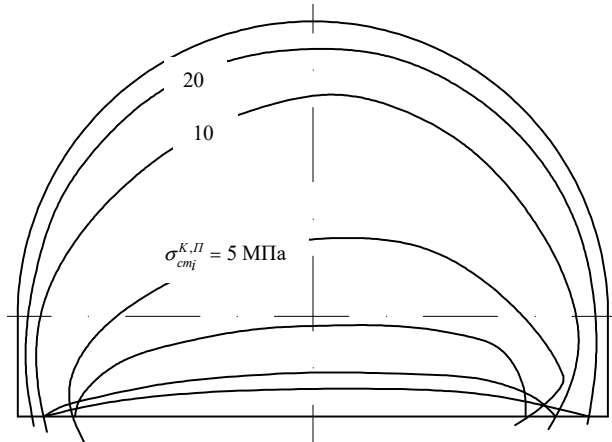


Рис. 14.20. Зміна контуру виробки залежно від розрахункового опору стиску прилеглих породних шарів

Наведені дані вказують на надзвичайну важливість визначення зміни площі поперечного перерізу штреку для оцінки його експлуатаційної придатності. На величину зменшення перерізу штреку $\frac{S_0 - S}{S_0}$ впливають переміщення всіх ділянок контуру виробки, що ставить параметр у залежність від великої кількості механічних характеристик прилеглих породних шарів вуглевмісної товщі. Тому було проведено оцінку значущості цього впливу і встановлено, що під час прогнозу величини втрати перерізу слід враховувати такі механічні характеристики: E_1^K впливає до 59,4%, E_2^K – до 10,5%, E_1^{Π} – до 24,0%, $\sigma_{cm_1}^K$ – до 4,52 раза, $\sigma_{cm_2}^K$ – до 61,8%, $\sigma_{cm_1}^{\Pi}$ – до 3,21 раза, M_1^K / E_1^K – до 44,8%, M_1^{Π} / E_1^{Π} – до 17,5%, $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K$ – до 60,4%, $(\sigma_{cm_1}^{\Pi})^0 / \sigma_{cm_1}^{\Pi}$ – до 27,3%.

Таким чином, проаналізовано закономірності розвитку переміщень на ділянках контуру пластової виробки, які визначають ступінь її експлуатаційної придатності та виконання (порушення) вимог правил безпеки. Виявлені закономірності формують базу для розробки нової, адекватнішої реальним умовам, методики прогнозу проявів гірського тиску в пластовій виробці, що споруджується в шаруватому масиві слабких порід.

Висновки

1. На величину опускання замка склепіння виробки найбільш суттєво впливають механічні характеристики першого і другого породних шарів покрівлі (у дослідженому інтервалі їх зміни): E_1^K – до 69%, E_2^K – до 11%, $\sigma_{cm_1}^K$ – до 5,52 раза, $\sigma_{cm_2}^K$ – до 2,07 раза, $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K$ – до 2,0 разів, $(\sigma_{cm_2}^K)^0 / \sigma_{cm_2}^K$ – до 10,8%, M_1^K / E_1^K – до 59%. Перелічені параметри необхідно враховувати при розрахунку переміщення замка склепіння в порожнину виробки.

2. Вертикальні переміщення склепіння виробки в зоні проходу людей становлять 64 – 71% від величини опускання замка склепіння, що вказує на його виположування і, відповідно, зниження несучої здатності рамного кріплення. Величина вертикальних переміщень склепіння в зоні проходу людей може сягати 400 – 500 мм (інколи більше), що в низці випадків призводить до порушення вимог правил безпеки. Суттєвий вплив на величину переміщень чинять такі механічні характеристики прилеглих породних шарів вуглевмісної товщі: E_1^K – до 2 разів, $\sigma_{cm_1}^K$ – до 8,14 раза, $\sigma_{cm_2}^K$ – до 52%, спільний вплив параметрів $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K$ і M_1^K / E_1^K поза межного стану першого породного шару покрівлі – до 3,66 раза.

3. Вирішальний вплив на розвиток бічних переміщень у зоні проходу людей (крім глибини розробки) чинять такі механічні характеристики прилеглих породних шарів вуглевмісної товщі: E_1^K – до 2,01 раза, E_2^K – до 23,9%, E_1^{II} – до 15,2%, $\sigma_{cm_1}^K$ – до 6,08 раза, $\sigma_{cm_2}^K$ – до 32,3%, $\sigma_{cm_1}^{\text{II}}$ – до 41,3%, $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K$ – до 53,6%, M_1^K / E_1^K – до 74,2% у досліджуваному діапазоні їх зміни, характерному для вуглевмісної товщі вугільних пластів Західного Донбасу. Зазначені характеристики обов'язкові до врахування при прогнозі бічних переміщень пластової виробки в зоні проходу людей.

4. Встановлено, що величина зближення опор стояків рамного кріплення визначається механічними характеристиками тільки перших породних шарів покрівлі й підшви вугільного пласта: E_1^K – до 23,4%, E_1^{II} – до 2,01 разів,

$\sigma_{cm_1}^K$ – до 84%, $\sigma_{cm_1}^{II}$ – до 6,73 разів, $(\sigma_{cm_1}^{II})^0 / \sigma_{cm_1}^{II}$ – до 62,5%, M_1^K / E_1^K – до 18%, M_1^{II} / E_1^{II} – до 62,2%. Виявлено «ефект штампа», коли у варіантах більш цілісного і жорсткого першого породного шару покрівлі, він під впливом опорного тиску інтенсифікує переміщення порід підшоши в районі опор стояків рамного кріплення в порожнину виробки.

5. Епюра здимання підшоши штреку має асиметрію в бік підняття пласта таким чином, що в зоні проходу людей у цій частині виробки здимання становить 0,67 від максимального (у центральній частині виробки), а в зоні проходу людей з боку падіння – 0,57 від максимального незалежно від поєднання геомеханічних факторів. На величину максимуму здимання підшоши суттєво впливають (крім глибини розробки) такі механічні характеристики тільки перших породних шарів покрівлі й підшоши: E_1^K – до 19,2%, E_1^{II} – до 88,1%, $\sigma_{cm_1}^K$ – до 72,9%, $\sigma_{cm_1}^{II}$ – до 8,1 раза, $(\sigma_{cm_1}^{II})^0 / \sigma_{cm_1}^{II}$ – до 2,14 раза, M_1^{II} / E_1^{II} – до 87,2%.

6. Загальна величина підняття підшоши виробки містить дві складові, що відрізняються між собою механізмом розвитку переміщень: власне, здимання – переміщення порід підшоши в порожнину виробки під впливом опорного тиску в її боках і розвантаженої зони безпосередньо під виробкою; вдавлення опор стояків рамного кріплення обумовлено спільною дією вертикального навантаження на кріплення та знеміцнення порід підшоши під опорами стояків. Величина вдавлення опор стояків залежить від таких механічних характеристик прилеглих породних шарів вуглевмісної товщі: E_1^{II} – до 32,3%, $\sigma_{cm_2}^K$ – до 27,2%, $\sigma_{cm_1}^K$ – до 66,5%, $\sigma_{cm_1}^{II}$ – до 8,41 раза, $(\sigma_{cm_1}^{II})^0 / \sigma_{cm_1}^{II}$ – до 46,4%.

7. У результаті аналізу закономірностей зміни контуру пластової виробки виявлено групу механічних характеристик прилеглих породних шарів, які суттєво впливають на величину втрати перерізу: E_1^K – до 59,4%, E_2^K – до 10,5%, E_1^{II} – до 24,0%, $\sigma_{cm_1}^K$ – до 4,52 раза, $\sigma_{cm_2}^K$ – до 61,8%, $\sigma_{cm_1}^{II}$ – до 3,21 раза, M_1^K / E_1^K – до 44,8%, M_1^{II} / E_1^{II} – до 17,5%, $(\sigma_{cm_1}^K)^0 / \sigma_{cm_1}^K$ – до 60,4%, $(\sigma_{cm_1}^{II})^0 / \sigma_{cm_1}^{II}$ – до 27,3%. Перелічені механічні характеристики обов'язкові до врахування при прогнозі залишкового перерізу виробки для оцінки, наприклад, ефективності провітрювання відповідної ділянки шахтного поля.

8. Встановлені закономірності розвитку переміщень по всьому контуру виробки, за якими судять про можливість її безпечної експлуатації, формують базу для розробки нової, адекватнішої реальним умовам, методики прогнозу проявів гірського тиску в пластових виробках.

Питання для самоконтролю:

1. Опишіть основні принципи методики визначення епюри зміщень контуру виробки.
2. Для чого потрібно визначати епюру зміщення контуру виробки?
3. Обґрунтуйте вибір найбільш важливих ділянок контуру виробки щодо визначення їх зміщення.
4. Перелічіть міцнісні та деформаційні характеристики породних шарів, які найбільш суттєво впливають на параметри епюри зміщень контуру пластової виробки.
5. Охарактеризуйте основні тенденції зв'язку величини опускання замка склепіння виробки з найбільш впливовими геомеханічними факторами.
6. Опишіть закономірності зміни вертикальних зміщень склепіння виробки у зоні проходу людей при варіації найбільш впливових геомеханічних факторів.
7. Які геомеханічні параметри суттєво впливають на горизонтальні переміщення контуру виробки у зоні проходу людей?
8. Охарактеризуйте тенденції зв'язку горизонтальних переміщень опори стійки рамного кріплення з геомеханічними факторами.
9. Опишіть закономірності зміни величини здимання підшви по центру виробки при варіації найбільш впливових геомеханічних факторів.
10. Які геомеханічні параметри суттєво впливають на заглиблення стояків рамного кріплення виробки у її підшви?
11. Охарактеризуйте залежність зміни перетину виробки від глибини її залягання.
12. Опишіть тенденції зміни перерізу виробки від міцнісних характеристик прилеглих породних шарів.

15 РЕОЛОГІЧНА МОДЕЛЬ ПОВЕДІНКИ ГІРСЬКОГО МАСИВУ НАВКОЛО ПІДЗЕМНИХ ВИРОБОК

Викладено нову методику досягнення компромісу між обмеженими обчислювальними ресурсами та рівнем адекватності геомеханічних моделей у реологічній постановці. Наведено основні результати розрахунку НДС і його аналіз поведінки шаруватого вуглевмісного масиву в районі кінцевої ділянки лави та сполученої з нею підготовчої виробки. Виявлено тенденції зміни стану гірського масиву в часі.

Мета – дати студентам уявлення про розвиток геомеханічних процесів у часі в районі кінцевої ділянки лави на базі застосування реологічної фізичної моделі поведінки шаруватого гірського масиву; навчити студентів основам побудови реологічної моделі, концепцій виконання обчислювального експерименту й аналізу результатів розрахунку НДС геомеханічної системи в просторі й часі з формуванням найважливіших висновків

На базі вивчення матеріалу студент повинен вміти:

- системно підійти до планування обчислювального експерименту у реологічній постановці;
- адекватно реальним умовам побудувати геомеханічну модель кінцевої ділянки лави;
- виконати аналіз зміни у часі полів компонент напружень і деформацій;
- сформулювати об'єктивні науково-практичні висновки

15.1 Загальні відомості

Основні методичні підходи до розробки реологічної моделі та обґрунтування її параметрів викладено в розділі 10, де наголошується на надзвичайній складності рішення такої геомеханічної задачі навіть за наявності необхідного обчислювального ресурсу. Однак представляє значний науковий і практичний інтерес закономірності розвитку НДС масиву в часі t , особливо в умовах активного зрушення вуглевмісної товщі. У цьому плані чимале практичне значення становлять дослідження поведінки гірського масиву в районі ведення очисних робіт, де геомеханічна ситуація постійно змінюється під час процесу виїмання вугілля. Тут об'єктом досліджень є дві гірничі виробки, що сполучаються, – лава і виїмковий штрек; причому останній (у разі його повторного використання) проходить на кожній зі своїх ділянок три послідовні стадії деформування: поза зоною впливу очисних робіт, зону фронтального опорного тиску попереду лави, зону розвантаження масиву та стабілізації гірського тиску позаду лави.

Очевидно, такий комплексний підхід отримає незаперечні переваги, якщо використовувати в геомеханічній моделі реологічну постановку задачі, що дає змогу відслідкувати зміни НДС прилеглого масиву за весь період експлуатації виїмкової виробки в умовах її повторного використання.

З іншого боку, і очисна виробка (лава) також піддається впливу реологічного фактора, пов'язаного з періодичними зупинками очисного вибою і наростанням у цей проміжок часу гірського тиску, як це встановлено шахтними спостереженнями.

Таким чином, реологічна модель поведінки гірського масиву в районі ведення очисних робіт має високу наукову і практичну цінність, оскільки дає змогу адекватніше і достовірніше відобразити стан гірничотехнічних об'єктів. Така геомеханічна модель включає низку принципів побудови та обґрунтування своїх параметрів:

– *по-перше*, необхідно простежити стан виїмкової виробки протягом досить тривалого періоду її підтримання – адже вона призначена для повторного використання, а термін її експлуатації обчислюється роками; отже, необхідно враховувати реологічні процеси в гірському масиві в обширній ділянці ведення очисних робіт, а для цього має бути використана реологічна постановка задачі;

– *по-друге*, активно діють фактори впливу очисних робіт у першій лаві, потім тривале підтримання виїмкової виробки на межі з виробленим простором і, нарешті, вплив очисних робіт у другій лаві, – усі ці фактори формують навколо виїмкової виробки зони аномального НДС, у яких відбувається непружне деформування масиву з його знеміцненням та руйнуванням; бажано, щоб фізична модель поведінки гірської породи враховувала ці процеси;

– *по-третьє*, обидві вищевказані позиції необхідно реалізовувати для кожного породного шару і вугільних пластів на значні відстані в покрівлю, підошву і боки від місця ведення гірничих робіт, – тут моделюється не тільки безпосередня й основна покрівля та підошва, зони опорного тиску попереду лави й по боках виробки, зони розвантаження у виробленому просторі, а й верхні структури плавного прогину породних шарів без порушення суцільності: для всієї вуглевмісної товщі задають реальні механічні характеристики за даними геологічних досліджень.

– *по-четверте*, ці ж вимоги поширюються на моделювання всіх елементів кріпильних і охоронних систем виїмкової виробки, механізованого кріплення лави з детальним їх відображенням.

Сформульовані принципи зумовлюють побудову вельми складної геомеханічної моделі з введенням великого комплексу вихідних параметрів, що перевищують сто одиниць. Спроби проведення такого обчислювального експерименту не увінчалися успіхом із двох причин:

– нестача обчислювальних потужностей навіть у сучасної комп'ютерної техніки;

– надзвичайно висока складність відпрацювання такої геомеханічної моделі, коли великий масив вхідних вихідних параметрів зумовлює постійні збої в програмі розрахунку НДС із найрізноманітніших причин.

Тому для реалізації головного завдання досліджень було проведено обґрунтування на тестових спрощених моделях такої методики виконання

обчислювального експерименту.

На першому етапі аналізується так звана «макромодель» у просторовій постановці з розмірами щонайменше 60 м: по висоті вуглевмісного масиву (координата Y), по довжині ділянки (координата X) і по довжині лави (координата Z). У цьому об'ємі гірського масиву змодельовано:

- кінцева ділянка лави;
- ділянка виїмкової виробки, що містить сполучення з очисним вибоєм;
- ділянка попереду вибою лави (зона фронтального опорного тиску);
- ділянка виробленого простору позаду лави із зонами безладного обвалення, шарнірно-блокового зсуву і плавного прогину шарів без порушення суцільності;
- ділянка недоторканого масиву з боку суміжного виїмкового стовпа (зона бічного опорного тиску) з урахуванням повторного використання виробки.

В описаній макромоделі повністю реалізовано перший і третій з вищевказаних принципів – врахування реології та реальні механічні характеристики шаруватого масиву. Поряд із цим у макромодель введено суттєві спрощення:

– *по-перше*, механізоване кріплення представлено тілом у вигляді паралелепіпеда відповідних розмірів з деформаційними характеристиками, що дають змогу імітувати реальну залежність наростання опору секції механізованого кріплення;

– *по-друге*, виїмкова виробка моделюється реальної геометрії, але без встановлення кріпильної та охоронної систем;

– *по-третє*, використано пружно-пластичну фізичну модель поведінки літотипів (білінійна діаграма деформування), що є набагато простішою за повну діаграму, а ділянки позамежного стану моделюють з характерними для них багаторазово зниженими міцнісними та деформаційними властивостями.

За таких спрощень вдалося домогтися стабільності проведення обчислювальних експериментів і провести розрахунок НДС макромоделі.

На другому етапі вивчається названа нами «досліджувана» модель з розмірами по висоті $Y=60$ м, по довжині виїмкової виробки (виїмкової ділянки) $X=4$ м, за простяганням пласта (довжині лави) $Z=40$ м. Тут основна увага приділяється НДС масиву в районі виїмкової виробки, її кріпильній та охоронній системам. Тому детально моделюються всі елементи підтримання виробки з урахуванням зміни проявів гірського тиску по її довжині та появи нових конструктивних елементів у системах підтримання виїмкової виробки. Тут, як і раніше, виконуються принципи моделювання щодо врахування реологічного фактора, оперування реальними механічними характеристиками досліджуваного об'єкта. Проте завдяки використанню спрощеної білінійної діаграми пружно-пластичного деформування та загального скорочення розмірів просторової моделі, особливо, за координатою X (моделюються 5 рам по довжині виробки, що обгрунтовано при тестуванні моделі), вдалося домогтися стабільності

виконання розрахунків, що дає змогу відстежити зміни НДС у часі.

Досліджувана модель вивчається для всіх характерних ділянок по довжині виїмкової виробки, для кожної з яких обґрунтовується, будується і відпрацьовується своя геомеханічна модель:

- ділянка №1 – поза зоною впливу очисних робіт;
- ділянка №2 – у зоні дії фронтального опорного тиску попереду лави;
- ділянка №3 – у зоні розвантаження масиву позаду очисного вибою.

Тому досить великий обсяг проведення обчислювальних експериментів виконується на всіх етапах досліджень. Так, конструктивно-технологічні параметри кріпильних і охоронних систем детально аналізувалися, зокрема за паспортами кріплення й охорони виїмкових виробок шахт Західного Донбасу. У результаті прийнято такі вихідні конструктивні параметри в досліджуваних моделях. Кріплення виїмкової виробки комбіноване у складі рам КШПУ-11,7, що встановлюються з кроком 0,8 м, і опорно-анкерного кріплення з п'яти сталеполімерних анкерів у покрівлі довжиною 2,4 м (встановлюються посередині між сусідніми рамами). Ця схема кріплення моделюється на ділянці №1 – поза зоною впливу очисних робіт. У зоні №2 фронтального опорного тиску попереду лави під кожен верхняк зводять дерев'яний стояк (як кріплення посилення) і з боку лави, що наближається, додатковий анкер у районі замка піддатливості рами. Після проходу лави (ділянка №3) зводиться охоронна система у складі: двох рядів дерев'яних стояків, які встановлюють на брівці виробки; накатного костра з бруса; двох рядів органного кріплення з дерев'яних стояків.

Початковий стан гірського масиву прийнято негідростатичним із коефіцієнтом бічного розпору $\lambda = 0,43$ (коефіцієнт Пуассона прийнято $\mu = 0,3$). На ділянці №1 (поза зоною впливу очисних робіт) початковий вертикальний гірський тиск прийнято $\sigma_y = \gamma H$. На ділянках №2 і №3 початковий вертикальний гірський тиск визначають за епюрами макромоделі, при цьому розглядають найнесприятливіший випадок дії їх максимального значення. Механічні характеристики вуглевмісного масиву і його текстуру змодельовано за даними гірничо-геологічного прогнозу однієї з виїмкових дільниць шахт Західного Донбасу.

15.2 НДС масиву в зоні кінцевої ділянки лави під час її зупинки

15.2.1 Методичні особливості моделювання

Відповідно до викладеної методики на першому етапі досліджень проведено розрахунок і аналіз НДС макромоделі для загального оцінювання поведінки масиву в районі кінцевої ділянки довжини лави, її сполучення з виробкою і прилеглими ділянками попереду й позаду очисного вибою та прилеглого масиву гірських порід.

У зв'язку з регулярними змінами текстури вуглевмісного масиву по довжині виїмкової ділянки вибрано довільне положення лави за координатою X , а одним із головних завдань у даному дослідженні (крім загальної оцінки НДС) є встановлення закономірності впливу тривалості t зупинки лави на НДС масиву загалом і особливо порід навколо виїмкової виробки і лави. Для цього використано реологічну постановку задачі з відповідною фізичною моделлю гірської породи (див. розділ 10). Результати вирішення такої задачі становлять чималий науково-практичний інтерес у разі їх порівняння з експериментальними даними закономірностей зростання навантаження на секції механізованого кріплення залежно від тривалості t зупинки очисного вибою, отриманими на шахті «Степова» на Західному Донбасі [36]. Там само досліджено (за показниками бортового комп'ютера стругового комплексу) тенденції впливу іншого основного технологічного параметра – середньодобової швидкості $V_{ш}$ посування очисного вибою.

На цьому етапі завдання полягає у встановленні тенденції зміни НДС масиву під час зупинки лави. Причини зупинки лави розділені на дві групи. *Перша* – передбачена технологією очисних робіт зупинка механізованого комплексу для технічного обслуговування і ремонту тривалістю до однієї зміни (6 годин), яка, як правило, скорочується за відсутності необхідності проведення значних ремонтних робіт у сучасних умовах інтенсифікації вуглевидобутку. *Друга* – виникнення аварійної ситуації, спричиненої геомеханічними факторами, помилками управління механізованим комплексом і його поломками. Статистика таких аварійних ситуацій вказує на їхню тривалість, що перевищує 6 годин, і в середньому становить 12 – 24 години (за винятком посадки механізованого комплексу на «жорстку базу»). Тому видається за доцільне простежити зміну НДС прилеглому масиву тривалістю t до однієї доби ($t_{\max} = 24$ години).

У методологічному плані розрахунок змін НДС проводиться від першої до останньої секунди зупинки механізованого комплексу, тобто ми можемо оцінити поведінку прилеглих порід у будь-який момент часу зупинки комплексу. Але, щоб не перевантажувати аналіз обширною інформацією, було ухвалено рішення виділити три значення часу «зрізу» НДС масиву: $t = 0$ годин, $t = 12$ годин, $t = 24$ години. Для цих значень t сформовано епюри за кожною з компонент напружень (вертикальні σ_y , горизонтальні по довжині виїмкової ділянки σ_x , горизонтальні по довжині лави σ_z , інтенсивність напружень σ), а також епюри повних переміщень U .

15.2.2 Аналіз вертикальних напружень у масиві

Для стислості викладення епюра вертикальних напружень σ_y (рис. 15.1) детальніше розглянута в момент зупинки лави ($t = 0$ годин), а розвиток з плином часу відзначено тільки для основних особливостей зміни вертикальної компоненти за різних значень t .

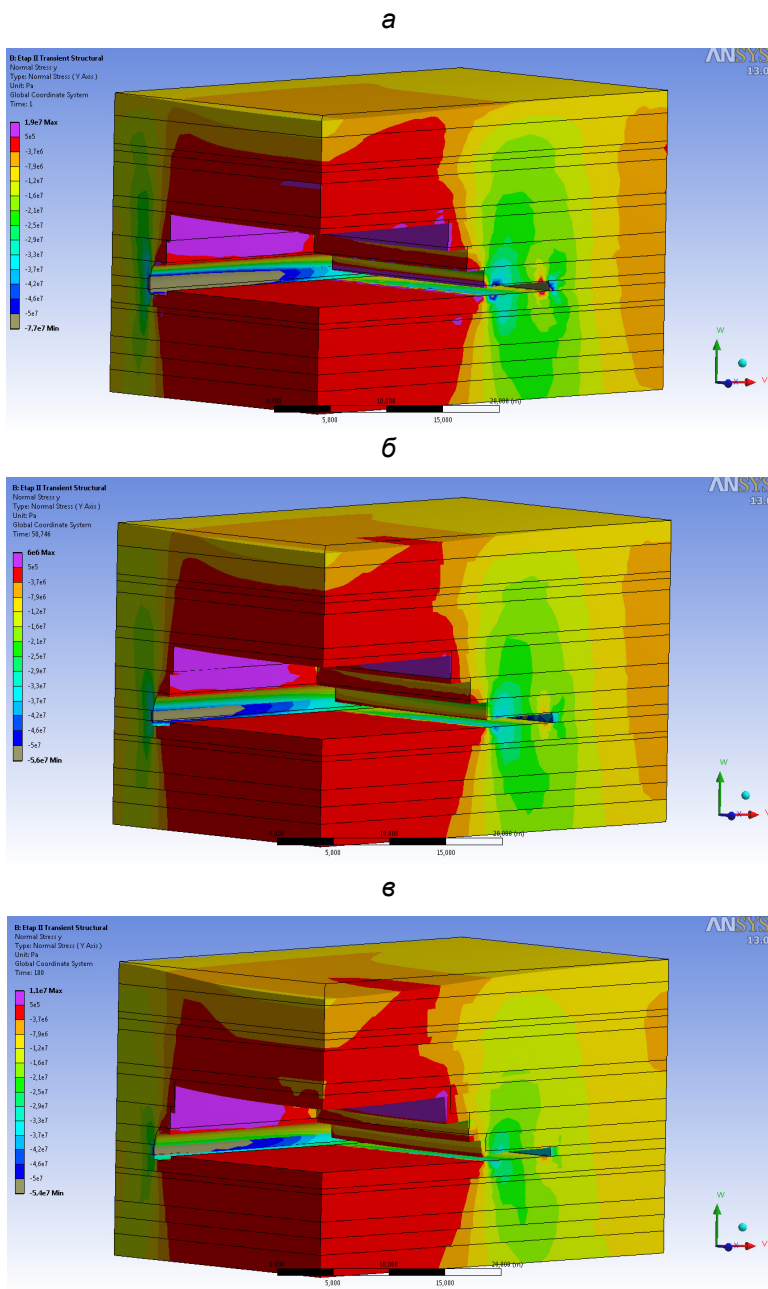


Рис. 15.1. Епюра вертикальних напружень σ_y у макромоделі в момент зупинки лави: **а** – $t = 0$ годин, **б** – $t = 12$ годин; **в** – $t = 24$ години

При $t = 0$ годин найважливіші позиції епюри σ_y макромоделі полягають у такому:

Перша – попереду очисного вибою прогнозовано утворюється зона опорного тиску, а її особливістю є обмежені розміри по довжині виїмкової ділянки (координата X) нарівні з глибоким поширенням у покрівлю та підшову вугільного пласта. Цей результат моделювання цілком узгоджується з експериментальними дослідженнями [46], де зазначається, що інтенсивний розвиток переміщень породного контуру виїмкових виробок спостерігається на відносно невеликій відстані від площини вибою – до 20 – 30 м. При розробці механізму протікання геомеханічних процесів дано пояснення цієї особливості [36]: у Західному Донбасі поєднання більш міцного вугільного пласта та менш міцних порід покрівлі й підшови, як легко деформуються, локалізує (за координатою X) зону опорного тиску попереду лави, але посилює в ній концентрацію стискних σ_y знов-таки через підвищену жорсткість вугільного пласта. З іншого боку, розвиток зони опорного тиску в покрівлю і підшову пласта (за координатою Y) до 20 – 25 м пояснюється підвищеною деформованістю слабких шаруватих порід покрівлі та підшови за практичної відсутності зчеплення між шарами. Стосовно концентрації вертикальних напружень опорного тиску попереду лави розрахунок дає такі результати: коефіцієнт концентрації $K_y = \sigma_y / \gamma H = 2,6 - 3,1$ поширюється на висоту до 9,5 м у покрівлю і в підшову на глибину до 11,6 м; величина $K_y = 4,1 - 4,6$ діє в покрівлі на висоту до 2,7 м та в підшові на глибину до 3,2 м; окрім цього, присутні локальні (до 0,5 – 0,6 м) концентрації $K_y = 5,3 - 6,3$, а також діють безпосередньо в районі площини вибою розтягуючі $K_y = 0,5 - 1,0$ МПа вельми обмеженого розповсюдження.

Друга позиція поля – зона розвантаження безпосередньо над секціями механізованого кріплення і прилеглим за ними виробленим простором. Тут переважають розтягуючі вертикальні напруження, які охоплюють породи покрівлі та підшови як у районі кінцевої ділянки лави, так і в районі виїмкової виробки. Розтягуючі $\sigma_y = 0,5 - 1,0$ МПа розповсюджуються на висоту в покрівлю 9,7 – 16,8 м і глибину в підшову 12,2 – 21,5 м. Незважаючи на невелику величину розтягуючих σ_y , вони провокують розшарування з опусканням порід покрівлі та підняття порід підшови позаду очисного вибою і у виїмковій виробці. Більше того, у безпосередній покрівлі та прилеглих породних шарах основної розтягуючі σ_y розвиваються до 10 – 15 МПа і багаторазово перевищують опір розтягу порід будь-якої літологічної різниці в Західному Донбасі. Отже, у покрівлі відбувається не тільки розшарування літотипів, а й їх руйнування (від розтягу) на висоту до 6 – 7 м, що є одним із факторів формування навантаження на механізоване кріплення лави, кріпильну та охоронну системи виїмкової виробки. У підшові вугільного

пласта таких значень розтягуючих σ_y не спостерігаються. Однак великий об'єм порід розшаровується насамперед за площиною нашарування породних шарів, а в другу чергу – можливе знеміцнення порід підосви лави та виїмкової виробки при її обводненні, коли опір породи до розтягу практично зникає й небезпечними стають навіть невеликі розтягуючі σ_y .

Третя позиція поля – концентрація стискних σ_y у боках виїмкової виробки (зона бічного опорного тиску). Тут знову проявляється така особливість (завдяки специфічним властивостям вуглевмісної породної товщі Західного Донбасу), як обмежене розповсюдження бічного опорного тиску за простяганням пласта (координата Z) і збільшена його протяжність у покрівлі та підосві пласта. Так, якщо в боках виробки напруження σ_y приходять до свого початкового стану γH вже на відстані 4,5 – 6,0 м, то в покрівлі і підосві рівень $K_y = 1,0 - 1,5$ спостерігається на відстані 18 – 25 м. Вищий рівень концентрації $K_y = 2,6-3,1$ поширюється в покрівлю на висоту до 13,0 м і в підосву на глибину до 7,6 м. Більш вагому небезпеку для стійкості боків виїмкової виробки з боку сусідньої (відпрацьовуваної пізніше) виїмкової дільниці становить концентрація $K_y = 4,1 - 4,6$, яка сягає висоти в покрівлі пласта 3,0 м і глибини 1,4 м у його підосві.

На контурі виробки (шириною 0,2 – 0,3 м) і по висоті її прямолинійної частини розвиваються напруження $\sigma_y = 50 - 70$ МПа, які напевно є руйнівними. Але, якщо приконтурний масив схильний до вельми вірогідного вологонасичення, то процеси його знеміцнення і руйнування поширюються на велику зону бокових порід із формуванням відповідного навантаження на кріплення. Також слід звернути увагу на зміну максимумів σ_y (поблизу контуру) по довжині виїмкової виробки: від 50 – 70 МПа на відстані більш як 11 – 12 м позаду площини вибою до 29 – 33 МПа в районі сполучень із лавою. Тут прослідковується стримувальний вплив вибою і підтвердження експериментально встановленим закономірностям наростання гірського тиску у виїмкових виробках після проходу лави.

Далі вивчено епюри σ_y при $t = 12$ годин, $t = 24$ години і проаналізовано ступінь їх зміни в часі t зупинки лави; вивчення цих закономірностей проведено для трьох основних позицій поля, розглянутих вище.

У зоні фронтального опорного тиску попереду лави діють такі тенденції:
– знижуються розміри самої зони в усіх напрямках, – наприклад, концентрація $K_y = 2,6 - 3,1$ розповсюджується у покрівлю на висоту до 9,5 м ($t = 0$ годин), а за 12 годин уже до 7,8 м, за $t = 24$ години висота цієї концентрації скорочується до 3,2 м;

– зникають локальні аномалії розтягуючих σ_y у безпосередній покрівлі і підошві в районі площини вибою – вже при $t = 12$ годин тут діють тільки стискні σ_y рівня $K_y = 0,4 - 1,0$, які продовжують збільшуватися під час зупинки лави на 24 години.

Таким чином, у зоні фронтального опорного тиску спостерігається яскраво виражене реологічне явище – релаксація напружень під час простою лави.

У зоні розвантаження в районі кінцевої ділянки лави і розташування виїмкової виробки відбуваються такі процеси протягом періоду t :

– зона розповсюдження розтягуючих σ_y у покрівлі поступово збільшується по висоті з достатньою постійністю в площині нашарування (координати X і Z);

– у підошві виробленого простору глибина поширення розтягуючих σ_y не залежить від t , а за координатами X і Z спостерігається невелике скорочення цієї зони;

– також скорочується (зі збільшенням тривалості зупинки лави) зона розповсюдження і величина підвищених розтягуючих σ_y .

Отже і на ділянці позаду лави спостерігається вплив тривалості t її зупинки, але він не настільки однозначний, як у зоні фронтального опорного тиску.

Закономірності зміни концентрацій σ_y у зоні бічного опорного тиску характеризуються так:

– знижуються величина концентрацій стискних σ_y і розміри зон їх розповсюдження зі збільшенням часу зупинки лави t ; наприклад, концентрація $K_y = 3,6 - 4,1$ зменшується по висоті у 6,5 рази при зупинці лави на 24 години;

– знижуються розміри зон дії максимумів $K_y = 50 - 70$ МПа поблизу контуру виїмкової виробки, і більш протяжна її ділянка за лавою зазнає значно менших концентрацій рівня $\sigma_y = 33 - 37$ МПа.

Таким чином, у всіх аномальних зонах навколо виїмкової виробки і кінцевої ділянки лави досить активно проявляється релаксація вертикальних напружень σ_y у період зупинки лави, а ступінь позитиву або негативу в проявах гірського тиску завдяки зупинці очисного вибою буде оцінено в процесі аналізу всіх компонент НДС. Також слід зазначити щонайменше якісну відповідність результатів розрахунку поля σ_y шахтним експериментам і наявним уявленням про розвиток геомеханічних процесів у досліджуваному об'єкті.

15.2.3 Аналіз горизонтальних напружень у напрямку підняття пласта

Наступною компонентою, підданою аналізу, є горизонтальні напруження σ_x (рис. 15.2), які досить інформативно відображають процес вигину породних шарів і вугільних пластів уздовж виїмкової ділянки (виробки). Тут також виділено три аномальні зони в моделі: зона опорного тиску попереду лави; зона розвантаження позаду лави (зокрема, в покрівлі та підшві виїмкової виробки); зона опорного тиску в боці виробки з боку суміжної виїмкової ділянки. Послідовність проведення аналізу залишається незмінною, і для відображення закономірностей зміни σ_x в часі t зупинки лави використано три часових зрізи: $t = 0$ годин, $t = 12$ годин, $t = 24$ години.

У *першій аномальній зоні* – ділянка попереду очисного вибою – у цілковитій відповідності з сучасними уявленнями про процеси зсуву вуглевмісної товщі спостерігається вигин шарів у бік вугільного пласта. Про це свідчать концентрації стискних горизонтальних напружень $K_x = \sigma_x / \lambda \gamma H = 2,3 - 4,0$ у нижній частині кожного породного шару і розвантаження у верхній частині шарів аж до появи розтягуючих $\sigma_x = 8 - 10$ МПа в потужніших шарах. Така величина розтягуючих σ_x і навіть у кілька разів менша зумовлює появу тріщин розриву і початок формування зони шарнірно-блокового зсуву в основній покрівлі. Лінія, що характеризує координати максимальних згинальних напружень σ_x , нахилена під кутом $70 - 80^\circ$ до площин нашарування і цілком узгоджується з наявними уявленнями.

У підшві пласта породні шари згинаються менш інтенсивно, проте і тут присутні концентрації σ_x порядку $K_x = 1,6 - 2,3$.

Друга аномальна зона – зона розвантаження над виробленим простором, у покрівлі та підшві виїмкової виробки. Тут позаду секцій механізованого кріплення відбувається (за координатою X) зміна знаку кривизни вигину породних шарів зі зростанням інтенсивності їх прогину: стискні σ_x розташовуються вже у верхній частині шарів, а розтягуючі σ_x – у нижній частині, і величина їх зростає до $15 - 35$ МПа, що однозначно призводить до появи і розкриття тріщин техногенного характеру. У підсумку літотиби, що розташовані вище й опускаються на обвалені породи, піддаються інтенсивному тріщиноутворенню з розподілом шарів на блоки змінної довжини по висоті надугольної товщі. У породах підшви виробленого простору поле σ_x досить однорідне і знаходиться в розвантаженому стані – $K_x = 0 - 0,8$.

Слід звернути увагу, що координати зміни знаку кривизни породних шарів покрівлі над виробленим простором розміщені на лінії, нахиленій до площини нашарування під кутом $70 - 80^\circ$, і це значення дещо вище, ніж зазначено в більшості досліджень для Центрального Донбасу.

На наш погляд, цей факт зумовлений зниженими міцнісними і деформаційними характеристиками порід Західного Донбасу, які за тонко- і середньошаруватої текстури не здатні до утворення протяжних завислих породних консолей над виробленим простором, а їх обвалення відбувається набагато ближче до огороження секцій механізованого кріплення.

Що стосується виїмкової виробки, то в її безпосередній покрівлі та ближніх шарах основної суттєвих аномалій σ_x не спостерігається, і пояснення цьому явищу знаходиться в площині аналізу розподілу горизонтальних напружень σ_z , який буде викладено нижче. Зараз же зазначимо, що в площині YZ відбувається активний вигин шарів над виробленим простором, а покрівля над виробкою якраз знаходиться в області зміни знаку кривизни вигину і характеризується достатньою однорідністю поля σ_x . У підшві виробки поле σ_x також відносно однорідне, але з великим діапазоном коливань K_x від -1,6 до +3,0.

Третя аномальна зона – зона бічного опорного тиску з боку сусідньої виїмкової ділянки. У покрівлі пласта розвиваються значні збурення поля σ_x , зумовлені нежорстким защемленням породних консолей, завислих над виїмковою виробкою і далі над виробленим простором за координатою Z . У нежорсткому защемленні вигин спрямований у бік кромки вугільного пласта; тому концентрація стискних рівня $K_x = 4,0 - 7,0$ розташовується в нижній частині кожного шару, а розтягуючі $\sigma_x = 15 - 35$ МПа у верхніх частинах деяких найбільш жорстких шарів. Значні розтягуючі σ_x провокують утворення і розкриття тріщин у покрівлі з боку суміжної виїмкової ділянки. У підшві пласта (в межах розглянутої зони) поле σ_x аналогічне полю під виїмковою виробкою, тобто без значних знакозмінних збурень.

Далі розглянемо тенденції впливу тривалості t зупинки лави на зміну епюри розподілу σ_x .

У зоні опорного тиску попереду лави спостерігається невелика релаксація напружень σ_x за винятком більш міцного і жорсткого пісковика. Це пояснюється безперервним у часі опусканням верхніх порід основної покрівлі і пісковик, як більш жорсткий елемент текстури, сприймає на себе ці переміщення. Загалом можна говорити про достатню стабільність поля σ_x в часі t щодо надугольної товщі. У породах підшви відбувається значуще зростання σ_x без явно виражених аномалій до рівня $K_x = 2,3 - 5,1$, і це, знов-таки, зумовлено постійним зсувом надвугільної товщі в часі.

У зоні розвантаження в районі виробленого простору, що прилягає до виробки, її покрівлі та підшві, тривалість t часу зупинки лави впливає таким чином:

– у більш жорстких літологічних різновидах покрівлі (над виробленим простором) відбувається збільшення розтягуючих σ_x до завідомо руйнівних

значень 15 – 40 МПа, що провокує розвиток у часі процесу обвалення породних шарів і зменшення стійкої довжини їхніх консолей;

– у менш жорстких літотипах відбувається зниження розтягуючих σ_x і їх поступовий перехід у стискні σ_x із загальною тенденцією зростання; отже, у цій частині слід говорити не про явище релаксації напружень σ_x , а про розвиток процесу опускання надвугільної товщі в часі зупинки лави, що підтверджується експериментальними дослідженнями формування навантаження на механізоване кріплення;

– породи підшоши під виробленим простором можна розділити на дві зони (позаду лави та під механізованим кріпленням) за інтенсивністю зростання σ_x в часі t : позаду лави відбувається невелике зростання $\sigma_x(t)$ в окремих літотипах, а загалом ситуація є доволі стабільною в часі; під механізованим кріпленням інтенсивність зростання σ_x є більш суттєвою та за умови $t = 24$ години σ_x збільшується у 1,4 – 2,7 раза;

– у породах покрівлі та підшоши виїмкової виробки має місце невелике зростання σ_x в середньому на 20 – 30% при $t = 24$ години порівняно з моментом зупинки лави.

Наведені дані загалом свідчать про переважний розвиток такого реологічного явища, як повзучість деформацій, що найяскравіше виражене в процесах опускання порід надвугільної товщі у вироблений простір.

У зоні бічного опорного тиску спостерігається деяке скорочення аномалій σ_x обох знаків.

У підсумку за результатами аналізу зміни поля σ_x в часі t зупинки лави підтверджується тільки один висновок – має місце щонайменше якісна відповідність обчислювальних і шахтних експериментів, а також сучасним уявленням про геомеханіку зсуву вуглевмісного масиву.

Інший висновок, на відміну від поля σ_y , вказує на неоднозначність закономірностей $\sigma_x(t)$ на різних ділянках моделі: в одних ділянках розтягуючі σ_x збільшуються, в інших – знижуються і переходять у знижуючі стискні, а останні мають тенденцію зростання. Тому говорити про таке реологічне явище, як релаксація напружень, не доводиться, і на це є основна причина – безперервні в часі вигинні деформації породних шарів, які найтісніше пов'язані з компонентою σ_x . На нашу думку, саме повзучість деформацій провокує неоднозначність закономірностей $\sigma_x(t)$.

15.2.4 Аналіз горизонтальних напружень у напрямку простягання пласта

Не менш важливим є аналіз тенденцій зміни горизонтальних напружень σ_z (що діють уздовж очисного вибою) протягом часу t зупинки лави (рис. 15.3).

Нагадаємо, що епюри σ_z значною мірою характеризують процес вигину шарів уздовж лави і тому необхідні для аналізу зсуву масиву в поперечному перерізі виїмкової виробки та поблизу неї на кінцевій ділянці лави, з одного боку, і, з іншого боку, – у зоні бічного опорного тиску в недоторканому масиві суміжної виїмкової ділянки.

Насамперед, слід зробити загальний висновок про якісну відповідність епюр σ_z і σ_x , якщо одну з них розгорнути в горизонтальній площині на 90° . Це цілком зрозуміло під час розгляду деформування в надвугільній товщі не породних балок, а породних плит із нежорстким затисканням попереду лави і в боках виїмкової виробки.

У зоні опорного тиску попереду лави в момент її зупинки спостерігається доволі інтенсивний вигин породних шарів покрівлі вздовж осі Z , на що вказують знакозмінні напруження σ_z у верхніх і нижніх частинах кожного шару. У підшві пласта вигин породних шарів менш інтенсивний – розтягуючі σ_z здебільшого відсутні, а концентрація стискних σ_z знаходиться в інтервалі $K_z = 1,2 - 3,0$.

У зоні виробленого простору в надвугільній товщі шари опускаються на обвалені породи з виникненням досить інтенсивних знакозмінних напружень σ_z у межах потужності кожного шару: розтягуючі напруження сягають 50 МПа, а концентрація стискних знаходиться на рівні $K_z = 3,0 - 5,1$. Зазначений рівень розтягуючих σ_z однозначно зумовлює появу і розкриття тріщин, що сприяє поділу породного шару на блоки; причому ці блоки слід уявляти не як «традиційні» породні балки, а як плити, які контактують одна з одною за допомогою сил бічного розпору в площині ZX . Породи підшви у виробленому просторі характеризуються стабільністю поля σ_z на рівні $K_z = 0,8 - 1,2$. У покрівлі та підшві виїмкової виробки вагомим аномалій σ_z не спостерігається, але в покрівлі з'являються розтягуючі напруження $\sigma_z = 3 - 12$ МПа, які її знеміцнюють і формують підвищене навантаження на кріпильну та охоронні конструкції виробки. Примітним є факт зростання розтягуючих σ_z поблизу контуру виробки до 20 МПа в міру відходу від очисного вибою, що корелює зі зростанням навантаження в покрівлі при збільшенні відстані до очисного вибою: ця тенденція широко відома з шахтних спостережень.

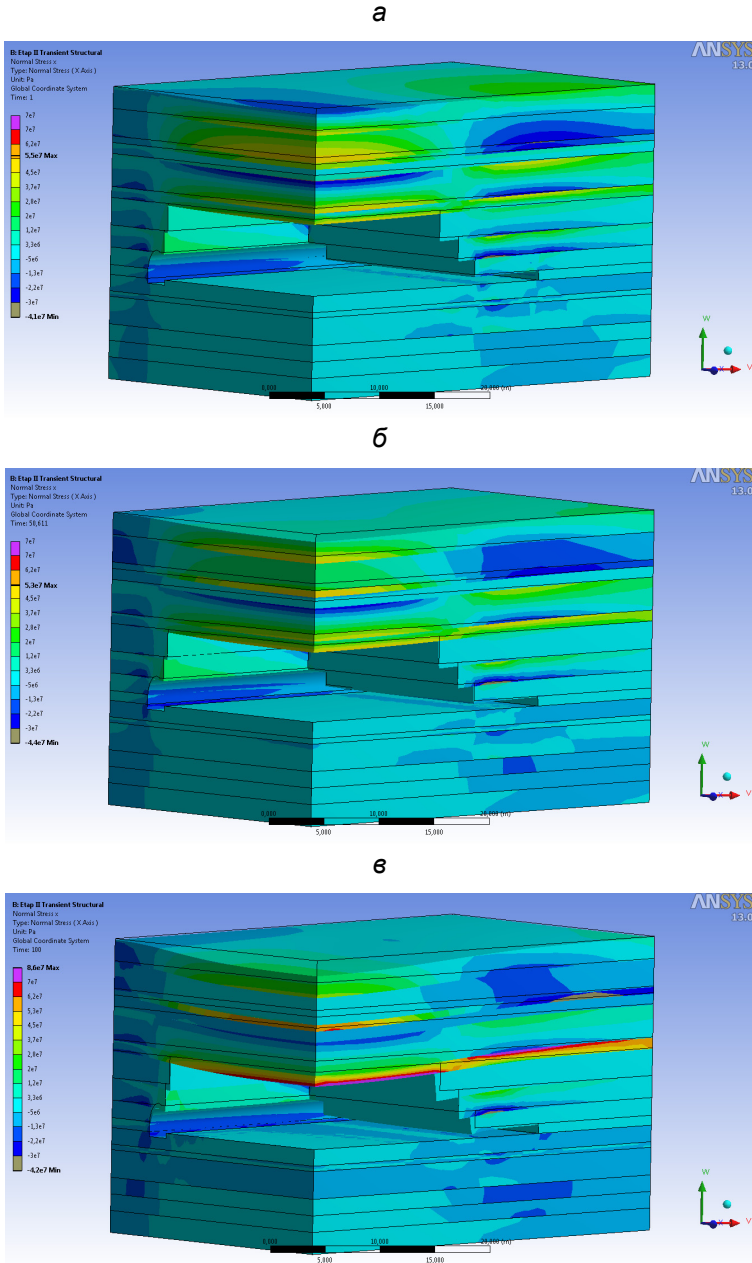


Рис. 15.3. Епюра горизонтальних напружень σ_z (уздовж лави) макромоделі при зупинці очисного вибою: а – $t = 0$ годин, б – $t = 12$ годин; в – $t = 24$ години

У зоні бічного опорного тиску відбувається вигин шарів у бік пласта, але розтягуючі σ_z невеликі у верхній частині кожного шару, а концентрація стискних σ_z у нижній частині шару становить $K_z = 1,2 - 5,1$.

Вплив тривалості t зупинки лави на зміну компоненти має такі тенденції:

- у зоні опорного тиску попереду лави в більш міцних і жорстких шарах пісковика та вугільних пластах, розташованих в основній покрівлі, розтягуючі σ_z збільшуються до значень 45 – 70 МПа, що сприяє їх інтенсивному тріщиноутворенню та поділу на блоки ще до підходу лави;

- у слабких шарах основної покрівлі, які легко деформуються, відбувається деяке зниження як розтягуючих, так і стискних σ_z , тобто певною мірою спостерігається релаксація напружень;

- у породах підшви поле σ_z відносно однорідне, але є тенденція збільшення стискних σ_z , що зумовлено розвитком зсувів порід покрівлі в часі зупинки лави;

- у породах покрівлі над виробленим простором спостерігаються закономірності, аналогічні зоні опорного тиску: у більш міцних і жорстких шарах розтягуючі σ_z посилюються аж до 7 – 85 МПа; у слабких шарах, які легко деформуються, розтягуючі та стискні σ_z дещо зменшуються за абсолютною величиною;

- у підшві виробленого простору встановлюються відносно однорідне поле σ_z з невеликим збільшенням за абсолютною величиною в зоні стиску і зниженням у зоні розтягу;

- у покрівлі та підшві виїмкової виробки суттєвих змін функції $\sigma_z(t)$ не спостерігається.

У підсумку аналізу компоненти σ_z доходимо висновків, аналогічних для компоненти σ_x , що зумовлено природою утворення і деформування породних плит в основній покрівлі вугільного пласта

15.2.5 Аналіз розподілу інтенсивності напружень у масиві

Останньою аналізованою компонентою напружень є їх інтенсивність σ (див. рис. 15.4), яку за теорією міцності Мізеса розраховують як певну комбінацію всіх компонент; величину σ зіставляють із межею міцності породи на стиск і вона слугує критерієм оцінювання цілісності породи в зоні дії стискних навантажень.

У зоні опорного тиску розподіл інтенсивності напружень σ характеризується досить суттєвою нерівномірністю:

- максимуми розташовуються у верхніх частинах більш жорстких породних шарів і сягають руйнівних значень $\sigma = 45 - 80$ МПа, що поширюються в глиб масиву до 6 – 8 м;

– у менш жорстких шарах $\sigma = 27 - 38$ МПа також може спричинити знеміцнення більш слабких аргілітів, особливо, якщо вони перебувають у вологонасиченому стані;

– породи підосви в зоні опорного тиску менш навантажені – $\sigma = 8 - 23$ МПа; тут немає значних збурень епюри σ , але знов-таки в умовах обводнення літотипів можливе їх розмокання і вдавлювання основ секцій механізованого кріплення в породи безпосередньої підосви;

– у площині очисного вибою на глибину до 0,3 – 0,4 м розташовується висока концентрація $\sigma = 50 - 80$ МПа, яка провокує таке явище, як віджимання вугілля.

У зоні виробленого простору, покрівлі та підосви виїмкової виробки спостерігаються такі особливості поля інтенсивності напружень:

– має місце зміна знаку кривизни вигину шарів покрівлі одразу ж за огорожею секцій механізованого кріплення, що розповсюджується за координатою Y під кутом $70 - 80^\circ$; це ще раз підтверджує закономірність утворення в покрівлі породних консолей обмеженої довжини і послаблює таке геомеханічне явище як посадка основної покрівлі зі зменшенням екстремальних навантажень на механізоване кріплення;

– за очисним вибоєм у більш жорстких шарах основної покрівлі відбувається їх знеміцнення ($\sigma = 45 - 80$ МПа) та обвалення у вироблений простір нижніх шарів, а у верхніх шарах – утворення шарнірно-блокової розпірної системи;

– у менш жорстких (які легко деформуються) шарах за їх достатньої потужності (більш ніж 5 – 7 м) діють знижені напруження σ і в них можливе утворення більш протяжних породних консолей зі збільшенням навантаження на секції механізованого кріплення;

– породи підосви суттєво навантажені ($\sigma = 15 - 27$ МПа) тільки в районі очисного вибою, а у виробленому просторі поле σ більш-менш однорідне і характеризується розвантаженням станом;

– у покрівлі та підосві виїмкової виробки розташовується зона розвантаження $\sigma = 4 - 9$ МПа і не прогнозується їхнє руйнування від дії знижувальних навантажень.

У зоні бічного опорного тиску спостерігаються тільки локальні концентрації руйнівних $\sigma = 35 - 80$ МПа протяжністю до 1,3 – 1,6 м, а їх розташування вказує на вигин шарів у порожнину виїмкової виробки. Проте поблизу бортів виробки діють високі напруження $\sigma = 50 - 80$ МПа, які збільшуються з відстанню від лави. Така концентрація σ неодмінно спричиняє руйнування приконтурних бокових порід, що слід враховувати в заходах із забезпечення протидії бічному гірському тиску.

Оцінка впливу тривалості t зупинки лави на зміну поля інтенсивності напружень σ дала такі результати.

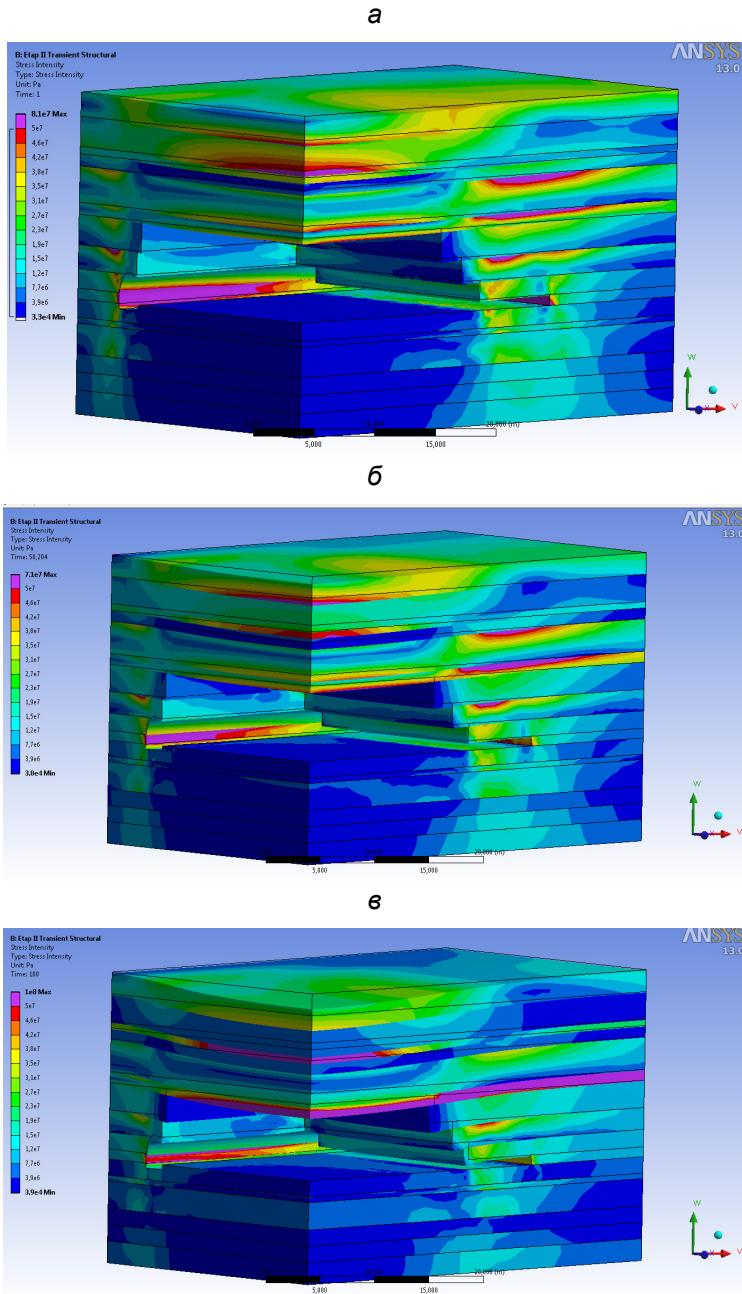


Рис. 15.4. Епюра інтенсивності напружень σ у макромоделі при зупинці очисного вибою: а – $t = 0$ годин, б – $t = 12$ годин; в – $t = 24$ години

У зоні опорного тиску попереду лави спостерігається яскраво виражена релаксація напружень σ за винятком більш міцного пісковика в основній покрівлі. Цей факт пояснюється поширеним явищем у процесах зсуву надвугільної товщі, коли більш жорсткий літотип сприймає на себе підвищене навантаження від верхніх породних шарів, які легко деформуються, а шари, які лежать нижче, завдяки своїй піддатливості «уникають» навантаження та ще більше провокують зростання σ в пісковнику.

Той самий процес релаксації σ відбувається в шарах основної покрівлі, що опускаються у вироблений простір, за винятком, знов-таки, більш жорсткого пісковика і верхнього вугільного пласта. Поле σ в підшві виробленого простору практично не змінюється. Те саме можна сказати і про породи покрівлі та підшви виїмкової виробки.

У зоні бічного опорного тиску завдяки релаксації σ практично зникають навіть локальні зони їх суттєвої концентрації. Також звертає увагу помітне зниження концентрацій σ у приконтурних бокових породах.

Головною закономірністю в цілому зміни інтенсивності напружень протягом часу t зупинки лави є їх досить активна релаксація.

15.2.6 Зміна епюру повних переміщень масиву в часі

Підсумковою частиною аналізу НДС макромоделі є вивчення і зіставлення параметрів повних переміщень U для трьох значень $t = 0$ годин, $t = 12$ годин і $t = 24$ години (рис. 15.5).

У момент зупинки лави епюра повних переміщень характеризується такими особливостями. У зоні опорного тиску попереду лави поле U вельми однорідне, а величина переміщень вуглевмісної товщі становить усього 70 – 150 мм. Ті самі значення U характерні і для підняття підшви у виробленому просторі. Найбільші переміщення зафіксовано в покрівлі над виробленим простором: тут за площинами YX і YZ відбувається поступове зростання U (починаючи від площини очисного вибою по координаті X і від виїмкової виробки по координаті Z) від значень 100 – 150 мм до 460 – 660 мм на відстані 28 м від лави і 19 м від виїмкової виробки. Ці координати, з урахуванням виїмкової потужності пласта і розпушення обвалених порід безпосередньої покрівлі, характеризують змикання порід основної покрівлі, що опускаються, та зони безладного обвалення. Тут слід звернути увагу на не тільки якісну, а й кількісну відповідність величини опускання порід надвугільної товщі у виробленому просторі з наявними теоріями гірського тиску.

У покрівлі виїмкової виробки переміщення U по периметру склепіння збільшується від 80 – 120 мм у п'яті і до 150 – 220 мм – у замку склепіння. У підшві та боках повні переміщення невеликі – до 70 – 80 мм.

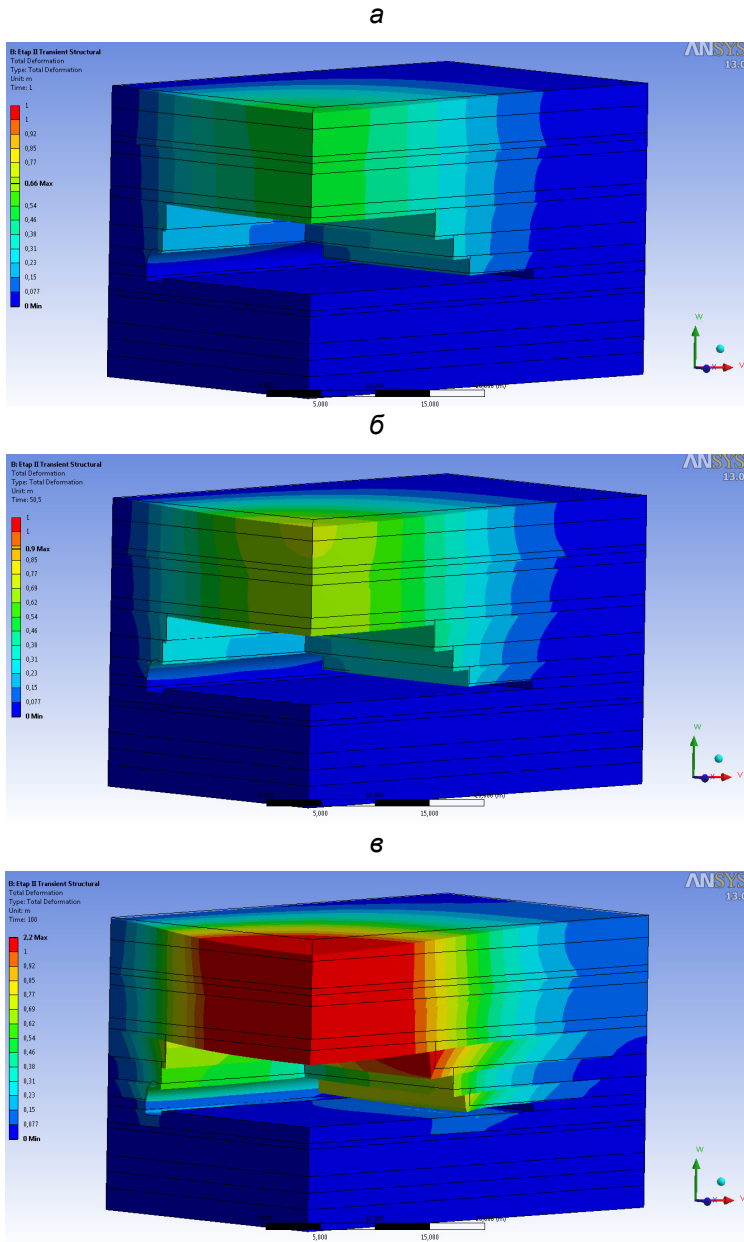


Рис. 15.5. Епюра повних переміщень U у макромоделі при зупинці очисного вибою: а – $t = 0$ годин, б – $t = 12$ годин; в – $t = 24$ години

Зупинка лави до 24 годин досить суттєво впливає на розвиток повних переміщень у більшості зон досліджуваного об'єкта. У зоні опорного тиску попереду очисного вибою опускання породних шарів покрівлі збільшується помірно – до 150 – 230 мм, тому що цьому процесу перешкоджає нижній масив, де переміщення порід підшоши зростає до 150 мм. Така ж величина підняття підшоши спостерігається і у виробленому просторі. Набагато інтенсивніше зростає опускання породних шарів у районі кінцевої ділянки лави: переміщення U зростають від 230 – 310 мм у перерізі YZ площини вибою до 540 – 690 мм у перерізі розташування огорожень секцій механізованого кріплення; у міру віддалення від площини вибою (за координатою X) і від виїмкової виробки (за координатою Z) опускання покрівлі збільшуються до 1 м і більше.

Таким чином, у період зупинки лави вельми активно протікає реологічне явище, зване повзучістю деформацій. Воно негативно позначається на стані секцій механізованого кріплення – адже вже в районі площини очисного вибою опускання безпосередньої покрівлі збільшуються до 230 – 310 мм (за простою лави $t = 24$ години) і виникає небезпека посадки механізованого комплексу на «жорстку базу». Тому в разі аварійного зупинення лави понад 12 годин необхідно передбачати заходи щодо збереження робочого простору лави в експлуатаційному стані.

Повзучість деформації масиву спостерігається і в районі виїмкової виробки, особливо в її покрівлі. Тут при $t = 24$ години переміщення збільшуються до 620 – 800 мм, що вже становить небезпеку для стійкості виробки і виникають проблеми з її експлуатацією. У боках виробки зростання переміщень менш інтенсивне, проте їхня величина сягає 540 – 620 мм.

Із проведеного аналізу епюр повних переміщень маємо однозначний висновок про неабияку небезпеку для стійкості виїмкової виробки та лави розвитку процесу повзучості деформацій вуглевмісної товщі під час зупинки очисного вибою тривалістю понад 12 годин.

Загалом, за підсумками досліджень НДС макромоделі можна зробити низку висновків щодо геомеханічних процесів зсуву вуглевмісного масиву в районі виїмкової виробки та кінцевої ділянки лави, а також закономірностей впливу тривалості її зупинки на зміну компонент напружень і переміщень:

– вертикальні напруження σ_y в аномальних зонах мають тісний зв'язок із тривалістю t зупинки лави, виражену в релаксації концентрацій стискних σ_y і зменшенні за абсолютною величиною розтягуючих σ_y , що в сукупності знижує рівень напруженості масиву за фактором дії компоненти σ_y ;

– горизонтальні напруження σ_x і σ_z виявляють неоднозначні тенденції зв'язку з параметром t : у деяких зонах макромоделі спостерігається слабо виражена релаксація напружень; в інших зонах відбувається зростання функцій $\sigma_x(t)$ і $\sigma_z(t)$; у третіх зонах компоненти σ_x і σ_z не мають суттєвого

зв'язку з тривалістю t простою лави;

– інтенсивність напружень досить суттєво змінюється в часі t , але з протилежними тенденціями для різних типів порід: для більш міцних і жорстких пісковиків спостерігається зростання σ в часі t ; для більш слабких аргілітів та алевролітів, і тих, що легко деформуються, активно розвивається релаксація напружень;

– має місце інтенсивне знеміцнення порід покрівлі попереду лави на відстань до 6–8 м, що обмежує проліт породних консолей позаду механізованого кріплення і частково знижує негативний ефект посадки основної покрівлі;

– найяскравіше проявляється реологічний процес повзучості деформацій; він негативно впливає на стан кінцевих секцій механізованого кріплення – адже вже в районі вибою опускання безпосередньої покрівлі сягає 230–310 мм (за умови зупинки лави на 24 години), у районі огорожі секцій $U = 540–690$ мм, а на віддаленні від них у вироблений простір опускання покрівлі зростають до 1 м і більше; ці процеси становлять небезпеку щодо посадки секцій на «жорстку базу»;

– також активно проявляється повзучість деформації навколо виїмкової виробки (опускання покрівлі до 620–800 мм, зміщення боків до 540–620 мм), що пов'язано з тривалою зупинкою лави ($t = 24$ години) і потребує розроблення заходів для підвищення стійкості виробки.

15.3 Часова зміна НДС у вуглевмісній товщі на ділянці підтримання виїмкової виробки поза зоною впливу очисних робіт

15.3.1 Методичні особливості моделювання

Відповідно до описаної раніше методики проведення реологічних досліджень стану виїмкової виробки, що повторно використовується, розроблено «досліджувану» геомеханічну модель для першої ділянки виробки, що знаходиться поза зоною впливу очисних робіт. Тут передбачено детальне відображення особливостей кріпильної системи, що містить рамне кріплення серії КШПУ-11,7 і опорно-анкерне кріплення з п'яти сталеполімерних анкерів, установлених у покрівлі виробки посередині між рамами.

Головне завдання цього етапу досліджень – простежити, як змінюється НДС прилегло до виробки масиву (поза зоною впливу очисних робіт), у процесі її підтримання. Тому реологічну модель розроблено і розраховано під зазначений період часу t , при обґрунтуванні якого слід враховувати вимоги графіка повзучості гірських порід (див. розділ 10), тобто різну швидкість повзучості на різних відрізках часу. За даними [81] літологічні різниці вуглевмісної товщі Західного Донбасу характеризуються здебільшого

«згасаючим» графіком повзучості деформацій, коли їх переважна частина реалізується в перші кілька місяців випробувань. Це дає змогу з деяким запасом (на можливу варіацію реологічних властивостей) вважати достатнім для реологічних досліджень період розрахунку НДС $t = 1$ рік, що й було реалізовано в розглянутій геомеханічній моделі. Для того, щоб проілюструвати зміни параметрів НДС моделі в часі, задано три фіксовані значення t експлуатації виробки та наведено відповідні епюри компонент: перше значення $t = 5 - 8$ діб, коли повзучість деформації знаходиться в початковій стадії розвитку; друге значення $t = 170 - 180$ діб. Тут аналізується саме компоненти напружень (σ_x , σ_z і σ) у ракурсі головного завдання оцінки стану прилеглого масиву та стійкості виїмкової виробки в часі її підтримання.

15.3.2 Аналіз вертикальних напружень у масиві

На початку терміну підтримання виїмкової виробки ($t = 5 - 8$ діб) деформації повзучості прилеглого гірського масиву тільки починають проявлятися, тому епюра σ_y вельми схожа на таку під час розрахунку НДС у межах теорії пружності (рис. 15.6):

– у підшві та покрівлі утворюються зони розвантаження у формі склепіння, усередині яких окремо слід відокремити зону розтягуючих $\sigma_y \leq 1,7$ МПа; тут породи з часом можуть втратити стійкість і в покрівлі формують подібність до склепіння природної рівноваги висотою до 1,6 м, а в підшві виробки знеміцнені породи глибиною до 2,6 м провокують розвиток здимання;

– у боках виробки формується зона опорного тиску з невеликою концентрацією $K_y = 1,3 - 1,7$, що поширюється за простяганням пласта до 1,0 м.

З плином часу t підтримання виробки і розвитком реологічних процесів епюра σ_y перетворюється таким чином:

– розтягуючі σ_y в покрівлі зменшуються за абсолютною величиною, а саме склепіння граничної рівноваги скорочується за висотою до 0,2 м при $t = 360 - 370$ діб;

– аналогічні процеси протікають і в підшві виробки, де глибина розповсюдження розтягуючих (при $t = 360 - 370$ діб) скорочується до 1,2 м;

– у боках виробки одночасно збільшується концентрація стискних σ_y до рівня $K_y = 1,5 - 6,5$ і зона їх поширення: за координатою Z (простягання пласта) – до 20 м, за координатою Y – до 26 м.

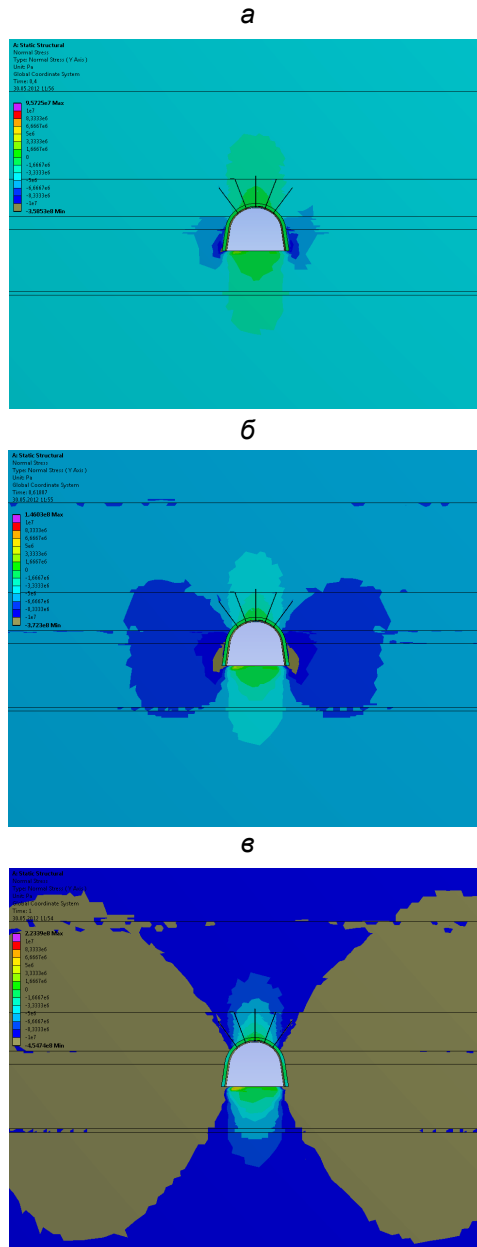


Рис. 15.6. Епюра вертикальних напружень σ_y у «досліджуваній» моделі підтримання виймової виробки на ділянці поза зоною впливу очисних робіт:
 а – $t = 5-8$ діб; б – $t = 170-180$ діб; в – $t = 360-370$ діб

Скорочення розшарування (від розтягуючих σ_y) у покрівлі та підшві в часі t є позитивною стороною реологічних явищ, але утворення обширної зони концентрацій стискних σ_y у боках виробки (причому частина зони піддана дії руйнівних σ_y) формує значний косо направлений та бічний гірський тиск, до сприйняття якого будь-який тип незамкнутих рамних кріплень (у тому числі й серії КШПУ) не пристосований конструктивно.

15.3.3 Аналіз горизонтальних напружень у масиві

Розвиток у часі t поля горизонтальних напружень σ_z проілюстровано трьома епюрами тих самих часових зрізів (рис. 15.7).

На початку терміну підтримання виїмкової виробки вміщуючі породи ще не зазнають суттєвих деформацій повзучості. Спостерігається практично однорідне поле горизонтальних напружень σ_z за винятком обмежених приконтурних зон переважно в боках і підшві виробки:

– у боках утворюється зона невеликих розтягуючих $\sigma_z = 1,0 - 2,3$ МПа, зумовлених вигином безпосередньої підшви від навантаження з боку більш міцного вугільного пласта, а також суттєвою висотою підривання (1,5 – 1,8 м) порід підшви; розміри цієї зони становлять до 1,5 м за координатою Z і до 1,1 м за координатою Y ;

– під опорами стояків рамного кріплення утворюються вельми обмежені зони з невеликою концентрацією стискних σ_z рівня $K_y = 1,1 - 1,4$; ці напруження далекі від руйнівних і не становлять небезпеки для розглянутих породних об'ємів;

– у підшві виробки діють розтягуючі $\sigma_z = 1,0 - 3,0$ МПа з глибиною проникнення до 0,6 м.

У процесі підтримання виїмкової виробки поле горизонтальних напружень σ_z змінюється таким чином:

– у безпосередній і першому шарі основної покрівлі утворюється невелика концентрація стискних σ_z рівня $K_z = 1,1 - 1,4$, а розтягуючі σ_z взагалі відсутні;

– у підшві виробки спостерігається та сама картина, за винятком приконтурних порід, де на глибину до 1,2 м утворюється зона розвантаження з появою розтягуючих σ_z до 3,5 МПа (на глибину до 0,5 м), які можуть спричиняти помірне здимання;

– у боках виробки в безпосередній підшві та вугільному пласті утворюються невисокі концентрації стискних σ_z рівня $K_z = 1,3 - 1,6$ обмеженого розповсюдження і тільки під стояками рами з'являються локальні зони підвищених σ_z рівня $K_z = 2,0 - 6,0$, де можливий процес знеміцнення породи;

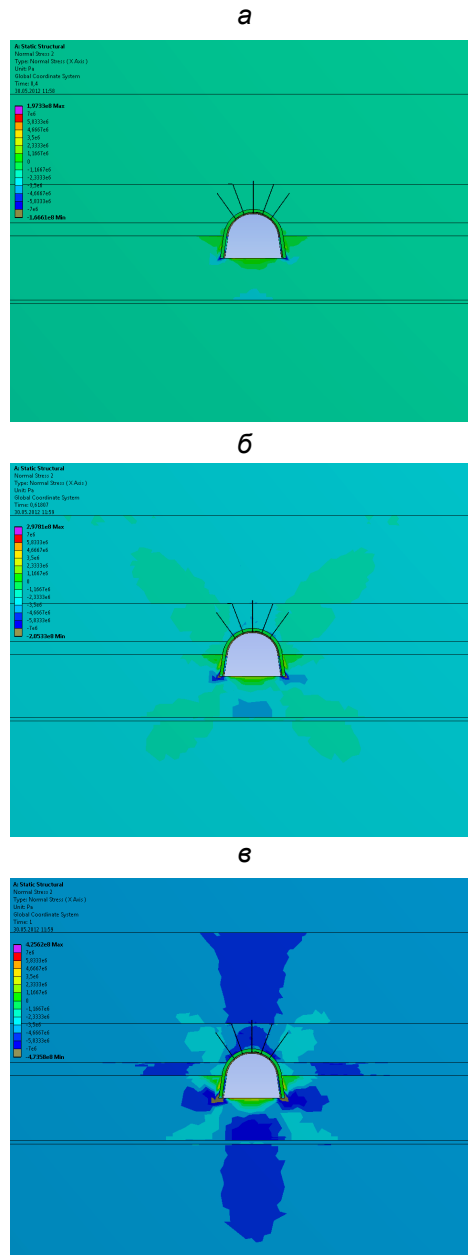


Рис. 15.7. Епюра горизонтальних напружень σ_z у «досліджуваній» моделі підтримання виїмкової виробки на ділянці поза зоною впливу очисних робіт:
 а – $t = 5-8$ діб; б – $t = 170-180$ діб; в – $t = 360-370$ діб

– у приконтурній частині боків виробки утворюється зона розвантаження від вигину породних шарів і вугільного пласта з появою розтягуючих σ_z до 4,5 МПа у верхній частині безпосередньої підшоши, але ця зона вельми обмежена; з іншого боку, поєднання розтягуючих σ_z із концентрацією стискних σ_y є небезпечним із погляду будь-якої теорії міцності гірської породи.

В цілому спостерігається розвиток, хоча і з низькою інтенсивністю, невеликих аномалій поля σ_z з плином часу t підтримання виробки.

15.3.4 Аналіз інтенсивності напружень у масиві

Підсумковою компонентою, що завершує цілісне уявлення про стан масиву в районі виїмкової виробки, є інтенсивність напружень σ для різних періодів t її підтримання (рис. 15.8).

У початковий період експлуатації виробки ($t = 5 - 8$ діб) спостерігається близький до пружного розподіл поля інтенсивності напружень σ :

– у покрівлі та підшві виробки формується зона розвантаження, де діє $\sigma = 0,2 - 2,6$ МПа;

– у боках виробки розташовуються зони концентрацій σ , що збільшуються в міру наближення до її контуру; однак, навіть поблизу контуру (на відстані до 0,3 м) величина не перевищує 7,5 – 9,0 МПа і не здатна викликати знеміцнення породи від стискних навантажень.

Інакша ситуація в процесі збільшення терміну t підтримання виробки:

– зони розвантаження у покрівлі та підшві виробки скорочуються; по рівень $\sigma = 1,0 - 3,5$ МПа не становить небезпеки для порушення цілісності породи;

– у боках виробки відбувається не тільки зростання концентрації σ , а й розмірів зон їх розповсюдження; однак, зони, де ці концентрації сягають руйнівних для породи значень $\sigma = 10 - 60$ МПа, відносно невеликі та розповсюджені в межах висоти виробки на відстань за простяганням до 1,8 м.

За підсумками вивчення НДС вуглевмісної товщі в районі виїмкової виробки на ділянці поза зоною впливу очисних робіт можна зробити низку висновків:

– у процесі підтримання виїмкової виробки спостерігаються дві протилежні тенденції зміни поля вертикальних напружень σ_y : знижуються розміри зон розтягуючих σ_y у покрівлі та підшві, але значущо зростають як розміри зони опорного тиску в боках, так і величина концентрацій стискних напружень σ_y , які призводять до знеміцнення деяких об'ємів порід, підвищеного косо направленою і бічного навантаження на рамне кріплення;

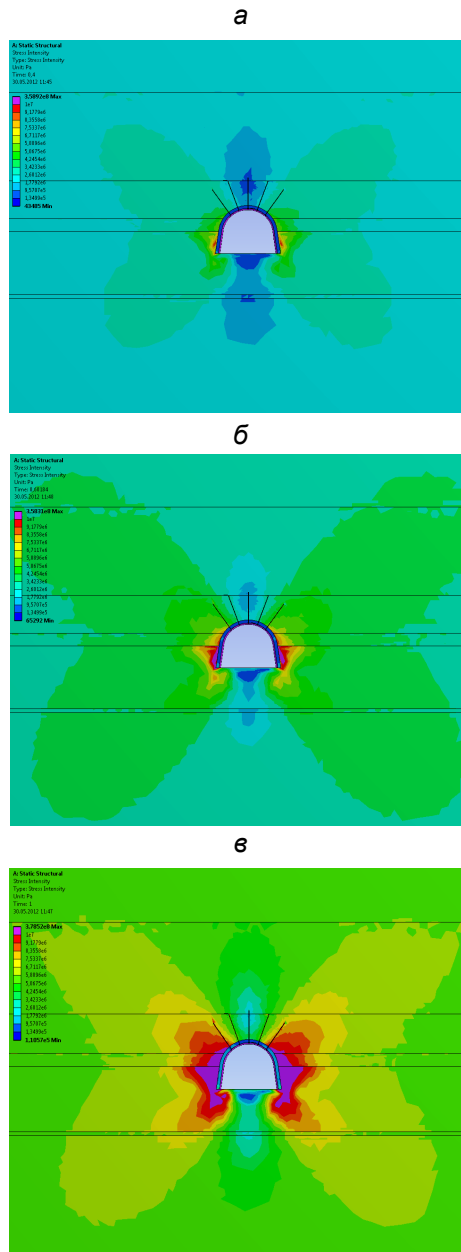


Рис. 15.8. Епюра інтенсивності напружень σ у «досліджуваній» моделі підтримання виймкової виробки на ділянці поза зоною впливу очисних робіт:
 а – $t = 5-8$ діб; б – $t = 170-180$ діб; в – $t = 360-370$ діб

– спостерігається невеликий розвиток аномалій поля σ_z в часі t підтримання виїмкової виробки, однак, поєднання в приконтурних породах її боків розтягуючих σ_z і концентрацій стискних σ_y становить небезпеку для цілісності гірської породи;

– має місце розвиток зон концентрацій інтенсивності напружень σ та їхньої величини в боках виробки зі збільшенням часу t її підтримання, що сприяє появі руйнівних для породи напружень, хоча й в обмеженій зоні приконтурних порід шириною до 1,8 м; проте ці зони здатні створити підвищене бічне навантаження на стояки рамного кріплення.

15.4 Часова зміна НДС у вуглевмісній товщі на ділянці фронтального опорного тиску попереду лави

15.4.1 Методичні особливості

Комплексність і всебічність оцінювання стану вуглевмісного масиву навколо виїмкової виробки, наміченої до повторного використання, передбачає вивчення геомеханічних процесів на кожній із найхарактерніших ділянок її підтримання, що викладено під час формулювання стратегічної концепції проведення досліджень. Керуючись цими методичними положеннями, основне завдання цього параграфу полягає у визначенні й аналізі НДС вміщуючого масиву на наступному етапі його підтримання, коли виробка потрапляє в зону фронтального опорного тиску попереду лави аж до ділянки сполучення з очисним вибоєм.

Виконання поставленого завдання вимагало зміни параметрів геомеханічної моделі порівняно з ділянкою підтримання виїмкової виробки поза зоною впливу очисних робіт (яку ми назвали ділянкою №1).

З одного боку, змінюється напружений стан прилеглого гірського масиву порівняно з таким на ділянці поза зоною впливу очисних робіт – з'являються аномалії гірського тиску навколо виїмкової виробки, зумовлені очисними роботами, як це встановлено під час аналізу НДС макромоделі. Урахування впливу очисних робіт на ділянці підходу лави (названа нами ділянкою №2) при обґрунтуванні та побудові досліджуваної моделі №2 виїмкової виробки здійснено виходячи з таких положень.

Перше – опорна зона попереду лави характеризується підвищеними вертикальними напруженнями σ_y у вуглевмісному масиві, концентрація яких посилюється в міру наближення до вугільного пласта. При цьому виникає питання – яку величину концентрації σ_y задавати як граничну умову під час побудови та розрахунку досліджуваної моделі №2.

Друге – зони опорного тиску з боків виїмкової виробки також характеризуються концентрацією σ_y , що збільшується в міру наближення до

виробки та вугільного пласта, але величина σ_y різна для лівого і правого бортів виробки та відрізняється від σ_y в зоні опорного тиску попереду лави. Тут присутнє те саме питання щодо концентрації σ_y , використовуваної в досліджуваній моделі №2 як гранична умова. Отже, необхідно узгодити зазначені аномальні зони для найадекватнішого та найдостовірнішого відображення впливу очисних робіт у досліджуваній моделі №2. Це узгодження проведено на основі аналізу поля в макромоделі та досліджуваних моделях №1 і №2 у процесі їх тестування за такими умовами:

– *по-перше*, зони з однаковою концентрацією K_y мають розповсюджуватися у покрівлю вугільного пласта на приблизно рівну висоту в зонах фронтального і бічного опорного тиску;

– *по-друге*, висота (за координатою Y) розповсюдження цієї концентрації має перевищувати сумарну потужність шарів основної покрівлі, що формують навантаження як на кінцеві секції механізованого кріплення, так і на кріпильну систему виїмкової виробки, що не вносить змін у їхній НДС.

Одночасне виконання зазначених двох умов досягається на висоті 18,5 – 18,9 м від вугільного пласта, де діє концентрація $K_y = 1,8 - 2,1$. За цими параметрами обґрунтовано граничні умови навантаження досліджуваної моделі №2: на верхній границі моделі, що проходить по контакту алевроліту і пісковика на висоті 18,95 м діють початкові вертикальні напруження $\sigma_y = 2\gamma H$ ($K_y = 2,0$); решта граничних умов залишаються незмінними.

Інший бік змін досліджуваної моделі №2 стосується введення додаткових кріпильних елементів:

– попереду очисного вибою на відстані не менш як 20 м установлюються дерев'яні стояки кріплення посилення під верхняк рами з деяким зміщенням у бік робочого борту виробки згідно з чинними паспортами лав, наприклад, на шахті ім. М.І. Сташкова в Західному Донбасі.

– також відповідно до зазначеної документації у безпосередній покрівлі вугільного пласта в районі замка піддатливості рами встановлюють додатковий анкер завдовжки 2,4 м під кутом 10 – 20° до горизонталі; цей анкер призначено для підтримання покрівлі безпосередньо над бермою штрека після проходу лави.

За обґрунтованими параметрами досліджуваної геомеханічної моделі №2 виїмкової виробки в зоні опорного тиску попереду лави було проведено розрахунок її НДС. Дослідження проведено для трьох основних компонент напружень: вертикальних σ_y , горизонтальних σ_z та інтенсивності напружень σ .

Взято до уваги суттєві зміни полів напружень під час наближення лави до розглянутого перерізу виїмкової виробки. З іншого боку, ділянка довжини виробки (за координатою X), де діє фронтальний опорний тиск від лави, що наближається, відносно невелика (кілька десятків метрів), а заходи щодо поси-

лення кріпильної системи також проводяться на невеликій ділянці аналогічної довжини. Цю відстань за стабільної роботи лави вона проходить за 5 – 7 діб, протягом яких реологічні процеси (пов'язані з опорним тиском) знаходяться тільки в початковій стадії розвитку. Але, з огляду на підвищену напруженість масиву через лаву, що наближається, реологічний фактор діє вельми інтенсивно, і досліджувана модель №2 розраховується також у реологічній постановці за період часу $t = 7$ діб. Тому для виявлення закономірностей наростання гірського тиску і зміни компонент напружень у моделі в часі t зафіксовано три його значення: початок зони опорного тиску $t = 1$ доба, середина зони $t = 4$ доби і безпосередньо поблизу вибою лави $t = 7$ діб, які проілюстровано на групі відповідних епюр полів напружень.

15.4.2 Аналіз вертикальних напружень у масиві

Поле розподілу вертикальних напружень σ_y у зоні фронтального опорного тиску за багатьма позиціями має якісну відповідність з епюрою σ_y на ділянці поза зоною впливу очисних робіт (рис. 15.9). Так, у безпосередній покрівлі та підошві утворюються склепінчасті зони розвантаження компоненти σ_y з появою розтягуючих напружень, а в боках виробки формуються концентрації стискних σ_y , але, всі зазначені зони змінюють свої параметри в міру наближення лави. Уже на початку зони фронтального опорного тиску параметри зон розвантаження в покрівлі та підошві в кількісному плані відрізняються від таких для ділянки виробки поза зоною впливу очисних робіт. У покрівлі висота зони дії розтягуючих σ_y збільшується в 1,4 – 1,6 раза, а сама величина σ_y зростає до 3 – 4 разів; інтенсифікуються процеси розшарування порід покрівлі та поширюються на великий об'єм порід, отже, зростає навантаження на кріпильну систему з боку покрівлі виробки. Аналогічні процеси розвиваються і в зоні розвантаження, розміщеної в підошві виробки, – отже, слід очікувати активнішого прояву здимання порід підошви. У боках виробки концентрації стискних σ_y набувають явно вираженої асиметрії розподілу: з боку суміжної виїмкової ділянки (неробочого борту виробки) розміри зони навіть скорочуються в 1,3 – 1,4 раза; з боку лави, що наближається, зона концентрації стискних σ_y багаторазово збільшується порівняно з ділянкою виробки поза зоною впливу очисних робіт.

У міру наближення лави (збільшення тривалості t періоду перебування фіксованого перерізу виїмкової виробки в зоні опорного тиску) в прилеглому породному масиві спостерігаються дві різнопланові закономірності зміни вертикальних напружень σ_y . З одного боку, у покрівлі та підошві виробки відбувається значне обмеження (у 2,7 – 3,0 рази в покрівлі та в 1,7 – 1,9 раза в підошві) розмірів зон дії розтягуючих σ_y .

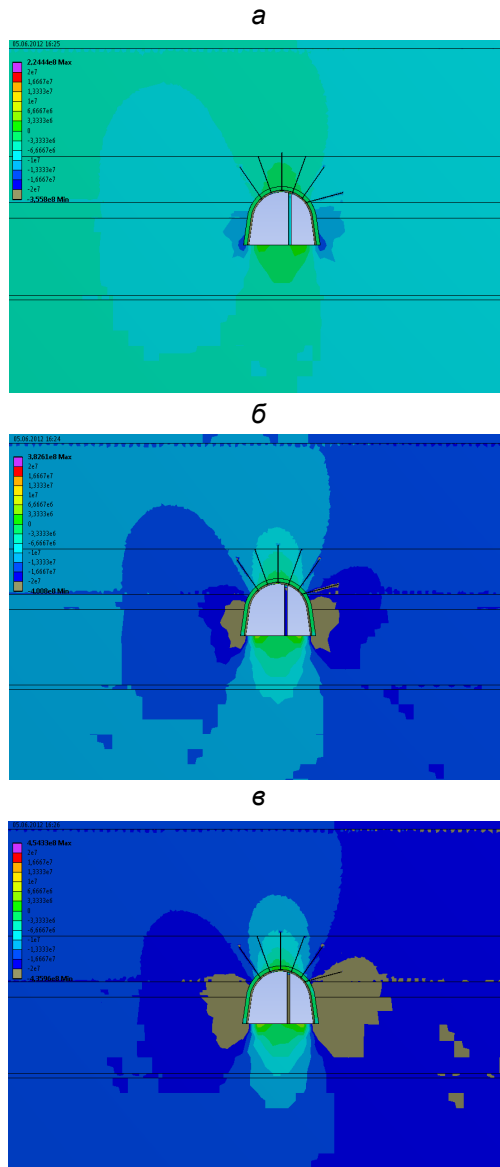


Рис. 15.9. Епюра вертикальних напружень σ_y у «досліджуваній» моделі №2 підтримання виїмкової виробки на ділянці фронтального опорного тиску:
а – $t = 1$ доба; б – $t = 4$ доби; в – $t = 7$ діб

Очевидно, це зумовлено загальним зростанням напруженості масиву (збільшується концентрація стискних σ_y у зоні опорного тиску), а також процесом релаксації напружень, до якого розтягуючі σ_y особливо чутливі. Зазначене зниження розтягуючих σ_y жодною мірою не сприяє підвищенню стійкості порід покрівлі та підшови, адже вони вже зазнали розшарування на попередньому етапі підтримання виїмкової виробки. Навпаки, стискні $\sigma_y = 10 - 13$ МПа у вже знеміченій породі провокують подальше її руйнування і збільшення нестійких об'ємів порід у покрівлі та підшові. Таким чином, закономірність зниження розтягуючих σ_y не суперечить загальновідомій тенденції посилення проявів гірського тиску в міру наближення очисного вибою.

Інша закономірність відображає збільшення стискних σ_y і розширення зон їх розповсюдження в боках виробки. Концентрація σ_y збільшується в 1,6 – 2,0 рази, а зони їх розповсюдження, як і раніше, асиметричні щодо вертикальної осі виробки: з боку суміжної виїмкової ділянки рівнозначні σ_y розповсюджуються дещо ширше, ніж поза зоною впливу очисних робіт; з боку лави, що наближається, рівнозначні концентрації σ_y збільшуються багаторазово (у своєму розвитку за координатами Y і Z) як щодо неробочого борта виробки, так і порівняно з ділянкою виробки, розташованою поза зоною впливу очисних робіт.

За підсумками аналізу розвитку поля вертикальних напружень σ_y у зоні опорного тиску попереду лави зроблено такі висновки:

– на початку зони фронтального опорного тиску ступінь розвантаження і розміри зон його розповсюдження в покрівлі та підшові збільшуються порівняно з ділянкою виробки поза зоною впливу очисних робіт, що, зрештою, посилює прояви гірського тиску;

– у боках виробки опорний тиск характеризується значною асиметрією розподілу концентрацій стискних σ_y багаторазовим посиленням з боку лави, що наближається;

– у міру підходу очисного вибою спостерігається закономірність зниження величини й зони розповсюдження розтягуючих σ_y у покрівлі та підшові виїмкової виробки з переходом уже в приконтурних породах на стискні σ_y , що провокують подальше знемічення частково порушених порід і посилення проявів гірського тиску;

– у боках виробки в міру наближення лави збільшуються концентрації стискних σ_y , розміри зон їх розповсюдження і ступінь асиметрії поля σ_y .

15.4.3 Аналіз горизонтальних напружень у масиві

На початку зони фронтального опорного тиску епіюра горизонтальних напружень σ_z характеризується достатньою рівномірністю розподілу за винятком обмеженого об'єму приконтурного масиву (рис. 15.10). Основне зосередження розтягуючих напружень $\sigma_z \leq 2,5$ МПа підшоفا виробки практично по всій її ширині і на глибину до 0,8 м. У боках виробки здебільшого на глибині підривання порід безпосередньої підшви діють розтягуючі $\sigma_z < 1,5$ МПа по ширині до 1,6 м, що характеризують процес її вигину в зоні опорного тиску. У районі опор стояків діють невеликі концентрації стискних $\sigma_z \leq 7,5$ МПа, що мають локальне розповсюдження.

У міру наближення лави зафіксовано такі тенденції зміни поля σ_z в прилеглому до виїмкової виробки породному масиві:

- посилюється розшарування приконтурних порід підшви через збільшення розтягуючих до 5 – 7 МПа; при цьому глибина розшарування практично не змінюється;

- виникають концентрації стискних $\sigma_z = 10 - 30$ МПа в зоні безпосередньої підшви, прилеглої до основної; це вказує на посилення згинальних деформацій безпосередньої підшви в порожнину виробки;

- розширюються обмежені зони концентрацій $\sigma_z = 10 - 15$ МПа під опорами стояків рам, що вказує на посилення вертикального гірського тиску на рамне кріплення, який передається від його стояків на породи безпосередньої підшви;

- у верхній частині безпосередньої підшви, що прилягає до вугільного пласта, посилюються концентрації розтягуючих σ_z до 2,5 – 4,0 МПа; у цій зоні відбувається розшарування породи з формуванням підвищеного бічного навантаження в районі прямолінійної частини стояків рами;

- у решті зон прилеглого масиву коливання стискних σ_z відносно початкового стану недоторканого масиву невеликі – до 10 – 20%.

В цілому можна відзначити відносно слабкий вплив часу t підходу лави на зміну параметрів поля горизонтальних напружень σ_z .

15.4.4 Аналіз інтенсивності напружень у масиві

Заключною компонентою оцінки стану прилеглого до виробки породного масиву є інтенсивність напружень σ , епюри якої проілюстровано для трьох значень часу t підходу очисного вибою (рис. 15.11).

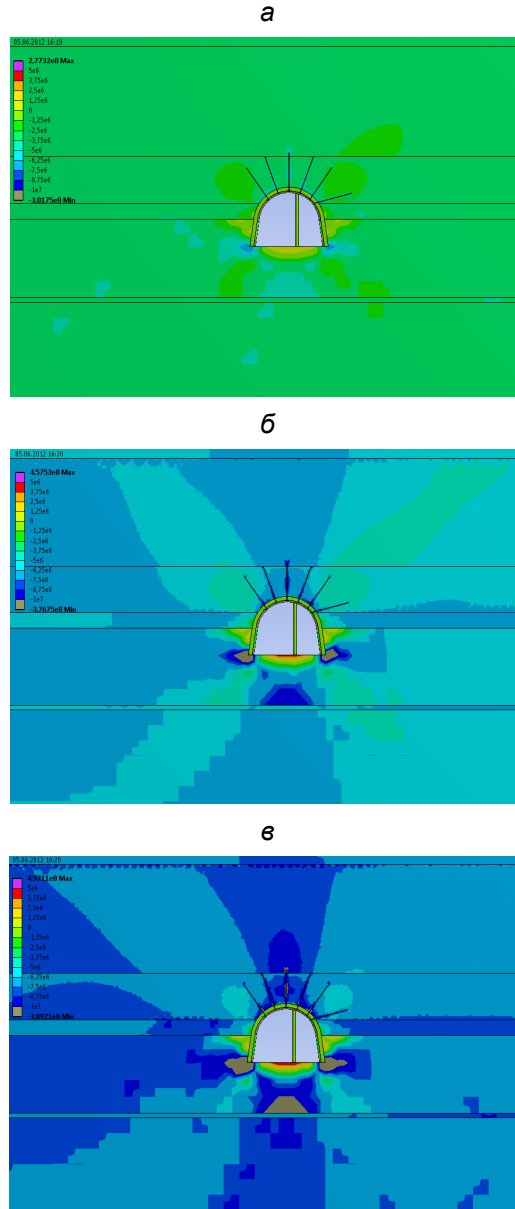


Рис. 15.10. Епюра горизонтальних напружень σ_z у «досліджуваній» моделі №2 підтримання виїмкової виробки на ділянці фронтального опорного тиску: а – $t = 1$ доба; б – $t = 4$ доби; в – $t = 7$ діб

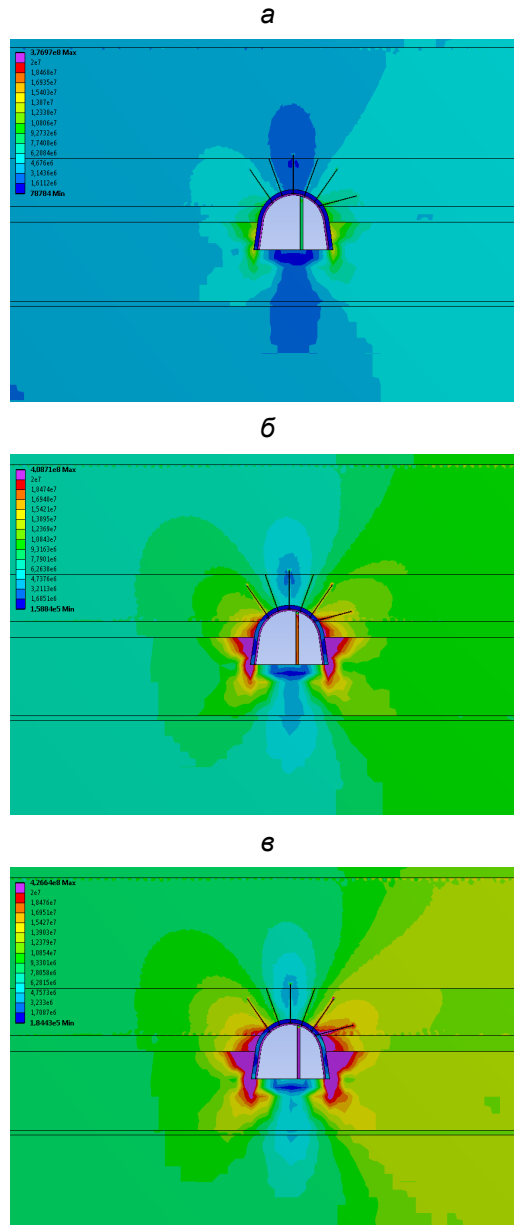


Рис. 15.11. Епіюра інтенсивності напружень σ у «досліджуваній» моделі №2 підтримання виїмкової виробки на ділянці фронтального опорного тиску:

а – $t = 1$ доба; б – $t = 4$ доби; в – $t = 7$ діб

На початку зони опорного тиску епюра σ характеризується невеликою асиметрією розподілу (відносно вертикальної осі виробки) у бік лави, що наближається. Зони розвантаження охоплюють перші шари основної покрівлі та підшви з рівнем діючих напружень $\sigma = 1 - 3$ МПа. У боках виробки концентрація $\sigma = 14 - 17$ МПа має вельми обмежене розповсюдження – до 0,4 м, а ширина дії $\sigma = 10 - 13$ МПа не перевищує 1,9 м у верхній частині безпосередньої підшви. Також невисока концентрація $\sigma = 10 - 14$ МПа діє під опорами стояків рамного кріплення. Наведені дані вказують на слабкий вплив зони фронтального опорного тиску в початковий період його впливу, що цілком узгоджується з експериментальними дослідженнями з фіксації переміщень породного контуру виїмкової виробки.

У міру підходу лави її вплив посилюється:

– ступінь розвантаження σ в покрівлі та підшві знижується і локалізується в невеликих зонах, а в решті об'ємів порід величина $\sigma = 5 - 7$ МПа вже знаходиться на рівні початкового стану недоторканого масиву;

– у боках виробки посилюється асиметрія розподілу σ : якщо з боку суміжної виїмкової ділянки величина інтенсивності напружень $\sigma = 11 - 12$ МПа розповсюджується на висоту до 13 – 16 м і ширину до 7 – 8 м, то з боку лави, що наближається, такі напруження доходять до границь моделі;

– у приконтурних бокових породах на всю висоту виробки і під опорами стояків рами діють руйнівні концентрації $\sigma = 20 - 70$ МПа, що розповсюджуються по ширині до 2,1 м.

Таким чином, відзначається нестійкий стан приконтурних порід у боках виїмкової виробки, які займають суттєвий об'єм і з цієї причини здатні створювати підвищене бічне навантаження на кріпильну систему.

15.5 Часова зміна НДС у вуглевмісній товщі на ділянці позаду лави

15.5.1 Методичні особливості моделювання

У різних гірничо-геологічних умовах Донбасу експериментальні спостереження за станом виїмкових виробок, які повторно використовуються, відзначають незмінну тенденцію досягнення максимумів швидкості $(V_U)_{\max}$ розвитку зсувів породного контуру в районі сполучення з лавою та її досить різке падіння після проходу очисного вибою. В умовах Західного Донбасу максимум $(V_U)_{\max}$ розташовується позаду площини вибою зазвичай на відстані 5 – 7 м, тобто, приблизно знаходиться на задній межі робочого простору лави, позаду якого зводиться та чи інша охоронна конструкція. На цій ділянці протяжністю 10 – 12 м (з урахуванням повноцінного ввімкнення в роботу охоронної конструкції) відбувається різке падіння V_U у 2 – 3 рази і більше, що характеризує початок періоду згасання

проявів гірського тиску та їх відносної стабілізації. Така особливість зумовлена, на наш погляд, двома причинами:

– *по-перше*, переріз виїмкової виробки, який ми розглядаємо, вже опинився позаду ділянки активного опускання й обвалення покрівлі у виробленому просторі; отже, довжина породних консолей над виробкою знизилася, що призвело до зменшення навантаження на її кріплення;

– *по-друге*, в роботу вступила охоронна конструкція, що обмежує переміщення породного контуру виїмкової виробки.

Дана закономірність $V_U(X)$ зміни швидкості переміщень породного контуру виробки в міру віддалення лави (координата X) зумовлює досить інтенсивне згасання градієнта зростання абсолютних величин зближення покрівлі та підшови $U^{K,П}$ і боків U^b , що і було зафіксовано експериментально як доказ початку процесу стабілізації проявів гірського тиску після проходження лави.

Беручи до уваги вищевикладене, розроблено наступний підхід до моделювання НДС прилеглого масиву, кріпильної та охоронної систем виїмкової виробки позаду лави (досліджувана модель №3).

По-перше, для моделювання кріпильних і охоронних конструкцій використано реальну технологічну схему підтримання виробки, призначеної для повторного використання. Вона характеризується встановленням слідом за лавою таких елементів охорони:

– на уступі берми виробки встановлюються в розбіжку два ряди дерев'яних стояків під брус;

– далі в глиб виробленого простору зводиться опорна частина охоронної конструкції, що складається з дерев'яних накатних кострів (бруси, покладені суцільно), що чергуються з трьома рядами дерев'яних стояків;

– на межі з виробленим простором (за опорною частиною) встановлюють обрізне кріплення, що складається з двох рядів дерев'яних стояків.

По-друге, у виробленому просторі моделюються обвалені породи за висотою 3 м, що відповідає потужності безпосередньої покрівлі, з одного боку, і розрахункової потужності обвалених порід, необхідної (з урахуванням розпушення породного об'єму) для створення підпору верхнім шаром основної покрівлі, що опускаються, і стабілізації геомеханічних процесів, з іншого боку. Модуль деформації обвалених порід $E_{об}$ прийнято змінним (відображення процесу їх ущільнення) від 2 – 5 МПа на початковій стадії ущільнення до 30 – 50 МПа під час стабілізації проявів гірського тиску.

По-третьє, над виробкою й охоронною конструкцією безпосередню покрівлю моделюють у вигляді плити з невеликою стійкою консоллю за вильоту 0,5 – 0,6 м за крайній ряд обрізного кріплення. Ця плита передає на кріпильну й охоронну системи опорне навантаження з боку верхніх шарів основної покрівлі, що певним чином відображає зону бічного опорного тиску з боку суміжної виїмкової ділянки.

По-четверте, необхідно відобразити процес відходу лави від досліджуваного перерізу виїмкової виробки, що відбувається в часі t і просторі одночасно зі зміною стану вуглевмісного масиву в районі виробки й опору її охоронної та кріпильної систем. З цього погляду необхідна реологічна постановка задачі розрахунку НДС геомеханічної моделі з відображенням таких закономірностей у міру відходу лави:

- розвивається опускання породних шарів основної покрівлі, за якого породний об'єм, що дедалі збільшується, залучається до формування навантаження на кріпильну й охоронну системи виїмкової виробки;

- відбувається обвалення породних плит покрівлі зі зменшенням довжини завислих консолей (у поперечному перерізі виробки) над виробленим простором; це сприяє зниженню навантаження на кріпильну й охоронну системи;

- збільшується опір охоронної конструкції в міру опускання породних шарів основної покрівлі, що сприяє поліпшенню стану кріпильної системи виробки; однак, ця тенденція діє тільки за умови збереження стійкого стану елементів охоронної конструкції;

- збільшується опір обвалених порід виробленого простору, прилеглих до виробки, що полегшує роботу її кріпильної та охоронної систем.

Зазначені тенденції неоднозначні в плані підтримання виїмкової виробки позаду очисного вибою і описуються за рахунок використання реологічної фізичної моделі в поєднанні з урахуванням пластичних деформацій будь-якого з елементів геомеханічної системи. Але існує ще одна позиція реального відображення процесу відходу лави – зміна (за координатою X) параметрів аномальних зон навколо виробки і, насамперед, зони бічного опорного тиску з боку недоторканого масиву. Тут прийнято рішення моделювати найвищу концентрацію опорного тиску (у момент обвалення породних консолей) протягом усієї досліджуваної ділянки, а факт зниження концентрації σ_y в зоні стабілізації гірського тиску піде в деякий запас стійкості виробки.

Часовий відрізок t моделювання відходу лави (досліджувана модель №3) вибраний із таких міркувань. Охоронна конструкція зводиться одразу ж за огорожею кінцевих секцій механізованого кріплення, а деякі її елементи вже розміщуються у «вікні» лави. Ділянка спорудження охоронної конструкції приблизно відповідає добовому посуванню лави; до неї додамо ще одну добу на процес навантаження новозведеної ділянки охоронної конструкції породними плитами, що опускаються. У підсумку видається доцільним вивчити НДС геомеханічної моделі через дві доби після її навантаження. Тут необхідно зазначити, що в разі зупинки лави на тривалий період (до 2 діб) згадана вище ідеалізація щодо сталості (за координатою X) параметрів аномальних зон не потрібна, а такий варіант розвитку подій є найнесприятливішим із погляду стійкості виїмкової виробки.

Друга ділянка аналізу НДС геомеханічної моделі стосується зони стабілізації проявів гірського тиску, яка за шахтними спостереженнями наступає позаду лави на відстані від 40 – 60 м до 100 – 200 м. Ця відстань знаходиться в межах місячного посування очисного вибою, у зв'язку з чим з деяким запасом за часом аналізуватимемо НДС моделі за 1 місяць з моменту її навантаження. До того ж, зазвичай через місяць повзучість деформацій гірських порід активно згасає і в такому часовому проміжку реалізується більша частина цих деформацій, що сприяє підвищенню адекватності досліджень.

Для детальнішого вивчення поля НДС у геомеханічній моделі аналізу піддано три компоненти напружень: вертикальну σ_y , горизонтальну σ_z та інтенсивність напружень σ .

15.5.2 Аналіз вертикальних напружень у масиві

Поле розподілу вертикальних напружень σ_y (рис. 15.12) проаналізовано для двох положень перерізу виїмкової виробки: початок ($t = 2$ доби) наростання опору охоронної конструкції, зведеної після проходження лави; зона стабілізації проявів гірського тиску через $t = 1$ місяць після проходження лави.

Загальна асиметрія розподілу σ_y з'явилася ще в зоні опорного тиску попереду лави і після її проходження ще більше посилюється, що зумовлено очисними роботами. У безпосередній покрівлі склепіння розшарування породи від розтягуючих σ_y досить обмежене за висотою (до 1,1 м), що зумовлено зростанням загальної напруженості масиву під час ведення очисних робіт, де розтягуючі σ_y мають локальне розповсюдження та пов'язані здебільшого з місцевими деформаціями вигину й розшаруванням породних шарів. Це твердження стосується і порід безпосередньої підшви, де процес розшарування обмежений глибиною 1,2 – 1,6 м. Також утворюється локальна зона розтягуючих σ_y у районі контакту стійкої консолі безпосередньої покрівлі (над охоронною конструкцією) та обвалених порід виробленого простору, що характеризує процес видавлювання літотипів у порожнини та пустоти за рядами стояків органного кріплення.

З боків виробки утворюються різновеликі зони опорного тиску. З боку недоторканого масиву (суміжної виїмкової ділянки) зона концентрацій стискних σ_y розповсюджується на більшу відстань (за простяганням пласта до 5,8 – 7,2 м), але характеризується плавним зростанням σ_y аж до максимальних значень у 50 – 70 МПа. Така величина σ_y є руйнівною як для вугільного пласта, так і для порід безпосередньої підшви. Тому прогнозується знеміцнення бокових приконтурних порід за всією глибиною підривання

підшови (плюс нижня частина вугільного пласта та зона під опорами стояків рами) на відстань у масив до 1,5 – 1,7 м. Зазначена зона формує підвищене бічне навантаження на стояки рами.

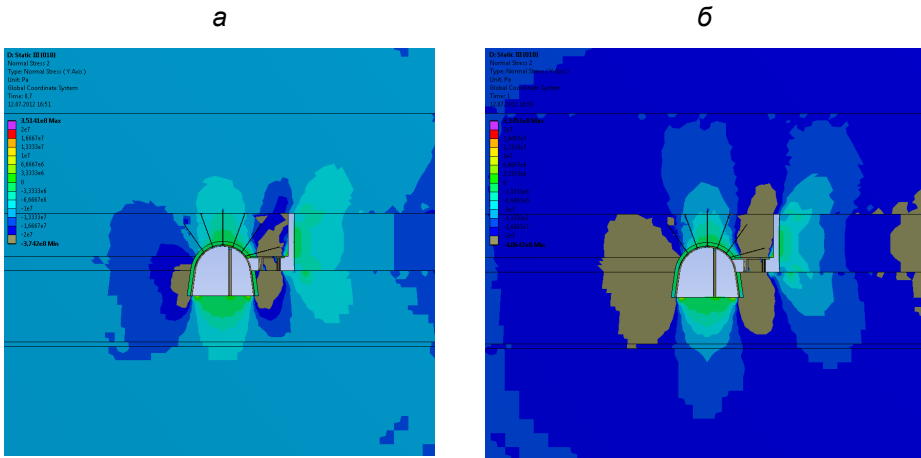


Рис. 15.12. Епіюра вертикальних напружень σ_y у «досліджуваній» моделі №3 підтримання виїмкової виробки на ділянці позаду очисного вибою:
а – $t = 2$ доби; б – $t = 1$ місяць

З боку виробленого простору в районі розміщення охоронної конструкції в покрівлі та підшові утворюється обмежена (за координатою Z) зона опорного тиску, але з підвищеним градієнтом зміни концентрації стискних σ_y . Зона опорного тиску діє по ширині 2,0 – 2,6 м, а основне її розповсюдження відбувається в покрівлю до 5,0 – 5,4 м і в підшову – до 4,3 – 4,6 м. Водночас, зони високих концентрацій $\sigma_y = 50 - 70$ МПа тут значно більші, а в деяких вельми обмежених зонах стискні σ_y перевищують 100 МПа. Причиною цього є досить обмежена площа охоронної конструкції, на яку в першу чергу опускаються породи покрівлі. Таким чином, підтверджується загальновідомий факт, що більшість охоронних конструкцій провокують концентрацію стискних σ_y у безпосередній покрівлі та підшові пласта, і збереженню хоча б часткової стійкості цих породних об'ємів слід приділяти особливу увагу. У цьому плані додатковий боковий анкер у безпосередній покрівлі пласта відіграє позитивну роль.

На ділянці стабілізації проявів гірського тиску позаду лави акцентуємо увагу на тенденції зміни параметрів розподілу σ_y , порівняно з попередньою ділянкою виїмкової виробки.

У безпосередній покрівлі над виробкою зона дії розтягуючих σ_y скорочується на 25 – 30%. Аналогічний процес відбувається в безпосередній підшві, де глибина поширення розтягуючих σ_y зменшується на 20 – 25%. Цю тенденцію можна пояснити повзучістю деформацій приконтурних порід, що згладжує аномалії розтягуючих σ_y .

Зони опорного тиску з боків виробки перетворюються переважно в плані розширення зон дії підвищених концентрацій $\sigma_y \geq 30$ МПа, а максимальні значення σ_y зростають лише на 7 – 9%. Така закономірність пояснюється дією двох протилежних тенденцій. З одного боку, завдяки релаксації напружень відбувається згладжування концентрацій напружень із розширенням зон їх розповсюдження, що не порушує фундаментального закону збереження енергії. З іншого боку, завдяки повзучості деформації зростають об'єми порід покрівлі вугільного пласта, що залучаються до формування навантаження на кріпильну й охоронну системи виїмкової виробки, а також на приконтурний масив.

За підсумками аналізу поля розподілу вертикальних напружень σ_y , можна стверджувати, що найбільшу небезпеку для стійкості виїмкової виробки становлять зони опорного тиску в її боках, де за фактором компоненти σ_y прогнозується знеміцнення суттєвих породних об'ємів.

15.5.3 Аналіз горизонтальних напружень у масиві

У першу чергу оцінюється розподіл горизонтальних напружень σ_z на ділянці початку опору охоронної конструкції (рис. 15.13). В основній покрівлі чітко простежується її знаковмінний вигин: на ділянці розміщення охоронної конструкції спостерігається вигин літотипу основної покрівлі в бік підшви з підвищеними стискними $\sigma_z = 30 - 50$ МПа в районі консольного защемлення; далі над виробленим простором має місце вигин породного шару протилежного знака з появою розтягуючих $\sigma_z = 3 - 6$ МПа, що формують тріщини розриву, паралельні виїмковій виробці. Така картина вигину найближчого шару основної покрівлі відповідає існуючим уявленням за двома факторами:

– *по-перше*, охоронна конструкція провокує обвалення шарів основної покрівлі за подальшого зростання стискних σ_z у зоні консольного защемлення;

– *по-друге*, «постіль» з обвалених порід своїм опором під час ущільнення сприяє формуванню зони шарнірно-блокового зсуву.

Обидва фактори діють передусім у напрямі зниження навантаження на охоронну конструкцію і також частково на кріпильну систему виїмкової виробки.

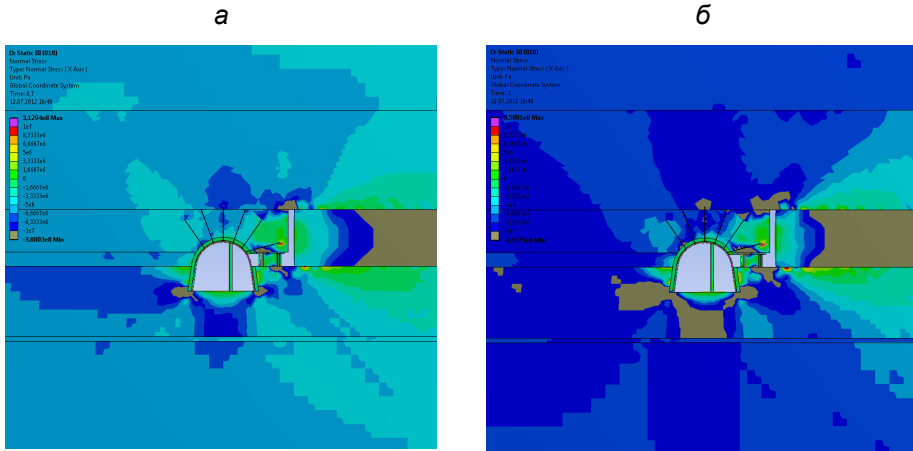


Рис. 15.13. Епюра горизонтальних напружень σ_z у «досліджуваній» моделі №3 підтримання виїмкової виробки на ділянці позаду очисного вибою: а – $t = 2$ доби; б – $t = 1$ місяць

У безпосередній покрівлі спостерігається її прогин у центральній частині виробки, проте, завдяки анкерному зміцненню, її стан можна оцінити як досить стійкий за фактором дії компоненти σ_z . Над охоронною конструкцією в безпосередній покрівлі формується зона невеликих розтягуючих σ_z до 3 – 5 МПа, поява якої зумовлена можливістю деформації породи в порожнини та пустоти на межі виробленого простору. Тут звертаємо увагу, що поєднання знижених стискових, а тим паче розтягуючих σ_z , з концентраціями стискових σ_y становить небезпеку для стійкості безпосередньої покрівлі над охоронною конструкцією.

У породах безпосередньої підшви діють такі аномалії поля σ_z :

- з боку недоторканого масиву під дією жорсткого вугільного пласта відбувається вигин літотипу й утворюється зона знижених стискових σ_z із переходом у невеликі розтягуючі до 3 – 5 МПа; їх поєднання з концентраціями стискових σ_y провокує знеміцнення зазначеної зони породного масиву;

- аналогічна картина спостерігається і в приконтурних породах берми виробки, а в локальній зоні під рядами органного кріплення виникає концентрація стискових σ_z до 20 – 50 МПа, що також може спричинити місцеве знеміцнення породи;

- на прилеглий ділянці виробленого простору безпосередня підшва вигинається в бік покрівлі з появою розтягуючих σ_z до 3 – 9 МПа, що утворюють тріщини розриву; але ці напруження σ_z не такі небезпечні, тому

що тут діють також знижені σ_y ;

- у породах підшоши виробки відбувається розшарування від розтягуючих σ_z , однак його глибина суттєво менша, ніж від розтягуючих σ_y , особливо, в зоні фронтального опорного тиску;

- локальні зони концентрацій стискних $\sigma_z = 20 - 50$ МПа утворюються під опорами стояків рами і можуть спричинити знеміцнення обмежених об'ємів породи.

У зоні стабілізації проявів гірського тиску зазначені особливості поля σ_z не змінюються в якісному плані, а в кількісному відбувається посилення аномалій σ_z різної інтенсивності. Так, зони дії знижених стискних і невеликих розтягуючих σ_z змінюються незначною мірою; здебільшого відбувається зростання розтягуючих σ_z до 4 – 10 МПа. Більш суттєво збільшуються зони концентрацій стискних $\sigma_z = 20 - 50$ МПа, особливо в підшоші виробки і поруч розташованих бокових зонах, що і є головною тенденцією зміни поля σ_z в процесі відходу лави.

15.5.4 Аналіз інтенсивності напружень у масиві

У заключній частині аналізу НДС прилеглого масиву позаду лави розглянуто зміну поля інтенсивності напружень σ від ділянки початку роботи охоронної конструкції до ділянки стабілізації проявів гірського тиску (рис. 15.14).

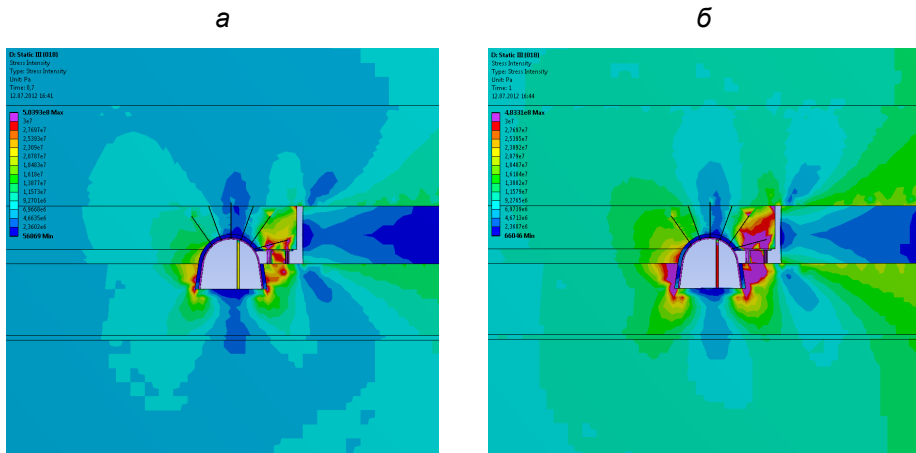


Рис. 15.14. Епюра інтенсивності напружень σ у «досліджуваній» моделі №3 підтримання виймової виробки на ділянці позаду очисного вибою:

а – $t = 2$ доби; б – $t = 1$ місяць

Після зведення охоронної конструкції вона, як більш жорсткий елемент, починає сприймати підвищене навантаження з боку породних шарів покрівлі, що опускаються, і передавати його на берму виробки з формуванням відповідних концентрацій σ переважно в породах безпосередньої покрівлі та підшви У безпосередній покрівлі над охоронною конструкцією (у початковий період наростання її опору) концентрація руйнівних напружень $\sigma = 30 - 80$ МПа діє тільки в локальних зонах над більш жорсткими рядами дерев'яних стоек – ці осередки поки що не становлять суттєвої небезпеки, тому що за їхніми межами величина $\sigma = 18 - 23$ МПа ще знаходиться на рівні опору літотипів стиску. Але в перспективі посилення проявів гірського тиску (або дії послаблюючих породу факторів) саме із зазначених зон починається руйнування безпосередньої покрівлі з розвитком підвищених вертикальних навантажень на кріпильну систему. Механізм протікання цього процесу зумовлений збільшенням піддатливості знеміщеного об'єму порід над охоронною конструкцією. Отже, шари основної покрівлі, що опускаються, будуть навантажувати переважно кріпильну конструкцію. Тому важливо обмежити об'єми знемічення безпосередньої покрівлі над ближньою до виробки частиною охоронної конструкції, а основне навантаження перенести в глиб виробленого простору. Таким чином, ми приходимо до відомих ефективних технічних рішень про зведення охоронної системи змінної жорсткості по її ширині.

Аналогічні процеси відбуваються в породах безпосередньої підшви під охоронною системою. Тут концентрації $\sigma = 30 - 50$ МПа поки що мають ще більш обмежене розповсюдження, але виникає низка осередків у районі стоек рам, які згодом сформують підвищене бічне навантаження. Тобто, доцільно розвантажати приконтурні породи берми знову-таки за допомогою введення змінної жорсткості в конструкцію охоронної системи.

З боку недоторканого масиву локальні зони небезпечних концентрацій утворюються тільки в приконтурних породах безпосередньої підшви за глибиною її підривання. І тут існує перспектива бічного навантаження на стояки рамного кріплення.

Зазначені припущення підтверджуються розрахунком поля σ в прилеглому масиві на ділянці стабілізації проявів гірського тиску після проходження лави. Дійсно відбувається розширення зон опорного тиску зі збільшенням концентрацій σ рівня 30 – 50 МПа. Так, з боку недоторканого масиву дана концентрація поширюється по всій глибині підривання підшви і нижче опор стоек рами, а в боки на відстань 0,8 – 1,0 м. Тут однозначно відбуватиметься руйнування навіть невологонасичених літотипів з утворенням підвищеного бічного навантаження на стояки рамного кріплення. У породах безпосередньої покрівлі та підшви в районі розміщення охоронної системи зазначені вище руйнівні концентрації σ багаторазово розширюють зону своєї дії. Наприклад, у покрівлі ширина зони знемічення сягає 2,0 – 2,2 м, а висота – 1,2 – 1,4 м. Знемічена порода частково «обіграє» охоронну систему, проникаючи в наявні порожнини й пустоти; реакція на породні шари основної покрівлі знижується і

під час їх опускання посилюється гірський тиск на кріпильну систему. У породах безпосередньої підшоши по всій висоті берми на ширину до 1,8 – 2,0 м відбувається її руйнування з переміщенням у порожнину виробки і деформуванням стояків рам.

Загалом, підбиваючи підсумки аналізу НДС прилеглого масиву після проходження лави, доходимо основного висновку, що найбільшу небезпеку для стійкості виїмкової виробки становлять зони опорного тиску в її боках, де прогнозується зменшення суттєвих об'ємів порід із формуванням підвищеного бічного навантаження на кріпильну систему.

Висновки

На основі узагальнення наявних уявлень про процеси зсуву вуглевмісного масиву в районі кінцевої ділянки лави і сполученої виїмкової виробки зроблено спробу відобразити такий значний просторовий гірничотехнічний об'єкт із використанням реологічної фізичної моделі поведінки гірських порід.

1. Для подолання об'єктивно наявних труднощів проведення обчислювального експерименту обґрунтовано нову методику досягнення компромісу між обмеженими обчислювальними ресурсами і рівнем адекватності геомеханічних моделей реальному гірничотехнічному об'єкту. Методика побудована на принципі поділу на: просторову макромодель великих розмірів з відображенням текстури і властивостей масиву, гірничих виробок та ідеалізованого механізованого кріплення лави; три «досліджувані» плоскі моделі з детальним відображенням конструктивних елементів кріпильних і охоронних систем. Кожна «досліджувана» модель на своїй ділянці виїмкової виробки узгоджується за граничними умовами з макромоделлю.

2. Результати моделювання в якісному плані відповідають даним експериментальних спостережень та наявним уявленням про процеси зсуву надвугільної товщі, а низка закономірностей зміни поля напружень і переміщень у часі ведення гірничих робіт мають досить задовільну збіжність і в кількісному плані.

3. За підсумками досліджень НДС макромоделі виділено такі ключові позиції щодо закономірностей впливу часу t зупинки лави:

– вертикальні напруження σ_y в аномальних зонах мають тісний зв'язок, виражений у релаксації концентрацій стискних σ_y і зменшенні розтягуючих σ_y ;

– горизонтальні напруження σ_x і σ_z проявляють неоднозначні тенденції зв'язку з часом t : у деяких зонах макромоделі спостерігається слабко виражена релаксація напружень; в інших відбувається зростання функцій $\sigma_x(t)$ і $\sigma_z(t)$; у третіх – компоненти σ_x і σ_z не мають суттєвого зв'язку з часом t зупинки лави;

– інтенсивність напружень σ досить суттєво змінюється в часі t , але з протилежними тенденціями для різних типів порід: для більш міцних і жорстких пісковиків спостерігається зростання σ в часі; для аргілітів та алевритів, які більш слабкі і легко деформуються, активно розвивається релаксація напружень;

– найяскравіше проявляється реологічний процес повзучості деформацій: уже в районі площини очисного вибою опускання безпосередньої покрівлі сягає 230 – 310 мм (за умови зупинки лави на $t = 24$ години); у районі огорожі секцій $U = 540 – 690$ мм, а на віддаленні від них у вироблений простір опускання покрівлі зростають до 1 м і більше; ці процеси небезпечні в плані посадки секцій на «жорстку базу»;

– також активно проявляється повзучість деформацій в районі виїмкової виробки, особливо в її покрівлі (опускання до 620 – 800 мм) і боках (до 540 – 620 мм), що пов'язано з тривалим простоем лави ($t = 24$ години) і вимагає розробки заходів для збереження стійкості виробки.

4. У результаті проведення обчислювального експерименту для «досліджуваної» моделі виїмкової виробки на ділянці її довжини поза зоною впливу очисних робіт встановлено:

– у процесі підтримання виробки тривалий період спостерігаються дві протилежні тенденції зміни поля вертикальних напружень σ_y – знижуються розміри зони дії розтягуючих σ_y у покрівлі та підшві, але більш значущо зростає як зона опорного тиску в боках, так і величина концентрації стискних σ_y , які призводять до знеміцнення деяких об'ємів порід і формування підвищеного бічного навантаження на рамне кріплення;

– має місце розвиток зон концентрації інтенсивності напружень σ та їхньої величини в боках виробки зі збільшенням часу t її підтримання, що сприяє знеміцненню породи на ширину до 1,8 м і формуванню підвищеного бічного навантаження на стояки рамного кріплення.

5. З аналізу НДС масиву навколо виїмкової виробки в зоні фронтального опорного тиску випливає два основні висновки:

– з'являється значна асиметрія розподілу компонент НДС (особливо σ_y) у боках виробки, яка посилюється в міру наближення лави;

– у приконтурних бокових породах на всю висоту виробки і під опорами стояків рами діють руйнівні концентрації інтенсивності напружень σ , що поширюються по ширині до 2,1 м.

6. На ділянці виробки після проходження лави найбільшу небезпеку становить зона опорного тиску з боку виробленого простору. Тут прогнозується знеміцнення великих породних об'ємів покрівлі на ширину до 2,0 – 2,2 м і підшви до 1,8 – 2,0 м, берми виробки практично на всю ширину охоронної конструкції. Упродовж тривалого періоду часу ($t = 1$ міс.) після проходження лави розвивається розшарування покрівлі та переміщення порід берми, зумовлені насамперед повзучістю деформацій приконтурного масиву.

7. Використання реологічної моделі поведінки гірських порід дає змогу розкрити низку особливостей НДС масиву навколо виробок, які за інших фізичних моделей виявити не є можливим.

Питання для самоконтролю:

1. Перелічіть основні елементи геомеханічної системи в районі кінцевої ділянки лави.
2. Для чого потрібна реологічна постановка задачі розрахунку НДС масиву в районі кінцевої ділянки лави?
3. Охарактеризуйте основні принципи побудови реологічної моделі та обґрунтування її параметрів.
4. Яким чином досягається компроміс між обмеженими обчислювальними ресурсами та рівнем адекватності геомеханічних моделей у реологічній постановці?
5. Опишіть аномалії вертикальних напружень у гірському масиві в районі кінцевої ділянки лави.
6. Охарактеризуйте тенденції зміни у часі епюри вертикальних напружень.
7. Наведіть основні особливості епюр горизонтальних напружень в районі кінцевої ділянки лави.
8. Як змінюються у часі параметри розподілу горизонтальних напружень?
9. Охарактеризуйте головні аномалії епюри інтенсивності напружень у гірському масиві в районі кінцевої ділянки лави.
10. Які тенденції зміни у часі параметрів епюри інтенсивності напружень?
11. Опишіть особливості епюри повних переміщень у гірському масиві в районі кінцевої ділянки лави.
12. Яким чином змінюються у часі параметри епюри повних переміщень гірського масиву?

ВИСНОВКИ

У матеріалі посібника розглянуто створення найбільш перспективних моделей геомеханічних процесів, які відбуваються під час гірничих робіт. З цією метою було застосовано метод скінченних елементів (МСЕ), що реалізується на основі сучасних комп'ютерних програм. Зміст книги охоплює широке коло питань механіки гірничих порід і підземних споруд. Засвоєння здобувачами освіти матеріалу посібника слугує набуттю та поглибленню знань і навичок, потрібних у побудові геомеханічних моделей гірського масиву з підземними виробками, аналізу наявного там напружено-деформованого стану. Результати моделювання дають можливість ефективно вирішувати питання інтенсифікації технологічних процесів видобутку корисних копалин.

Ця робота колективу авторів може бути корисною в діяльності фахівців проектних, науково-дослідних інститутів гірничовидобувної промисловості, інженерного персоналу виробничих структур, а також студентів гірничих закладів освіти і факультетів.

Було визначено сутність основних засад розглянутого матеріалу, отриманих результатів і перспектив застосування методів прогнозування стану гірського масиву і підземних споруд, що можна сформулювати у вигляді поданих нижче пунктів.

1. Появу і розвиток математичного моделювання об'єктивно пов'язують з історією розвитку людства та зростанням потреб його економічної діяльності. У всі часи провідні діячі науки працювали над розробкою адекватного математичного опису реальних об'єктів, явищ чи процесів, що зумовило формування цілого напрямку досліджень – числових методів розв'язування задач. Згодом виникла нова методологія і технологія розв'язування задач, названа обчислювальним експериментом. Його теоретична база – це прикладна математика, а технічна – потужні ЕОМ. Сфера застосування й практичне значення обчислювального експерименту мають тенденцію до розширення, а разом із розвитком обчислювальної техніки, все більш складними та різноманітними стають розв'язувані задачі. Нині обчислювальний експеримент необхідно розглядати як нову технологію наукових досліджень, а в перспективі – як формування нового напрямку ефективного вирішення проблем розвитку людства.

2. Геомеханічні системи, досліджувані людством понад століття, характеризуються складною і багатофакторною структурою, яка з погляду діалектики не може бути ідеально змодельована одного разу і на всі часи. Адже регулярно з'являються нові знання про властивості й поведінку гірського масиву, а розвиток промисловості, зокрема й гірничодобувної, розширює різноманітність завдань практичної діяльності.

Будь-яка геомеханічна система вирізняється нерегулярною текстурою матеріалів, геологічними порушеннями, неоднорідністю механічних і силових параметрів, складною геометричною формою. У таких умовах наявні геомеханічні моделі розвивалися й удосконалювалися поступово на шляху достовірнішого відображення геомеханічних процесів, що мали місце в масиві гірських порід. Аналітичні ж методи розрахунку проявів гірського тиску у своєму діалектичному розвитку підійшли до такого рівня, коли стає неможливим суто

аналітичне розв'язування систем рівнянь, що описують поведінку геомеханічного об'єкта, а тому потрібне застосування обчислювальної техніки. Але тут ідеться не про «банкрутство» аналітичних методів: їхня відносна простота зумовлює доцільність використання в певних умовах експлуатації підземних споруд, причому саме методи оптимізації режимів взаємодії кріплення з гірським масивом мають бути введені в технологію комп'ютерного моделювання. Перспективність цих технологій не підлягає сумніву, так само, як і лідерські позиції методу скінченних елементів у дослідженні геомеханічних систем. Як бачимо, сучасний гірничий інженер має володіти всіма знаннями і прийомами комп'ютерного моделювання геомеханічних процесів, котрі відбуваються в районах підземних споруд різноманітного призначення.

3. З урахуванням особливостей розв'язування задач геомеханіки методом скінченних елементів запропоновано структурно-логічні принципи методології проведення досліджень НДС будь-якої системи. При цьому розглянуто основні фактори, що забезпечують адекватність геомеханічної моделі реальному об'єкту, це зокрема розмір і форма розрахункової зони, характер і величина початкових та граничних умов, прогнозування поведінки кожного з основних елементів геомеханічної системи. Зазначені фактори мають проходити оптимізацію перед застосуванням у кожній серії розрахунків, а правильне їх відображення забезпечує збіжність обчислень із малою похибкою.

Аби виконати дослідження, було розроблено наочну блок-схему трьохетапного процесу актуалізації розрахункової схеми моделі, за якою проводять обчислювальний експеримент; спочатку було побудовано зображення геометричних об'єктів, потім виконано прив'язку до них фізико-механічних властивостей і, нарешті, проведено оптимізацію моделі. Вищезазначені фактори та етапи виконання досліджень за допомогою МСЕ конкретизовано на прикладі моделювання поведінки геомеханічної системи «шаруватий масив – кріплення виробки», стосовно якої встановлено послідовність порядку проведення обчислювального експерименту.

4. Як практичний приклад побудови моделі геомеханічної системи за допомогою МСЕ сформульовано нову постановку завдання прогнозного оцінювання стану виробки поза зоною впливу очисних робіт. Така постановка відрізняється від традиційних комплексним розглядом питань стійкості приконтурних порід і кріплення, надійності вентиляції, безпеки транспорту і пересування людей. Усе зазначене потребувало створення нового алгоритму досліджень геомеханічних процесів навколо виробки. Цей алгоритм включає послідовне виконання низки взаємопов'язаних операцій, які змодельовано з достатнім ступенем достовірності, аби забезпечити адекватність прогнозного оцінювання експлуатаційного стану та ефективність подальшого використання цієї постановки в дослідженнях.

Отже, алгоритм включає такі етапи:

- обґрунтування й створення геомеханічної моделі системи «шаруватий масив – кріплення виробки», у якій показано кожну складову її елементів з детальним відображенням основних конструктивно-технологічних особливостей;
- обов'язкове тестування наслідків зміни будь-якого параметра моделі, взятих до уваги припущень, ідеалізації, усереднення тощо;

– виконання серій багатофакторних обчислювальних експериментів зі встановлення закономірностей впливу основних параметрів геомеханічної системи на її НДС;

– формулювання групи критеріїв комплексного оцінювання експлуатаційного стану виробки.

Розроблений алгоритм неможливо реалізувати без сучасних комп'ютерних програм і відповідних обчислювальних ресурсів; тому тільки зараз з'явилися реальні науково-технічні умови розв'язування задач такого рівня.

5. За результатами моделювання особливостей складу шаруватого масиву пластового родовища в районі окремо взятої виробки було встановлено низку закономірностей, що не підлягають впливу гірничо-геологічних і гірничотехнічних умов середовища, а саме:

– тенденції зміни НДС залежно від потужності шарів породи гірського масиву вказують на різний ступінь впливу складу останнього, що зумовлено розташуванням досліджуваної зони відносно виробки, при цьому зазнають змін компоненти напружень, їхня величина та вид навантаження (розтяг, стиск); наприклад, коли текстура породи тонкошарувата, збільшується зона розвантаження в покрівлі, але зменшується в підошві, при цьому в боках виробки зменшуються розміри зони НДС, але зростає величина концентрації напружень, бо їхній вплив на малопотужні шари породи набагато сильніший, ніж на підошву;

– одна з важливих тенденцій впливу ослаблених (або повністю порушених) контактів між суміжними літологічними шарами масиву показує зростання напружень у прилеглих породах, їх більш інтенсивне деформування в напрямку виробки, а тому зазначена тенденція має різний ступінь прояву і не завжди значуща стосовно конкретної ділянки масиву та аналізованого параметра; при цьому посилюється неоднорідність поля напружень, яке слабшає в міру віддаленості від порушених контактів, також трансформується сам характер частково вільного деформування шарів поблизу виробки, а це зумовлює зниження їхньої стійкості відповідно до загальноприйнятих теорій зміни міцності гірських порід;

– виявилось, що визначальний вплив величини кута падіння пласта корисної копалини на НДС у шаруватому масиві зводиться до появи асиметрії поля напружень (відносно вертикальної осі виробки) з інтенсифікацією дії порушених контактів між шарами масиву, внаслідок чого виникають збурення, котрі змінюються одне за одним в обмеженому просторі, а це свідчить про суттєві деформації вигину шарів, що спричиняє розширення ділянок знеміцнення; відбувається різке посилення (у кілька разів) дії порушених контактів між похило розташованими шарами на епюру повних переміщень приконтурних порід; усі перелічені ефекти зумовлюють необхідність одночасного врахування кута падіння і ступеня цілісності контактів між шарами у створюваних геомеханічних моделях;

– описані вище процеси зміни стану шаруватого масиву навколо виробки спрямовують дослідження на головний висновок – чим детальніше й адекватно до реальних умов ми розробляємо геомеханічну модель таких змін, тим надійнішим і ймовірнішим буде підсумковий результат експерименту.

6. На реальних прикладах досліджено різні варіанти тріщинуватості масиву та оцінено вплив цього показника на розподіл поля напружень і переміщень породи навколо гірничої виробки, у зв'язку з цим було виявлено низку тенденцій і закономірностей зміни стану гірського масиву за наявності в ньому тріщинуватих породних шарів, а саме:

– тріщинувата безпосередня покрівля має неоднозначний вплив на прояви гірського тиску навколо виробки, внаслідок чого збільшується поширення аномалій всіх компонент напружень при одночасному зниженні максимумів концентрацій і ступеня розвантаження, при цьому спостережено загальну закономірність збільшення прогинів покрівлі та зниження її стійкості, що підтверджено побудовою епюр розподілу величин стійкості виробок на основі досвіду їхньої експлуатації;

– вплив зростання потужності тріщинуватої безпосередньої покрівлі означає приблизно пропорційне зменшення в ній ширини зони розвантаження та збільшення розмірів зони опорного тиску в боках виробки; причому руйнівні концентрації напружень у зоні НДС збільшуються майже вдвічі інтенсивніше, але ще суттєвіше (порівняно з відносним зростанням потужності) активно відбувається опускання основної покрівлі та переміщення боків у порожнину виробки;

– оцінювання стану приконтурних порід, у яких має місце одна й дві системи тріщинуватості одночасно в безпосередній покрівлі та підшві виробки, стабільно показує (за всіма компонентами напружень і переміщень) позитивний ефект адаптації більш тріщинуватого, тобто піддатливого масиву, до характеру проявів гірського тиску, бо, як бачимо, тут діє загальна тенденція зниження концентрацій стискних напружень й обмеження появи розтягальних напружень у масиві, при цьому його властивості наближаються до характеристик квазисипучого середовища; до того ж, як це не парадоксально, більш інтенсивна тріщинуватість приконтурних порід підвищує їхню стійкість завдяки рівномірнішому перерозподілу НДС за рахунок різновекторної піддатливості масиву;

– до впливу зростання інтенсивності утворення тріщин у породах безпосередньої покрівлі найбільшою мірою схильна вона сама в сенсі формування підвищеного вертикального навантаження на кріплення, меншою мірою цього ефекту зазнають породи основної покрівлі та боки виробки, при цьому відстань між тріщинами практично не діє на НДС у породах підшви; до того ж, процес зростання переміщень за умови збільшення інтенсивності тріщинуватості зумовлений підвищеною деформованістю масиву, утвореного з дрібніших елементів, під час взаємного переміщення яких ймовірність появи деформацій тільки зростає;

– основні тенденції впливу форми виробки на НДС у масиві, який має тріщинуваті породи покрівлі, дозволяють говорити про більш стійку форму склепіння зі збільшеною стрілою підйому, через що відбувається перерозподіл аномальних напружень у глиб масиву та одночасно підвищується стійкість приконтурних порід по всьому периметру виробки; при цьому обмеження їх переміщень у порожнину виробки підтверджує ефективність згаданої форми склепіння в описаних геомеханічних умовах.

7. Різноманіття комбінацій геометричної форми розрахункової ділянки шаруватого пласта, фізичні умови розв'язуваної задачі геомеханіки, врахування геометричних параметрів самих систем тріщин, усе це не дає можливості виконати математично й фізично адекватне моделювання цього геологічного і техногенного фактора стосовно всіх можливих вихідних умов проведення обчислювального експерименту. Тим часом розглянуті приклади розв'язування низки основних задач визначення геомеханічних параметрів тріщинуватого масиву, а також описана раніше методологія і технологія проведення обчислювального експерименту дають загальний напрям виконання досліджень, зокрема це стосується НДС середовища навколо гірничих виробок.

8. Вивчення процесу деформування масиву навколо виробки, що перетинає розривне тектонічне порушення, виявило низку закономірностей впливу його параметрів на зміну НДС у вуглевмісній товщі та на відповідну стійкість приконтурних порід, а саме:

– сам факт перетину виробкою розривного порушення середовища зумовлює появу навколо нього додаткових аномальних зон розподілу компонент напружень і переміщень, що суттєво змінюють стан прилеглих порід, а величина переміщень контура виробки по ширині згаданого порушення збільшується у 2 – 4 рази по відношенню до інших її ділянок;

– тенденції впливу ширини розривного порушення середовища на стан прилеглого масиву доволі неоднозначні: помічено, що розширюються зони дії аномалій (концентрації, розвантаження) вертикальних і горизонтальних напружень, але стабільно спостерігається закономірність підвищення рівня інтенсивності напружень по всьому периметру приконтурних порід; їх переміщення знижується (у 1,3 – 1,5 рази) в покрівлі та в боках, але водночас збільшується (у 2 – 4 рази) у підшві;

– закономірності впливу кута падіння скиду розривного порушення такі, що в разі його похилого розташування посилюється неоднорідність поля напружень і переміщень в міру наближення до самого порушення, особливо по його ширині; зокрема зростає концентрація інтенсивності напружень, що призводить до втрати стійкості значної частини приконтурних порід, при цьому останні переміщуються в порожнину виробки у всіх напрямках (до покрівлі, боків і підшви), а це потребує проведення відповідних заходів для виконання норм і правил безпечної експлуатації виробки.

9. Результати вивчення стану масиву і гірничих виробок, що експлуатуються поблизу розривного тектонічного порушення пласта, висвітлюють неоднозначні тенденції перебігу геомеханічних процесів. На прикладі Брагинівського скиду в Західному Донбасі при відпрацюванні пласта S_6 було встановлено такі взаємозв'язки:

– поза зоною, у якій ведуться очисні роботи, вплив Брагинівського скиду на розподіл вертикальних напружень у пласті малопомітний, при цьому епюра горизонтальних напружень показує на подібність закономірностей вигину шарів породи із відомою гіпотезою «хвилі тиску» Вебера, Немчика, Шпаккелера, тобто зв'язок хвильового характеру вигину шарів породи із регулярною зміною їхнього знака кривизни зумовлений особливостями скиду;

– на ділянці виїмкової виробки після проходження лави виявлено підвищену деформаційну здатність знеміцнених та обвалених порід виробленого простору, а також наявність легкодеформованого заповнювача скиду, саме це «ізолює» породи його лежачої бічної частини, а сам вплив скиду на НДС у прилеглих до виробки породах різко знижується.

10. Будь-яка фізична модель досліджуваного об'єкта має право на існування, але в намаганні домогтись прийнятних кінцевих результатів потрібен зважений підхід до її створення. При цьому доцільно встановити вдалий зв'язок між обчислювальними можливостями (наявним ресурсом) і ступенем адекватності відображення геомеханічних процесів. Постановка задачі з огляду на пружність середовища розширює наші можливості у створенні моделей таких різноманітних об'єктів і явищ: великих ділянок гірського масиву, що займають у просторі сотні метрів; порушень цілісності текстури літотипів і розрахункової ділянки масиву загалом; реальних конструкцій кріпильних та охоронних систем, очисного устаткування тощо, розміри яких при цьому на декілька порядків менші за саму геомеханічну модель. Розв'язування задач геомеханіки, постановка яких не передбачає пружності, рекомендовано тільки там, де без урахування пластичного або в'язкопластичного деформування елементів моделі обійтися неможливо, аби досягти адекватних і достовірних результатів розрахунку.

Розроблена методика формування бази експериментальних даних на основі діаграм повзучості гірських порід, бо вони потрібні для розрахунку коефіцієнтів апроксимації в реологічному рівнянні, яке часто використовують у МСЕ. Одночасно необхідно зарезервувати потрібний обчислювальний ресурс для покрокового обчислення НДС на основі геомеханічної моделі, при цьому його постановка враховує деформування досліджуваних елементів.

11. Серед наявних теорій міцності гірських порід і кріпильних матеріалів було обрано найбільш прийнятний для оцінювання стану елементів геомеханічної моделі за допомогою сучасного програмного забезпечення МСЕ, причому розроблена нова методика мала у своїй основі кілька теорій, що дозволяє більш адекватно й достовірно виявляти зони граничного та позамежового станів об'єктів досліджень.

12. Дослідження стану геомеханічної системи, у якій перебуває гірничавиробка, яка проходить через шаруватий масив порід малої міцності, коли було застосовано фізичну модель їхньої пружної поведінки, дають можливість виявити особливості зв'язку НДС із факторами гірничо-геологічного порядку. Постановка задачі з урахуванням пружного стану передбачає використання тільки двох деформаційних характеристик гірських порід і кріпильних матеріалів – модуля пружності (деформації) і коефіцієнта Пуассона, а встановлення міцнісних властивостей середовища потребує допоміжної функції визначення розміру зон граничного стану, де компоненти НДС перевищують їх деформаційні характеристики.

Було встановлено закономірності й виведено рівняння регресії, що описує зв'язок розміру зон граничного стану неоднорідного шаруватого масиву навколо пластової виробки з глибиною її розташування, розрахунковою міцністю породи на стискання та варіантами співвідношень модулів деформації прилеглих шарів породи.

13. Розв'язування задачі розрахунку НДС за допомогою геомеханічної моделі в постановці, орієнтованій на пружно-пластичні властивості, пов'язане з підвищеними витратами часового й обчислювального ресурсу, але більш адекватно відображає реальний стан гірничотехнічного об'єкта досліджень.

Основний вплив міцнісної характеристики на показники НДС виявляють породи із безпосередньої покрівлі та підшви (при цьому переміщення контура виробки зростають у багато разів), а вплив основної покрівлі й підшви становить 12 – 33 %. Рівень впливу деформаційних характеристик безпосередньої покрівлі та підшви сягає 2,0 – 2,3 раза, а основної покрівлі – до 22 – 35 %. З урахуванням показника пружності розв'язування тієї самої задачі встановило збільшення зміщення контуру виробки в багато разів, що не залежить від механічних властивостей прилеглих літотипів. Співвідношення характеристик пластів виявляють різні тенденції зв'язку з глибиною розміщення виробки: якщо вона пролягає в більш міцних і жорстких породах, то ці закономірності близькі до лінійних; у менш міцних породах і тих, що легко деформуються, зв'язок стає суттєво нелінійним. Загалом пружно-пластичні умови середовища в постановці задачі розрахунку НДС у геомеханічній системі «масив – кріплення» дають можливість наблизити результати обчислень до реальних параметрів вуглевмісного масиву навколо гірничої виробки, навіть незважаючи на підвищену складність розв'язування, вигідно відрізняє його від постановки з пружними характеристиками.

14. Використання повної діаграми деформування гірської породи як фізичної моделі її поведінки дало змогу встановити, що різні поєднання розподілу міцнісних і деформаційних характеристик у кожному із прилеглих шарів породи зумовлюють неоднаковий ступінь їхнього впливу на зміни поля напружень і переміщень у міру зростання глибини розташування виробки. Визначальним фактором у таких зв'язках виступає стан літотипів на конкретній глибині H : domeжовий, граничний, позамежний.

Коли міцнісні характеристики літотипів досить високі, то їхній переважно domeжовий стан відображає зв'язок напружень і переміщень із параметром H , близький до лінійного. Під впливом знижених міцнісних властивостей літотипів залежність компонент НДС у масиві від параметра H набуває нелінійного характеру, що досягає граничного стану хоча б одного з прилеглих шарів породи, а в позамежному стані інтенсивність зростання переміщень збільшується в багато разів, а напружень – зменшується.

Виявлено достатній ступінь незалежності поля напружень довільного літотипу від стану сусідніх шарів, а саме:

- шари зниженої міцності зі зростанням параметра H переходять у граничний (позамежний) стан практично без впливу міцнісних характеристик сусідніх більш міцних літотипів;
- поле напружень у шарах породи, міцнісні характеристики яких більш високі, малою мірою залежить від переходу сусіднього шару в граничний стан.

15. Результати аналізу НДС у вуглевмісних масивах за даними комплексу багатоваріантних обчислювальних експериментів стали основою встановлення нових залежностей величини зсувів масиву з геомеханічними факторами, на відміну від традиційних, вони дають можливість досліджувати будь-

яку ділянку контуру пластової виробки. При цьому було диференційовано (відповідно до ділянок контуру) оцінено вплив кожного механічного параметра, відображено повною діаграмою деформації, усіх прилеглих шарів породи: розрахунковий опір їхнього стиску і залишкову міцність, модуль деформації та модуль спаду.

У сім'ї заданих залежностей було враховано змінну глибину розміщення виробки для визначення таких ключових позицій оцінювання експлуатаційного стану виробки: опускання замка склепіння, відстань його вертикальних і горизонтальних переміщень у зоні проходу людей, зближення опор стояків рамного кріплення та величину їхнього вдавлювання в породи підошви, підняття (здимання) підошви виробки й величину втрати площі перерізу цього кріплення.

Встановлені закономірності зміни переміщень по всьому контуру виробки, від яких залежать висновки про можливість її безпечної експлуатації, формують базу для розробки нової, більш адекватної реальним умовам методики прогнозу проявів гірського тиску в пластових виробках.

16. З використанням реологічної фізичної моделі поведінки гірських порід зроблено спробу відобразити великий просторовий гірничотехнічний об'єкт кінцевої ділянки лави і сполученої виїмкової виробки. При цьому було досягнуто компроміс між обмеженими обчислювальними ресурсами та рівнем адекватності геомеханічних моделей, для чого застосовано нову методику, побудовану на принципі такого поділу об'єкта досліджень: створення просторової макромоделі великих розмірів, у якій відображено текстуру й властивості масиву, а також моделі гірничих виробок та ідеалізованого механізованого кріплення лави; до того ж було виконано три підпорядковані плоскі моделі з детальним показом конструктивних елементів кріпильних та охоронних систем. Параметри кожної «досліджуваної» моделі відповідно до певної ділянки виїмкової виробки (поза зоною впливу очисних робіт, у зоні фронтального опорного тиску і після проходження лави) узгоджено з огляду на граничні умови з макромоделлю.

Результати моделювання за якісними показниками відповідають даним експериментальних спостережень і наявним відомостям про явища зсуву надвугільної товщі, а низка закономірностей зміни поля напружень і переміщень під час ведення гірничих робіт мають досить задовільну збіжність також у кількісному вимірі.

Наочно було доведено, що використання реологічної моделі поведінки гірських порід дає змогу розкрити суттєві особливості НДС в масиві навколо виробок, котрі не вдається виявити, користуючись іншими фізичними моделями.

17. Різноманітність гірничо-геологічних умов і технологій підземної розробки родовищ корисних копалин неможливо викласти в одному виданні, тому ця колективна робота започатковує вихід у світ серії навчально-методичних і наукових публікацій, у яких буде висвітлено методи моделювання геомеханічних процесів ведення підземних гірничих робіт й оптимізації їхніх параметрів сучасними засобами обчислювальної техніки.

ПЕРЕЛІК ПОСИЛАНЬ

1. Liu, G.R., & Quek, S.S. (2014). *The Finite Element Method*. Butterworth-Heinemann, 433 p.
2. Богданова, Н.В., & Богданов, О.В. (2022). *Математичне моделювання систем і процесів*. Київ : КПІ ім. Ігоря Сікорського, 84 с.
3. Кветний, Р.Н., Богач, І.В., Бойко, О.Р., Софіна, О.Ю., & Шушура, О.М. (2012). *Комп'ютерне моделювання систем та процесів. Методи обчислень*. Ч. I. Вінниця : ВНТУ, 191 с.
4. Павлов, А.А., Гриша, С.Н., Томашевский, В.Н. и др. (1991). *Основы системного анализа и проектирования АСУ*. Киев : Высш. шк., 364 с.
5. Kunwoo, Lee. (1999). *Principles of CAD/CAM/CAE Systems*. Addison-Wesley, Reading, MA, 582 p.
6. Томашевський, В.Н., Жданова, О.Г., & Жолдаков, О.О. (2001). *Вирішення практичних завдань методами комп'ютерного моделювання*. Київ : Корнійчук, 268 с.
7. Parnas, D.L. (1972). On the criteria to be used in decomposing systems into modules. *Communications of the ACM*, 15(12), С. 1053–1058.
8. Neumaier, A. (2004). *Mathematical Model Building. Chapter 3*. In: Kallrath, J., Ed., *Modeling Languages in Mathematical Optimization*. Kluwer, Boston, MA., 357 p.
9. Bender E. (2012). *Introduction to mathematical modelling*, 256 p.
10. Скурихин, В.И., Шифрин, В.В., & Дубровский, В.Б. (1983). *Математическое моделирование*. Киев : Техника, 270 с.
11. Seyed, M. Moghadas, & Majid Jaber-Douraki. (2018). *Mathematical Modelling : A Graduate*. John Wiley & Sons, Incorporated, 170 p.
12. Павленко, П.М., Філоненко, С.Ф., Чередніков, О.М., & Трейтяк, В.В. (2017). *Математичне моделювання систем і процесів*. Київ : НАУ, 392 с.
13. Randive, K., Pingle, S., & Agnihotri, A. (2021). *Innovations in Sustainable Mining*. Springer International Publishing, 560 p.
14. Pariseau, W.G. (2022). *Notes on Numerical Modeling in Geomechanics*. London : Taylor & Francis Group, 292 p.
15. Law, A.M., & Kelton, W.D. (2000). *Simulation Modeling and Analysis*. New York, USA : McGraw-Hill Publishing Co, 560 p.
16. Томашевський, В.М. (1994). *Імітаційне моделювання систем і процесів*. Київ : ІСДО, 124 с.

17. Павленко, П.М. (2014). *Основи математичного моделювання систем і процесів*. Київ : НАУ, 274 с.
18. Sdvyzhkova, O., Babets, D., Moldabayev, S., Rysbekov, K., & Sarybayev, M. (2020). Mathematical modeling a stochastic variation of rock properties at an excavation design. *20th International Multidisciplinary Scientific GeoConference SGEM 2020*, 20 (1.2).
19. Звягильский, Е.Л., Бокий, Б.В., & Назимко, В.В. (2003). Динамика сдвижений земной поверхности при больших скоростях подвигания очистных забоев. *Проблеми гірського тиску*, (9), С. 189–212.
20. Bondarenko, V., Kovalevs'ka, I., & Ganushevych, K. (2014). *Progressive Technologies of Coal, Coalbed Methane, and Ores Mining*. London, United Kingdom : CRC Press, Taylor & Francis Group, 534 p.
21. Pivnyak, G., Bondarenko, V., & Kovalevska, I. (Eds.). (2015). *New Developments in Mining Engineering 2015*. London, United Kingdom : CRC Press, Taylor & Francis Group, 616 p.
22. Bondarenko, V. Kovalevska, I., Symanovych, H., Barabash, M., Chervatiuk, V., Husiev, O., & Snihur, V. (2020). *Combined roof-bolting systems of mine workings*. London, United Kingdom : CRC Press, Taylor & Francis Group, 283 p.
23. Бабиюк, Г.В., Мележик, А.И., & Курман, С.А. (2002). Оценка напряженного состояния массива при проведении выработки. *Уголь Украины*, (3), С. 22–26.
24. Bondarenko, V., Kovalevs'ka, I., & Fomychov, V. (2012). Features of carrying out experiment using finite-element method at multivariate calculation of "mine massif – combined support" system. *Geomechanical Processes during Underground Mining – Proceedings of the School of Underground Mining*, P. 7–13.
25. Солодянкин, А.В. & Старотиторов, И.Ю. (2004). Оценка напряженно-деформированного состояния массива вокруг очистных выработок комплексом численных методов. *Совершенствование технологии строительства шахт и подземных сооружений*, С. 73–74.
26. Kovalevs'ka, I., Symanovych, G., & Fomychov, V. (2013). Research of stress-strain state of cracked coal-containing massif near-the-working area using finite elements technique. *Annual Scientific-Technical Collection – Mining of Mineral Deposits*, P. 159–163.
27. Sakhno, I., & Sakhno, S. (2023). Numerical Studies of Floor Heave Control in Deep Mining Roadways with Soft Rocks by the Rock Bolts Reinforcement Technology. *Advances in Civil Engineering*, P. 1–23.
28. Bondarenko, V.I., Kovalevska, I., Symanovych, H., Barabash, M., & Snihur, V. (2020). Peculiarities of mining the protecting pillar in the laminal massif of soft rocks. *Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu*, (5), P. 17–25.

29. Helena, H. Jane. (2017). *Theory of Elasticity and Plasticity*. Delhi : PHI Learning Pvt. Ltd., 264 p.
30. Johnson, D. (2000). *Advanced structural mechanics. Principal Lectures in Structural Engineering*. London : Thomas Telford Ltd., 312 p.
31. Anderson, T.L. (2017). *Fracture Mechanics. Fundamentals and Applications*. Boca Raton, Florida: CRC Press, Taylor & Francis Group, 684 p.
32. Yu, W. (2021). *Geomechanical Behaviors of Bimrocks*. London, United Kingdom : CRC Press, Taylor & Francis Group, 277 p.
33. Борзяк, О.С., Лютий, В.А., Романенко, О.В. та ін. (2022). *Інженерно-геологічні дослідження для будівництва*. Харків : УкрДУЗТ, 100 с.
34. Bondarenko, V., Kovalevska, I., Symanovych, H., Barabash, M., & Vivcharenko, O. (2018). *Geomechanics of mine workings support systems*. The Netherlands : CRC Press/Balkema, 231 p.
35. СОУ 10.1.00185790.011:2007. (2008). *Підготовчі виробки на пологих пластах. Вибір кріплення, способів охорони*. Нормативний документ Мінвуглепрому України. Стандарт. Донецьк : ДонВУГІ, 114 с.
36. Бондаренко, В.И., Ковалевская, И.А., Симанович, Г.А., & Черватюк, В.Г. (2012). *Геомеханика нагружения крепи очистных и подготовительных выработок в слоистом массиве слабых пород*. Днепропетровск : ЛизуновПресс, 236 с.
37. Зборщик, М.П. & Назимко, В.В. (1991). *Охрана выработок глубоких шахт в зоне разгрузки*. Київ : Техніка, 248 с.
38. Бондаренко В.И., Ильяшов, М.А., & Руденко, Н.К. (2012). *Теория управления состоянием массива горных пород*. Днепропетровск : Лизунов-Пресс, 320 с.
39. Bondarenko, V., Salieiev, I., Kovalevska, I., Symanovych, H., & Shyshov, M. (2023). Substantiating the expedient route parameters for the location of the site outgassing wells in the Western Donbas conditions. *IOP Conference Series : Earth and Environmental Science*, P. 1–9.
40. Бондаренко, В.И., Ковалевская, И.А., Симанович, Г.А., Барабаш, М.В., & Гусев, А.С. (2015). *Взаимодействие грузонесущих элементов крепежной системы выемочных выработок «массив – рама – анкер»*. Днипро : Литограф, 214 с.
41. Kovalevska, I., Zhuravkov, M., Chervatiuk V., Husiev O., & Snihur V. (2019). Generalization of trends in the influence of geomechanics factors on the choice of operation modes for the fastening system in the preparatory mine workings. *Mining of Mineral Deposits*, 13 (3), P. 1–11.

42. Писаренко, Г.С. (1979). *Сопротивление материалов*. Киев : Высш. шк., 696 с.
43. Bondarenko, V., Svietskina, O., Sai, K., & Petlovanyi, M. (2020). Research into thermobaric processes of methane gas hydrates formation. *ARPJ Journal of Engineering and Applied Sciences*, 15 (22), P. 2688–2697.
44. Bondarenko, V., Kovalevska, I., Cawood, F., Husiev, O., Snihur, V., & Jimu, D. (2021). Development and testing of an algorithm for calculating the load on support of mine workings. *Mining of Mineral Deposits*, 15 (1), P. 1–10.
45. Бондаренко, В.И., Мартовицкий, А.В., Ковалевская, И.А., & Черватюк, В.Г. (2011). *Развитие научных основ повышения устойчивости горных выработок шахт Западного Донбасса*. Днепропетровск : ЛизуновПресс, 340 с.
46. Бондаренко, В.И., Ковалевская, И.А., Симанович, Г.А., Вивчаренко, А.В., Малыхин, А.В., Гусев, А.С. (2014). *Геомеханика нагружения и расчет параметров крепежной и охранной систем подготовительных выработок шахт Западного Донбасса*. Днепропетровск : ЛизуновПресс, 228 с.
47. Маланчук, З.Р., Козяр, В.О., Поліщук, А.М. (2016). *Механіка гірських порід*. Рівне : НУВГП, 188 с.
48. Виноградов, В.В. (1989). *Геомеханика управления состоянием массива вблизи горных выработок*. Киев : Наукова думка, 192 с.
49. Hencher, S. (2015). *Practical Rock Mechanics*. Boca Raton, Florida, USA : CRC Press, Taylor & Francis Group, 378 p.
50. Булгаков, В.М., Яременко, В.В., Черниш, О.М., & Березовий, М.Г. (2017). *Теоретична механіка*. Київ : Центр навчальної літератури, 640 с.
51. Salieiev, I.A., Bondarenko, V.I., Symanovych, H.A., & Kovalevska, I. (2021). Development of a methodology for assessing the expediency of mine workings decommissioning based on the geomechanical factor. *Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu*, (4), P. 10–16.
52. Kovalevska, I., Samusia, V., Kolosov, D., & Pysmenkova, T. (2020). Stability of the overworked slightly metamorphosed massif around mine working. *Mining of Mineral Deposits*, 14 (2), P. 43–52.
53. Бондаренко, В.И., Ковалевська, І.А., Медяник В.Ю., & Руденко, М.К. (2020). *Вугільна шахта*. Дніпро : НТУ «Дніпровська політехніка», 360 с.
54. Гайко, Г.І. (2006). *Конструкції кріплення підземних споруд*. Алчевськ : ДонДТУ, 133 с.
55. Круковський, О.П., Круковська, В.В., Адорська, Л.Г., & Буліч, Ю.О. (2022). Розвиток і застосування технології опорно-анкерного кріплення гірничих виробок в умовах вугільних шахт. *Вісті Донецького гірничого інституту*, 2 (51), С. 54–66.

56. Выгодин, М.А., & Евтушенко, В.В. (1987). Пучение пород почвы в выработках на шахтах Западного Донбасса. *Уголь Украины*, (7), С. 12–13.
57. Barabash, M., Salieiev, I., & Symanovych, H. (2021). Technical and technological aspects of the coal mine closure based on the geomechanical component assessment. *Mining of Mineral Deposits*, 15 (3), P. 7–15.
58. Бондаренко, В.И., Ковалевская, И.А., Симанович, Г.А., & Снигур, В.Г. (2014). *Экспериментальные исследования пучения пород почвы подготовительных выработок на пологих пластах Донбасса*. Днепропетровск : ЛизуновПресс, 224 с.
59. Піньковський, Г.С. (2013). *Організація і технологія проектування шахт*. Дніпропетровськ : НГУ, 600 с.
60. КД 12.01.01.201-98. (1998). *Расположение, охрана и поддержание горных выработок при отработке угольных пластов на шахтах. Методические указания*. Киев : УкрНИМИ, 149 с
61. King, R.P. (2012). *Modeling and Simulation of Mineral Processing Systems*. Englewood, Colorado, USA: Society for Mining, Metallurgy, and Exploration, Inc. (SME), 492 p.
62. Daniel T. Larose. (2006). *Data mining methods and models*. New Jersey, USA : Published by John Wiley & Sons, Inc., 322 p.
63. Бондаренко, В.И., Кузьменко, О.М., Гайдук, В.А. та ін. (2005). *Технологія підземної розробки пластових родовищ корисних копалин*. Дніпропетровськ : НГУ, 708 с.
64. Григор'єв, С.П. (2017). Систематизація гірничо-геологічних умов вугільних шахт. *Геотехнічна механіка*, (132), С. 149–156.
65. Буртний, П.О., Карнаухова, О.Є., Коболев, В.П. та ін. (2022). *Довідник (кадастр) фізичних властивостей гірських порід Українського щита при високих тисках і температурах*. Київ : Наукова думка, 281 с.
66. Буртний, П.О., *Унифицированные типовые сечения горных выработок*. (1971). Т.1. Киев : Будівельник, 416 с.
67. Кириченко, М.Т., Ган, А.Л., Стовпник, С.М., Загоруйко, Є.А., & Шайдецька, Л.В. (2018). *Підземні гірничі роботи. Технологія гірничих робіт*. Київ : КПІ ім. Ігоря Сікорського, 160 с.
68. Барабаш, М.В. (2017). *Інтенсифікація гірничих робіт при сумісному [спільному] відпрацюванні вугільних пластів з урахуванням зон знеміцнення міжпластя*. Дис. на здобуття наук. ступеня кандидата техн. наук. Спец.: 05.15.02. Дніпро : НГУ, 208 с.
69. Кириченко, В.Я., Иванов, С.П., & Гладнев, В.В. (2007). *Рамные крепи для широкого спектра горно-геологических условий современных шахт. Школа подземной разработки*, С. 151–154.

70. Cheng, G., Xu, W., Shi, B., Wu, J., Sun, B., & Zhu, H. (2022). Experimental study on the deformation and failure mechanism of overburden rock during coal mining using a comprehensive intelligent sensing method. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 14 (5), P. 1626–1641.

71. Бондаренко, В.И., Ковалевская, И.А., Симанович, Г.А., Барабаш, М.В., Снигур, В.Г., & Гусев, А.С. (2017). *Комбинированные анкерные системы для повторного использования горных выработок*. Днепро : ЛизуновПресс, 188 с.

72. Symanovych, H., Salieiev, I., Shyshov, M., & Odnovol, M. (2022). Substantiating the optimization solutions for the mine working fastening system interaction with the enclosing rock mass. *Mining of Mineral Deposits*, 16 (3), P. 54–60.

73. Симанович, Г.А. (1993). *Управление режимами взаимодействия породного массива с крепью горных выработок на основе регулирования её деформационно-силовой характеристикой*. Дисс. на соискание науч. степени доктора техн. наук. Спец.: 05.15.02; 05.15.11. Днепропетровск : ИГТМ, 408 с.

74. Ковалевская, И.А. (2004). *Геомеханика управления устойчивостью пространственной системы «массив – упрочненные породы – крепь подземных выработок»*. Дисс. на соискание науч. степени доктора техн. наук. Спец.: 05.15.11. Днепропетровск : НГУ, 349 с.

75. Wang, Y., Wang, H., He, M., Wang, Q., Qiao, Y., & Yang, J. (2020). Mine Pressure Behavior Characteristics and Control Methods of a Reused Entry that Was Formed by Roof Cutting: A Case Study. *Shock and Vibration*, P. 1–15.

76. Новикова, Л.В. (1989). *Теоретические основы и методы расчета параметров средств крепления и охраны подготовительных выработок марганцеворудных шахт*. Дисс. на соискание науч. степени доктора техн. наук. Спец.: 05.15.02. Днепропетровск, 361 с.

77. Snihur, V., Bondarenko, V., Kovalevska, I., Husiev, O., & Shaikhislamova, I. (2022). Optimization solution substantiation for resource-saving maintenance of workings. *Mining of Mineral Deposits*, 16 (1), P. 9–18.

78. Bondarenko, V., Kovalevska, I., Cawood, F., Husiev, O., Snihur, V., & Jimu, D. (2021). Development and testing of an algorithm for calculating the load on support of mine workings. *Mining of Mineral Deposits*, 15 (1), P. 1–10.

79. Симанович, Г.А. (2005). *Устойчивость подземных горных выработок*. Днепропетровск : Системные технологии, 164 с.

80. Усаченко, Б.М. (1979). *Свойства пород и устойчивость горных выработок*. Киев : Наукова думка, 136 с.

81. Усаченко, Б.М., Чередниченко, В.П., & Головчанский, Н.Е. (1990). *Геомеханика охраны выработок в слабометаморфизированных породах*. Киев : Наукова думка, 144 с.

82. Глушко, В.Т., Ваганов, Н.И., Кравцов, И.С., & Усаченко Б.М. (1969). *Исследование физико-механических свойств горных пород и проявлений горного давления в подготовительных выработках глубоких шахт Донбасса*. Киев : Наукова думка, 72 с.
83. Симанович, А.М., Сребный, М.А., Малов, В.И., & Белинский, И.Л. (1973). *Совершенствование способов охраны подготовительных выработок*. Донецк : Донбасс, 121 с.
84. Симанович, А.М., & М.А. Сребный. (1976). *Охрана выработок на глубоких горизонтах*, 144 с.
85. Weber, H. (1916). Gebirgsbruck als tie Ursache des Auftretens von Schlagwettern, Blasern, Cfsansbruchen und Gebirgssshlagen. *Gluckauf*, P. 1025–1031.
86. Niemczyk, Weber H. (1929). The Science of Destruction in Mines. *Gluckauf*, (65), P. 731–735.
87. Spackeler, G. (1932). Gasausbrüche. *Kohle und Erz*, P. 9–14.
88. Ляшок, Я.О., Подкопаєв, С.В., Бачурін, Л.Л., Бойченко, Г.Е., & Ткачук, О.М. (2022). Вплив деформаційних властивостей охоронних споруд підготовчих виробок на їх стійкість за довжиною виїмкової ділянки [ділянки]. *Вісті Донецького гірничого інституту*, 1 (50), P. 68–80.
89. Чихладзе, Е.Д., Веревічева, М.А., Галагурия, Є.І. та ін. (2010). *Основи лінійної теорії пружності, пластичності та повзучості*. Харків : УкрДАЗТ, 149 с.
90. Mityushev, V., Nawalaniec, W., & Rylko, N. (2021). *Introduction to Mathematical Modeling and Computer Simulations*. Boca Raton, USA : CRC Press, Taylor & Francis Group, 474 p.
91. Baker, G.R. (2016). *Differential Educations as Models in Science and Engineering*. Hackensack, USA : World Scientific Publishing Co., Pte. Ltd., 392 p.
92. Kovalevska, I., Samusia, V., Kolosov, D., & Pysmenkova, T. (2020). Stability of the overworked slightly metamorphosed massif around mine working. *Mining of Mineral Deposits*, 14 (2), P. 43–52.
93. Kovalevska, I., Zhuravkov, M., Chervatiuk, V., Husiev, O., & Snihur, V. (2019). Generalization of trends in the influence of geomechanics factors on the choice of operation modes for the fastening system in the preparatory mine workings. *Mining of Mineral Deposits*, 13 (3), P. 1–11.
94. Bondarenko, V., Kovalevska, I., & Symanovych, H., Poimanov, S., & Pochepov, V. (2020). Method for optimizing the protecting pillars parameters in underground coal mining. *E3S Web of Conferences*, (166), 02009.
95. *Инструкция по поддержанию горных выработок на шахтах Западного Донбасса*. (1994). Павлоград : ЗДНПЦ «Геомеханика», 95 с.

96. Заславский, Ю.З., Зорин, А.Н., & Черняк, И.Л. (1972). *Расчеты параметров крепи выработок глубоких шахт*. Киев : Техника, 156 с.

97. СОУ 10.1.05411357.010.2014. (2014). *Система забезпечення надійного та безпечного функціонування гірничих виробок із анкерним кріпленням. Загальні технічні вимоги*. Стандарт Міненерговугілля України. Дніпропетровськ : ІГТМ, 83 с.

98. Снигур, В.Г. (2014). *Обоснование прогноза и расчет параметров пучения почвы пластовых выработок шахт Западного Донбасса*. Дисс. на соискание науч. степени канд. техн. наук. Спец. 05.15.02. Днепропетровск : НГУ, 183 с.

99. Bondarenko, V., Kovalevska, I., Husiev, O., Snihur, V., & Salieiev, I. (2019). Concept of workings reuse with application of resource-saving bolting systems. *E3S Web of Conferences*, (133), 02001.

100. Байсаров, Л.В., Ильяшов, М.А., & Демченко, А.И. (2005). *Геомеханика и технология поддержания повторно используемых горных выработок*. Днепропетровск : Ліра ЛТД, 240 с.

101. ДНАОП 1.1.30-5.15-96. (1996). *Правила безпеки у вугільних шахтах*. Київ : Основа, 418 с.

102. Гребьонкін, С.С., Самойлов, В.Л., & Петренко, Ю.А. (2008). *Управління станом масиву гірських порід*. Донецьк : ДонНТУ, 231 с.

103. Ковалевская, И.А. (1995). *Взаимодействие анкерной и комбинированной крепи с породным массивом и разработка методов расчета их рациональных параметров*. Дисс. на соискание науч. степени канд. техн. наук. Спец.: 05.15.11. Днепропетровск : ДГА України, 200 с.

104. Ковалевская, И.А. (2003). *Геомеханика взаимодействия элементов системы «горный массив – упрочненные породы – крепь подземных выработок»*. Днепропетровск : НГА України, 235 с.

105. Ковалевская, И.А., Поротников, В.В., & Фомичев, В.В. (2005). Анализ подходов к разработке методов расчета параметров упрочнения вмещающих горную выработку слабых пород анкерами. *Науковий вісник НГУ*, (8), С. 7–8.

ЗМІСТ

ВСТУП	3
Розділ I. ЕТАПИ РОЗВИТКУ ПІЗНАННЯ ГЕОМЕХАНІЧНИХ ПРОЦЕСІВ ТА ЯВИЩ	5
1 СКЛАДОВІ МАТЕМАТИЧНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ГЕОМЕХАНІЧНИХ ПРОЦЕСІВ ТА ЙОГО ІСТОРІЯ	5
1.1 Алгоритм викладу матеріалу	5
1.2 Історія математичного моделювання	6
1.3 Загальна характеристика математичного моделювання	13
1.4 Програмне забезпечення розв'язування інженерних задач	20
Висновки	24
Питання для самоконтролю	24
2 ОСОБЛИВОСТІ Й ТЕХНОЛОГІЯ МОДЕЛЮВАННЯ ГЕОМЕХАНІЧНИХ ПРОЦЕСІВ	25
2.1 Особливості моделювання геомеханічних систем	25
2.2 Тенденція застосування методу скінченних елементів до розв'язування задач геомеханіки	28
2.3 Технологія проведення обчислювального експерименту	34
2.4 Алгоритм постановки обчислювального експерименту	40
2.5 Порядок виконання досліджень напружено-деформованого стану в гірничотехнічному об'єкті	42
Висновки	47
Питання для самоконтролю	48
3 СТРУКТУРА ГЕОМЕХАНІЧНИХ СИСТЕМ	49
3.1 Складові геомеханічної моделі середовища	49
3.2 Взаємозв'язок елементів структури та її особливості	55
3.3 Задачі моделювання та форми подання його результатів	57
Висновки	60
Питання для самоконтролю	60
Розділ II. МАТЕМАТИЧНІ МОДЕЛІ СТАНУ ПОРІД І МАСИВІВ	61
4 МОДЕЛЮВАННЯ БУДОВИ ТА ФОРМУВАННЯ ГІРСЬКОГО МАСИВУ	61
4.1 Параметри структури й текстури гірських масивів	61

4.2	Принципи відображення шаруватості гірського масиву	65
4.3	Особливості моделювання тріщинуватої гірської породи	68
4.4	Моделювання тектонічних порушень масиву	73
	Висновки	74
	Питання для самоконтролю	75
5	ДОСЛІДЖЕННЯ ЯВИЩА НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ В ШАРУВАТОМУ ГІРСЬКОМУ МАСИВІ	76
5.1	Обґрунтування факторів впливу текстури порід на стан шаруватого масиву	76
5.2	Перетворення напружено-деформованого стану масиву внаслідок порушення контактів між породними шарами	80
5.3	Вплив фактора потужності літотипів	90
5.4	Вплив мінливості механічних характеристик шарів породи	99
5.5	Вплив величини кута залягання літотипів, які утворюють шаруватий масив	108
	Висновки	112
	Питання для самоконтролю	114
6	ВПЛИВ ПОКАЗНИКА ТРІЩИНУВАТОСТІ НА СТАН ШАРУВАТОГО МАСИВУ НАВКОЛО ГІРНИЧОЇ ВИРОБКИ	115
6.1	Методичні особливості проведення досліджень	116
6.1.1	Гірничо-геологічні умови, у яких перебуває реальний об'єкт моделювання	116
6.1.2	Основні фактори впливу на поведінку шаруватого тріщинуватого масиву	118
6.1.3	Методика досліджень і побудова тестових геомеханічних моделей	121
6.2	Створення тестових моделей НДС для порівняльного оцінювання впливу тріщинуватості масиву	126
6.2.1	НДС у породах покрівлі виїмкового штреку	126
6.2.2	НДС у породах боків виробки	129
6.2.3	НДС у породах підшви виїмкового штреку	130
6.2.4	Загальна оцінка стану нетріщинуватого масиву в тестових моделях	131
6.3	Зміна НДС у гірському масиві під впливом його тріщинуватості	133
6.3.1	Поле розподілу вертикальних напружень у масиві	134
6.3.2	Поле розподілу горизонтальних напружень у масиві	136

6.3.3	Поле розподілу інтенсивності напружень у масиві	139
6.3.4	Узагальнення тенденцій впливу тріщинуватості порід на стан масиву	142
6.4	Вплив текстури тріщинуватих порід	145
6.4.1	Тенденції зміни поля розподілу вертикальних напружень у масиві	146
6.4.2	Тенденції впливу текстури порід у масиві на розподіл горизонтальних напружень навколо виробки	149
6.4.3	Аналіз тенденцій впливу текстури порід у масиві на параметри розподілу інтенсивності напружень	153
6.5	Вплив механічних характеристик літотипів масиву на його стан	156
6.5.1	Загальні положення	156
6.5.2	Тенденції зміни поля розподілу вертикальних напружень	158
6.5.3	Перетворення поля розподілу горизонтальних напружень	160
6.5.4	Тенденції впливу механічних властивостей літотипів масиву на поле інтенсивності напружень	162
6.5.5	Узагальнення тенденцій впливу механічних характеристик літотипів вуглевмісного масиву	165
6.6	Вплив інтенсивності тріщинуватості на НДС у масиві поблизу гірничої виробки	171
6.6.1	Загальні відомості	171
6.6.2	Тенденції зміни поля вертикальних напружень	173
6.6.3	Перетворення поля горизонтальних напружень	175
6.6.4	Вплив середньої відстані між тріщинами на поле розподілу інтенсивності напружень	178
6.6.5	Узагальнення тенденцій впливу ступеня тріщинуватості порід покрівлі на НДС у масиві навколо гірничої виробки	181
6.7	Вплив форми виробки на НДС у прилеглому масиві з урахуванням тріщинуватості шарів покрівлі	185
6.7.1	Загальні відомості	185
6.7.2	Аналіз змін параметрів розподілу вертикальних напружень	186
6.7.3	Тенденції впливу форми виробки на розподіл горизонтальних напружень у масиві	188
6.7.4	Зміни параметрів поля інтенсивності напружень під впливом форми поперечного перерізу виробки	190
6.7.5	Узагальнення тенденцій впливу форми поперечного перерізу виробки на НДС у прилеглому масиві	192

6.8	Урахування опору кріплення при оцінюванні НДС у прилеглих до виробки породах	195
6.8.1	Загальні відомості	195
6.8.2	Вплив опору кріплення на параметри розподілу вертикальних напружень у масиві	197
6.8.3	Зміна параметрів розподілу горизонтальних напружень навколо виробки під впливом опору її кріплення	200
6.8.4	Вплив опору кріплення на параметри розподілу інтенсивності напружень у прилеглому до виробки породному масиві	202
6.8.5	Підсумковий результат оцінювання опору кріплення гірничої виробки на НДС у прилеглому масиві	203
	Висновки	206
	Питання для самоконтролю	211
	Розділ III. МОДЕЛЮВАННЯ ПОВЕДІНКИ ГІРСЬКОГО МАСИВУ В ЗОНІ РОЗРИВНИХ ТЕКТОНІЧНИХ ПОРУШЕНЬ	212
7	ПЕРЕТИН ВИРОБКОЮ РОЗРИВНОГО ТЕКТОНІЧНОГО ПОРУШЕННЯ ВЕЛИКОЇ ШИРИНИ	212
7.1	Загальні відомості	212
7.2	Методика оцінювання стану масиву, який вміщує гірничу виробку	214
7.3	Виявлення найбільш небезпечних ділянок підтримання відкотного квершлягу, який перетинає розривне тектонічне порушення великої ширини	217
7.4	Аналіз напружено-деформованого стану порід у небезпечних зонах масиву	222
7.4.1	Ділянка незначного впливу скиду з лежачого боку	222
7.4.2	Зона межі скиду зі сторони лежачого боку	225
7.4.3	Серединна ділянка виробки по ширині зміщувача	228
7.4.4	Зона межі скиду зі сторони висячого боку	230
7.4.5	Ділянка незначного впливу скиду з висячого боку	234
	Висновки	237
	Питання для самоконтролю	238
8	ВПЛИВ ПАРАМЕТРІВ РОЗРИВНОГО ТЕКТОНІЧНОГО ПОРУШЕННЯ НА НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНИЙ СТАН У ПРИЛЕГЛОМУ МАСИВІ	239
8.1	Загальні відомості	239

8.2	Особливості НДС у шаруватому масиві поблизу виробки, яка перетинає розривне порушення	242
8.3	Вплив ширини розривного порушення на стан приконтурних порід	249
8.4	Вплив величини кута падіння зміщувача на НДС у масиві, який вміщує виробку	254
	Висновки	261
	Питання для самоконтролю	264
9	СТАН МАСИВУ І ГІРНИЧИХ ВИРОБОК, ЯКІ ЕКСПЛУАТУЮТЬСЯ ПОВБИЗУ РОЗРИВНОГО ТЕКТОНІЧНОГО ПОРУШЕННЯ	264
9.1	Загальні відомості й методика досліджень	265
9.2	Обґрунтування та розробка геомеханічних моделей поведінки вуглевмісного масиву пласта C_6 у зоні Брагинівського скиду	269
9.3	Аналіз НДС у вуглевмісному масиві навколо 151-го виїмкового стовпа поза зоною впливу очисних робіт	272
9.3.1	Розподіл вертикальних напружень у масиві	273
9.3.2	Поле горизонтальних напружень у масиві	276
9.3.3	Особливості розподілу інтенсивності напружень у масиві	280
9.4	Аналіз НДС у вуглевмісному масиві навколо виїмкового стовпа на ділянці, де відбулось проходження 151-ї лави	283
9.4.1	Розподіл вертикальних напружень у масиві	284
9.4.2	Поле горизонтальних напружень у масиві	289
9.4.3	Особливості розподілу інтенсивності напружень	293
	Висновки	296
	Питання для самоконтролю	298
	Розділ IV. ФІЗИЧНІ МОДЕЛІ ПОВЕДІНКИ ГІРСЬКИХ ПОРІД	299
10	ПРИНЦИПИ ВІДОБРАЖЕННЯ ЗВ'ЯЗКУ МІЖ НАПРУЖЕННЯМИ ТА ДЕФОРМАЦІЯМИ ГІРСЬКИХ ПОРІД	299
10.1	Загальні відомості	299
10.2	Моделювання діаграм деформування гірських порід	302
10.3	Принципи врахування дії реологічного фактора у фізичних моделях вуглевмісної товщі	308
10.4	Застосування теорій міцності гірських порід у моделюванні їхнього стану	310
	Висновки	314
	Питання для самоконтролю	315

11	ВІДОБРАЖЕННЯ ПРУЖНОГО НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ В ГЕОМЕХАНІЧНІЙ МОДЕЛІ	316
11.1	Загальні відомості	317
11.2	Вплив деформаційних характеристик літотипів на відображення НДС у геомеханічній моделі	318
11.2.1	Моделювання розподілу поля вертикальних напружень	319
11.2.2	Тенденції зміни змодельованого поля горизонтальних напружень	324
11.2.3	Вплив деформаційних характеристик літотипів вуглевмісної товщі на розподіл у ній інтенсивності напружень	329
11.2.4	Динаміка НДС у рамному кріпленні під впливом зміни деформаційних характеристик прилеглих породних шарів	333
11.3	Зв'язок НДС між показниками в елементах геомеханічної системи і глибиною розробки	335
11.3.1	Відображення розподілу поля вертикальних напружень у геомеханічній моделі гірських порід	335
11.3.2	Тенденції зміни поля горизонтальних напружень	344
11.3.3	Закономірності зміни параметрів розподілу інтенсивності напружень	353
11.3.4	Тенденції зміни інтенсивності напружень у рамному кріпленні	360
11.3.5	Моделювання зв'язку параметрів стану прилеглої масиви і кріплення з геомеханічними факторами	361
	Висновки	366
	Питання для самоконтролю	368
12	ПРУЖНО-ПЛАСТИЧНЕ ДЕФОРМУВАННЯ МАСИВУ НАВКОЛО ГІРНИЧОЇ ВИРОБКИ	369
12.1	Загальні положення	370
12.2	Вплив розрахункового опору стиску породних шарів прилеглої вуглевмісної товщі на НДС у геомеханічній системі	372
12.2.1	Порівняльний аналіз еюр повних переміщень породи	372
12.2.2	Порівняльний аналіз напруженого стану порід	375
12.3	Тенденції зміни НДС у геомеханічній системі залежно від співвідношення деформаційних характеристик прилеглих породних шарів вуглевмісного масиву	378
12.3.1	Поле переміщень породи навколо пластової виробки	379
12.3.2	Напружений стан вуглевмісного масиву	380
12.4	Вплив глибини розташування виробки на відображення НДС у геомеханічній моделі	383

12.4.1	Поле переміщень породи навколо пластової виробки	383
12.4.2	Напружений стан прилегло до виробки масиву	386
	Висновки	389
	Питання для самоконтролю	391
13	ГЕОМЕХАНІЧНА МОДЕЛЬ З ВИКОРИСТАННЯМ ПОВНОЇ ДІАГРАМИ ДЕФОРМУВАННЯ ГІРСЬКОЇ ПОРОДИ	392
13.1	Загальні відомості	392
13.2	Вплив міцнісних і деформаційних характеристик породних шарів на їх НДС навколо гірничої виробки	394
13.2.1	Еюра повних переміщень масиву навколо виробки	394
13.2.2	Напружений стан прилеглих до виробки породних шарів	398
13.3	Вплив глибини розташування виробки на НДС у прилеглому до виробки масиві	403
13.3.1	Тенденції зміни повних переміщень масиву навколо виробки	403
13.3.2	Закономірності перетворення напруженого стану прилегло масиву	406
	Висновки	413
	Питання для самоконтролю	414
14	ЗАКОНОМІРНОСТІ ЗВ'ЯЗКУ ПЕРЕМІЩЕНЬ КОНТУРУ ВИРОБКИ З ГЕОМЕХАНІЧНИМИ ПАРАМЕТРАМИ СИСТЕМИ «МАСИВ – КРІПЛЕННЯ»	414
14.1	Методика проведення обчислювального експерименту	416
14.2	Вплив геомеханічних параметрів вуглевмісного масиву на зміщення покрівлі виробки	420
14.3	Закономірності зближення боків виробки	426
14.4	Вплив геомеханічних параметрів вуглевмісного масиву на здимання підосви виробки	433
14.5	Закономірності зміни контуру пластової виробки	437
	Висновки	440
	Питання для самоконтролю	442
15	РЕОЛОГІЧНА МОДЕЛЬ ПОВЕДІНКИ ГІРСЬКОГО МАСИВУ НАВКОЛО ПІДЗЕМНИХ ВИРОБОК	443
15.1	Загальні відомості	443
15.2	НДС масиву в зоні кінцевої ділянки лави під час її зупинки	446
15.2.1	Методичні особливості моделювання	446
15.2.2	Аналіз вертикальних напружень у масиві	447

15.2.3	Аналіз горизонтальних напружень у напрямку підняття пласта	452
15.2.4	Аналіз горизонтальних напружень у напрямку простягання пласта	456
15.2.5	Аналіз розподілу інтенсивності напружень у масиві	458
15.2.6	Зміна епюр повних переміщень масиву в часі	461
15.3	Часова зміна НДС у вуглевмісній товщі на ділянці підтримання виїмкової виробки поза зоною впливу очисних робіт	464
15.3.1	Методичні особливості моделювання	464
15.3.2	Аналіз вертикальних напружень у масиві	465
15.3.3	Аналіз горизонтальних напружень у масиві	467
15.3.4	Аналіз інтенсивності напружень у масиві	469
15.4	Часова зміна НДС у вуглевмісній товщі на ділянці фронтального опорного тиску попереду лави	471
15.4.1	Методичні особливості моделювання	471
15.4.2	Аналіз вертикальних напружень у масиві	473
15.4.3	Аналіз горизонтальних напружень у масиві	476
15.4.4	Аналіз інтенсивності напружень у масиві	476
15.5	Часова зміна НДС у вуглевмісній товщі на ділянці позаду лави	479
15.5.1	Методичні особливості моделювання	479
15.5.2	Аналіз вертикальних напружень у масиві	482
15.5.3	Аналіз горизонтальних напружень у масиві	484
15.5.4	Аналіз інтенсивності напружень у масиві	486
	Висновки	488
	Питання для самоконтролю	490
	ВИСНОВКИ	491
	ПЕРЕЛІК ПОСИЛАНЬ	499

Навчальне видання

Бондаренко Володимир Ілліч
Салєєв Ільдар Азізюляєвич
Черватюк Віктор Григорович
Симанович Геннадій Анатолійович
Ковалєвська Ірина Анатоліївна

ПРИКЛАДНІ ЗАДАЧІ ГЕОМЕХАНІКИ ВУГІЛЬНИХ ШАХТ

Книга 1 Моделювання гірського масиву

Навчальний посібник

Видано в авторській редакції

Підп. до друку 16.05.2024. Формат 701/290 1/16.
Папір офсет. Друк офсетний. Ум. друк. арк. 23,93.
Обл.-вид. арк. 27,09. Тираж 100 пр. Зам. № 16052024

Видавництво ТОВ «ЛПрес»
49064, м. Дніпро, просп. Сергія Нігояна, 55
Свідоцтво про внесення до Державного реєстру видавців,
виготівників та розповсюдження видавничої продукції
ДК 8091 від 20.03.2024

Тел: +38 097 1856998,
www.lpress.com.ua
e-mail: lpress@ukr.net