

Міністерство освіти і науки України
Національний технічний університет України
«Київський політехнічний інститут»

Кравець В.Г., Ткачук К.К., Гребенюк Т.В., Ган А.Л.

**ОЩАДЛИВІ СПОСОБИ ВІДДІЛЕННЯ
КАМ'ЯНИХ БЛОКІВ**

Монографія

КИЇВ
2016

ЗМІСТ

	Стор.
ВСТУП	4
РОЗДІЛ І РОЗВИТОК ДОСЛІДЖЕНЬ З ВИДОБУТКУ КАМ'ЯНИХ БЛОКІВ	5
1.1 Сучасні невибухові методи та засоби відділення кам'яних блоків.....	5
1.2. Досвід використання та перспективи експлуатації гідравлічного обладнання для видобутку гранітних блоків.....	14
1.3. Видобуток кам'яних блоків з використанням направленою методу відколювання.....	30
1.4 Розвиток техніки вибухового утворення монотріщин і оконтурювання масиву.....	38
РОЗДІЛ 2 СТАТИЧНІ МЕТОДИ РОЗКОЛЮВАННЯ МОНОЛІТНИХ ПОРІД	41
2.1. Дослідження тиску тріщиноутворення при статичному руйнуванні порід шпуровим методом.....	41
2.2. Питоме зусилля тріщиноутворення при гідропоршневому руйнуванні порід.....	47
2.3 Вибір моделі гірської породи з урахуванням штучної анізотропії в області дії лінії шпурів.....	53
2.4 Напружено-деформований стан в площині шпурів під дією статичних навантажень.....	56
2.5 Визначення відколюючих статичних навантажень.....	66
2.6 Розрахунок відстані між шпурами при статичному руйнуванні гірських порід.....	69
2.7 Вплив схеми навантаження в шпурі з концентраторами напружень на розвиток тріщини розколювання.....	74
РОЗДІЛ 3 ДОСЛІДЖЕННЯ ДИНАМІЧНИХ ЯВИЩ ПРИ ДІЇ СИСТЕМИ ВИПРОМІНЮВАЧІВ	85
3.1 Взаємодія динамічних полів напружень поблизу гармонічно навантажених шпурів.....	85
3.2 Вплив параметрів середовища та джерел динамічного навантаження на формування полів напружень.....	88
3.3. Створення раціональних дифракційних режимів навантажень шпурів для відколювання кам'яних блоків.....	96
РОЗДІЛ 4 СПОСОБИ І ЗАСОБИ КОМБІНОВАНОГО УПРАВЛІННЯ ПРОЦЕСОМ ТРІЩИНОУТВОРЕННЯ	101
4.1 Поля напружень навколо шпура при нормальних статичних навантаженнях.....	101
4.2. Застосування гідропоршневих агрегатів для створення взаємодіючих розривних зусиль.....	111
4.3 Умови ефективного застосування схем навантаження шпурів за	

рахунок гідроагрегатів.....	...123
4.4 Експериментальні дослідження впливу динамічних навантажень на процеси тріщино утворення.....	...129
4.5 Дослідження взаємодії статичних і динамічних навантажень при статико-динамічному методі відділення монолітів.....	...134
4.6 Розробка газодинамічних установок для спрямованого ошадливого руйнування гірського масиву.....	...147
РОЗДІЛ 5 ЗАСОБИ УПРАВЛІННЯ МЕХАНІЧНИМ ЕФЕКТОМ ВИБУХУ ШПУРОВОГО ЗАРЯДУ.....	...156
5.1 Часовий фактор при деформуванні матеріалу забивки.....	...156
5.2 Вплив конструкції забивки на механічний ефект вибуху подовженого заряду.....	...164
5.3 Регулювання механічного ефекту вибуху в донній частині зарядної порожнини.....	...167
5.4 Досвід створення вибухових речовин з пониженими детонаційними властивостями.....	...173
5.5 Вибір енергетично раціональних рецептур низькошвидкісних сумішевих ВР.....	...179
РОЗДІЛ 6 ТЕХНОЛОГІЧНІ АСПЕКТИ КОМПОЗИЦІЙНОЇ ТЕХНОЛОГІЇ.....	...185
6.1 Добір газоутворюючих низькошвидкісних сумішевих ВР за енергетичними характеристиками.....	...185
6.2 Потенційні силові можливості розроблених експериментальних агрегатів тиску.....	...192
6.3 Промислова перевірка статико-динамічної технології видобутку гранітних блоків.....	...196
6.4 Технічні та еколого-економічні аспекти створення площинної зони руйнування в гірському масиві.....	...199
ВИСНОВКИ.....	...203
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ.....	...205

ВСТУП

Україна посідає одне з чільних місць у світі за поширенням та унікальністю родовищ природного каменю, який широко застосовується в різних галузях будівництва та архітектури. Тому технологіям видобутку блоків природного каменю постійно приділяється значна увага.

Удосконалення відомих і розроблення нових ефективних методів та засобів видобутку кам'яних блоків повинні забезпечувати підвищення економічних показників виробництва та його конкурентоздатність на сучасному світовому ринку природного каменю.

На протязі останніх років виконано ряд теоретичних та експериментальних робіт, які дозволили створити комплекси відносно простих та ефективних технологій видобутку кам'яних блоків, що базуються на використанні ручних клинів, невибухових руйнуючих сумішей (НРС), гідроклинів, вибухових і газоутворюючих речовин та на їх комбінованому застосуванні.

Одним з можливих перспективних шляхів підвищення конкурентоспроможності вітчизняної галузі видобутку блоків на сучасному світовому ринку природного каменю є розроблення з подальшим впровадженням у виробництво ефективних технологій каменевидобування з використанням малогабаритних агрегатів тиску, які мають просту конструкцію, незначну ціну, малі габарити та масу при питомих зусиллях в шпурі без споживання електроенергії одного порядку з кращими зразками дорогого, як правило зарубіжного обладнання. Враховуючи викладене, можна зробити висновок про необхідність у теоретичному та експериментальному обґрунтуванні нових енергозберігаючих методів відділення кам'яних блоків. Дослідження закономірностей протікання статико-динамічних процесів у гірських породах та підвищення ефективності технології їх використання для видобутку гранітних блоків досі не втрачає актуальності.

Книга є спільною роботою науковців кількох кафедр Інституту енергозбереження та енергоменеджменту НТУУ «КПІ». Розділи з розробки та випробування конструктивних елементів гідроагрегатів для формування площини розриву статичним методом написано за матеріалами спільних досліджень з кандидатом техн. наук Фоменко О.І.

Книга може бути корисною для інженерно-технічних працівників і проектувальників. Викладачі, аспіранти та студенти гірничих учбових закладів можуть використовувати матеріали монографії в науковій діяльності, при виконанні дипломних проектів та дисертаційних робіт.

РОЗДІЛ І

РОЗВИТОК ДОСЛІДЖЕНЬ З ВИДОБУТКУ КАМ'ЯНИХ БЛОКІВ

1.1. Сучасні невибухові методи та засоби відділення кам'яних блоків

Одна з головних проблем видобутку природного облицювального каменю є зниження втрат цінної сировини при відділенні блоків від масиву, відповідно збільшення виходу блочної продукції з масиву, що відпрацьовується. Актуальними є також проблеми підвищення ефективності використання видобувного обладнання, його вдосконалення для зниження трудових витрат на видобуток блоків і виробництво облицювальних виробів, підвищення якості кам'яної продукції.

Сучасні досягнення науки і техніки дають можливість збільшити продуктивність видобутку і обробки каменю, понизити вартість видобування сировини і виготовлення готової продукції, значно інтенсифікувати продуктивність каменевидобувного і каменеобробного виробництва.

Вибір конкретної технології видобутку кам'яних блоків є комплексною задачею, на вирішення якої впливає ряд чинників. Найважливішими з них є: економічні можливості підприємства; запланований об'єм виробництва; міцнісні характеристики масиву, пов'язані з геологічними особливостями масиву, наявністю та ступенем природної тріщинуватості породи, її анізотропними властивостями; вимоги до якості блоків та кінцевого продукту виробництва (полірованих облицювальних плит та інших виробів),

Підкреслимо, що специфіка видобутку блокового каменю вимагає максимального збереження природної монолітності й цілісності окремоств, які видобуваються. Зберегти цілісність каменю при видобутку можливо лише прямим або опосередкованим обмеженням руйнуючих зусиль в площині та на межах лінії відокремлення блоку від масиву. Роботи слід проводити так, щоб створювалися лише місцеві напруження, які концентруються в напрямку бажаного відколювання.

Поряд з натуральними показниками ефективності (собівартість продукції, прибуток, рентабельність тощо) в практиці гірничої справи і наукових досліджень знаходить застосування показник відносної складності видобутку корисної копалини, який обіймає всі технологічні процеси. Стосовно кар'єрів блокового каменю визначення його також має свою специфіку, оскільки тут окремі процеси не співставні за працемісткістю.

Найбільш працемісткі й дорогі процеси підготування каменю до видобування і поділу його на товарні блоки. Їх частка в собівартості блочної продукції становить 50-90%. Витрати на решту процесів незначно пов'язані з механічними властивостями порід. Тому оцінку відносної складності видобутку кам'яних блоків можна достатньо повно виконати за витратами на відокремлення монолітів від масиву та їх розробку. При цьому необхідно враховувати те, що видобуток кам'яних блоків пов'язаний з одержанням монолітних кусків великого об'єму і маси потрібних розмірів і форми. Це

досягається за рахунок направленою руйнування породи, яке за працемісткістю значно більше, ніж просте руйнування з метою отримання будівельного матеріалу.

Інтенсивний розвиток гірничовидобувної промисловості ще в сімдесяті роки минулого століття поставив нові задачі перед базовими теоретичними науками для комплексного вдосконалення гірничого виробництва. В цих умовах розвинулась в якості найважливішої частини гірничої науки геотехнічна і гірнична механіка гірських порід, яка поєднує велику кількість дисциплін для вирішення важливих питань ефективного видобутку корисних копалин.

В процесі розвитку техніки і технологій видобування блочної продукції створено численні статичні і динамічні методи і засоби відділення монолітів, які розрізняються за продуктивністю, ступенем впливу на масив, тобто інтенсивністю порушення природного стану каменю, виходом якісної товарної продукції, та відповідно економічними показниками.

З розвитком гірничих технологій в цьому напрямку, на сучасному етапі постає проблема синтезу статичних та динамічних способів відділення блочного каменю від масиву з метою використання і поєднання позитивних сторін обох принципово різних відколювання.

Найбільш відомі сучасні методи та засоби видобутку кам'яних блоків, що знайшли використання в гірничій промисловості, і які можуть бути використані в поєднанні, досить детально проаналізовані в [1-32].

Деякі з розроблених технологій, незважаючи на неодноразове вдосконалення, не знайшли широкого застосування у виробництві. Це пояснюється як економічними факторами, так і складнощами використання, наявністю небезпечних факторів тощо.

У світовій практиці набули поширення технології розпилювання граніту канатно-абразивними або канатно-алмазними пилами, які використовуються на відкритих розробках у кар'єрах для відокремлення монолітів від масиву. Для ефективного використання таких технологій бажано мати в масиві підстилаючу тріщину. Використання таких технологій забезпечує досить чисту поверхню різання, а також мінімум динамічних впливів на масив та відсутність мікротріщин технологічного походження. Але відсутність виробництва такого обладнання в Україні зумовлює високу вартість кінцевої продукції.

Так, 1,0м тросу армованого алмазними втулками виробництва Китаю коштує біля 120 доларів США (інформація на початок 2009р.). Діаметр тросу 11,5мм, гарантія різання 12м² лабродоріту.

Враховуючи, що для відокремлення моноліту від масиву трос повинен мати довжину кілька десятків метрів стає очевидним досить високі експлуатаційні витрати для роботи такого обладнання.

Якщо для приводу цього обладнання використовують електродвигуни, то в умовах кар'єру (підвищена температура, вологість) виникає небезпека ураження працюючих електричним струмом.

Крім того, продуктивність алмазно-канатного випилювання суттєво знижується при розробці абразивних порід або порід високої міцності.

З фізико-технічних засобів відокремлення монолітів від масиву значне поширення отримало різання каменя термогазоструменевими різачками, які створюють при контакті з каменем тепловий ударний імпульс.

На сьогодні використовують термогазоструменеві апарати двох основних типів: апарати, які працюють на бензо-повітряній та на газо-кисневій сумішах.

Газо-кисневі апарати мають високий газодинамічний ефект, малі габарити та масу, високу продуктивність. Однак вони вимагають стаціонарних умов експлуатації, спеціального обладнання для подачі кисню, складні в експлуатації та небезпечні в практичному та екологічному відношенні.

Простішими за конструкцією, дешевшими і надійнішими є бензо-повітряні термогазоструменеві різачки. Певним недоліком газоструменевого різання є також підвищена технологічна та екологічна небезпека такої технології. Найбільше розповсюдження з фізико-технічних засобів відокремлення монолітів від масиву отримало різання каменя термогазоструменевими різачками. При газоструменевому різанні руйнування породи зумовлено дією факелу розжарених до температури 2000К газів, що витікають з сопла зі швидкістю 2500м/с, які створюють при контакті з каменем тепловий ударний імпульс.

В наш час використовують термогазоструменеві апарати двох основних типів: апарати, які працюють на бензо-повітряній та на газо-кисневій суміші.

Газо-кисневі апарати мають високий газодинамічний ефект, малі габарити та масу, високу продуктивність. Однак вони вимагають стаціонарних умов експлуатації, спеціального обладнання для подачі кисню і складні в експлуатації. В практичному відношенні такі апарати більш небезпечні.

Як свідчать результати дослідів та промислових випробувань, продуктивність термогазоструменевих різачків залежить від зернистості породи, її твердості та вмісту кольорових мінералів та кварцу. При збільшенні розмірів мінеральних зерен ефективність термічного різання зростає.

Певним недоліком газоструменевого різання є підвищена небезпека такої технології. Найбільш поширеними нещасними випадками при роботі з термоінструментом є опіки, пошкодження очей шматочками граніту, ураження людей вибухами не знешкоджених відмовних зарядів ВР при їх контакті з вогнем, травми від ударів пневматичних рукавів, що розірвалися.

У світовій практиці знайшла своє застосування технологія різання граніту струменем води під великим тиском. У порівнянні з термогазоструменевими різачками такі установки створюють набагато менше шуму під час їх використання, практично не утворюється пилю, а вода може використовуватися в замкнутому циклі. Суттєвою перевагою водоструменевого способу є екологічність та вища швидкість різання

каменю, ніж термогазоструменевими різачками, менша ширина розрізу, що сприяє зниженню втрат при видобутку. Застосування способу пов'язане зі складністю створення і використання насосів високого тиску, значними витратами енергії і води. На даний час широкого застосування в гірничій промисловості України ця технологія не набула через високу вартість обладнання.

В дев'яностих роках минулого сторіччя міжнародною компанією гідромоніторного обладнання «СІВЖ» була розроблена та запропонована технологія різання граніту струменем води під великим тиском. Основою цієї технології служить винахід Шарля Ложеля, а система різання водою під високим тиском отримала назву Ложел-Джет.

Ця технологія дозволяє нарізати до 8м² граніту за годину, при високій якості поверхонь блоку. Глибина різання досягає 3 метрів при ширині розрізу 6-8см.

В даний час широкого застосування в гірничій промисловості ця технологія не набула і її практичне використання носить обмежений характер.

Ця технологія дозволяє нарізати до 8м² граніту за годину, при високій якості поверхонь блоку. Глибина різання досягає 3 метрів при ширині розрізу 6-8см.

Різання відбувається за рахунок подачі води під високим тиском в головку з набором сопел. Коливання гнучкого шлангу високого тиску, по якому подається вода на головку, підсилює ефект різання породи і одночасно визволяє розріз від уламків породи.

Потужний насос дозволяє отримати тиск від 800 до 2000 бар при подачі від 60 до 120 літрів за хвилину. Для приводу насоса, як правило, використовується двигун внутрішнього згоряння потужністю від 160 до 330кВт. Враховуючи значну потужність двигуна, він встановлений в спеціальному шумопоглинаючому контейнері.

Запас води для насоса знаходиться в корозійностійкій цистерні об'ємом 6000 літрів. Такий об'єм гарантує автономну роботу системи протягом приблизно однієї години. Технологія передбачає безперервне постачання води.

Система має два фільтри. Перший фільтр грубого очищення забезпечує фільтрацію часток до 70 мікрон, другий фільтр, що встановлений безпосередньо перед насосом, має тонкість фільтрації до 5 мікрон.

Для гарантії надійної роботи насоса треба забезпечити промивання фільтрів кожного дня.

Возик з обладнанням встановлюється на мачті висотою 12м, що дозволяє переміщувати сопло на потрібну висоту. Сама мачта рухається по рейках вздовж фронту обробки на відстань 24м.

З наведеної характеристики обладнання для різання граніту струменем води під великим тиском можна зробити висновок, що широке застосування такої технології стримується наступними чинниками: велике енергоспоживання (потужність двигуна 160-330кВт); необхідність

гарантованого водопостачання, що може бути проблематичним в холодну пору року; висока трудомісткість експлуатації, що включає, перш за все, монтаж та демонтаж великогабаритного обладнання за допомогою підйомно-транспортних машин, обов'язкове промивання водяних фільтрів кожного робочого дня; застосування електроприводу для керування рухом сопла, що негативно впливає на електробезпеку технологічного процесу.

Значна частина сучасних методів та засобів для видобутку кам'яних блоків передбачає різні види силової дії на породу (рис.1.1).

Основою технології видобутку корисних копалин є руйнування гірських порід, яке при розробці родовищ, складених скельними породами, досить часто виконується з допомогою енергії вибуху. Проведення робіт із застосуванням енергії вибухових речовин повинно базуватися на основі фундаментальних наукових досліджень з найважливіших розділів геодинаміки – сформованого за останні роки наукового напрямку з вивчення поведінки різних породних масивів під дією динамічних (головним чином вибухових) навантажень.

Вирішення технологічних задач вибухового руйнування міцних скельних порід не обмежується лише підготовкою корисної копалини до виймання шляхом подрібнення та відділення частини масиву. Призначенням вибуху є також такі задачі, як оконтурювання масиву з метою гасіння сейсмічної хвилі на масових вибухах, захисту масиву поза блоком, що підривається, обережне відділення монолітів декоративного каменю від основного масиву без пошкоджень моноліту і прилеглого масиву.

В наш час розроблені та використовуються різні види цієї технології, а саме: вибухове відбивання з використанням димного пороху; вибухове відбивання за допомогою гуриту; використання пластичних та ВР з малою густиною; використання бризантних ВР; використання гідроімпульсного обладнання; видобуток блоків за допомогою детонуючого шнура; відколювання каменю зарядами направленої дії; використання електроімпульсного гдровибуху.

Вибухова технологія видобутку гранітних блоків відрізняється від видобутку механічними засобами перш за все меншими витратами праці та енергії, а також можливістю отримати при невеликій масі ВР значну енергію силового імпульсу. Саме тому вибухова технологія й отримала розповсюдження на кар'єрах з видобутку каменю, особливо для видобутку високоміцних його різновидів.

Однак питома вага технологій видобутку граніту з використанням механічних засобів зростає, що зумовлено наступними недоліками вибухової технології: вибух в значній мірі порушує монолітність породи, що приводить до зменшення виходу готової продукції з 1м^3 блоку, особливо при виготовленні тонких плит; вибухова технологія відноситься до процесів підвищеної небезпеки; обов'язкова наявність спеціально підготовлених кадрів для проведення вибухових робіт; зупинка роботи кар'єру для виводу людей і механізмів з небезпечної зони, що призводить до втрат робочого часу.

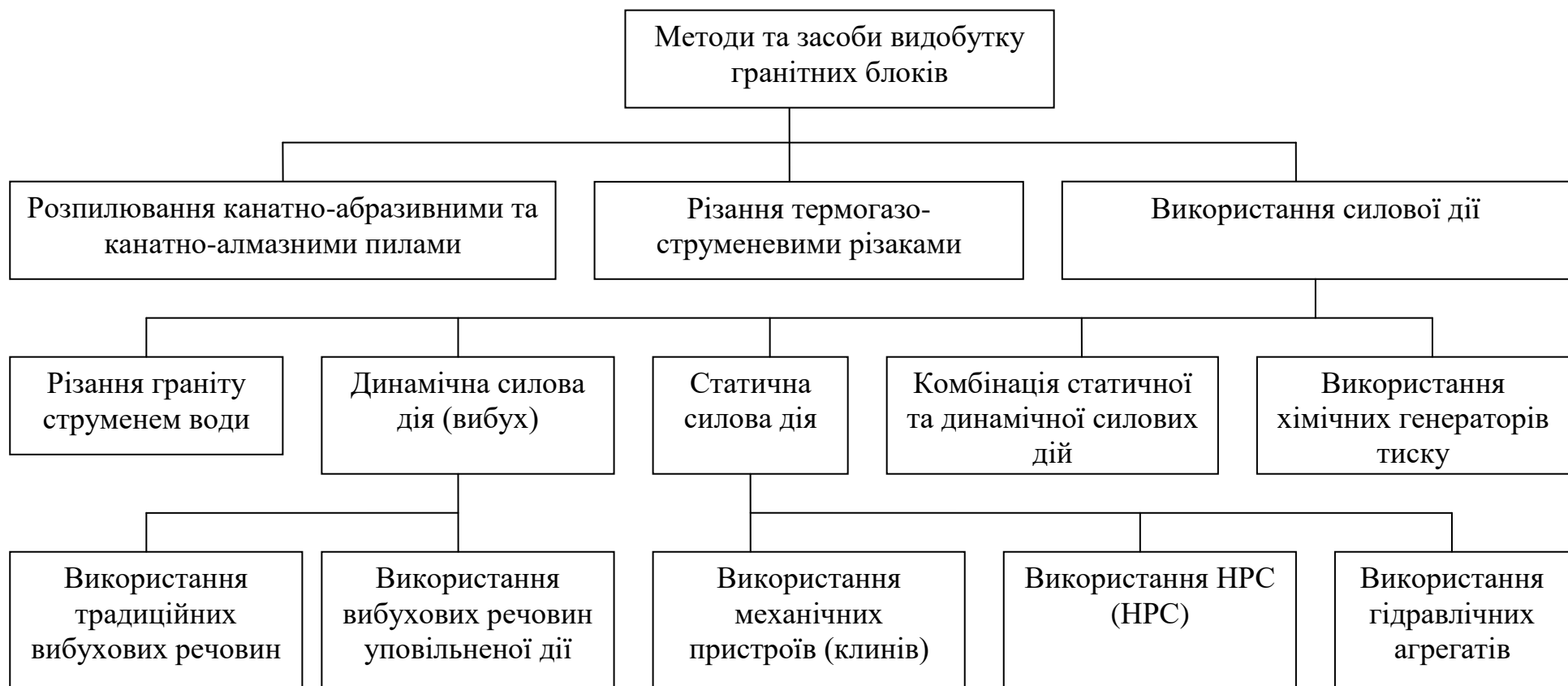


Рис. 1.1. Класифікація методів та засобів видобутку гранітних блоків

Розповсюдженими технологіями видобутку гранітних блоків, в основі яких лежить статична силова дія на стінки шпура, є технології, які передбачають використання ручних клинів, невибухових розширюваних сумішей (НРС) та гідроагрегатів.

На практиці знайшли застосування ручні клини різних конструкцій, а саме: прості, з допоміжними щічками, складні.

Як правило, довжина клинів лежить в діапазоні від 120 до 250мм, що забезпечує розколювання граніту площею від 1 до 2м². Кут загострення ручних клинів дорівнює 10...12,5° [2, 3].

Використання ручних клинів для вітчизняних кар'єрів з малим видобутком граніту дозволяє економити кошти на придбанні дорогих машин і механізмів та забезпечує потрібну якість блоків.

До недоліків зазначеної технології слід віднести використання важкої фізичної праці.

Процес розколювання гранітного блоку за допомогою ручних клинів представлено на рис. 1.2.

Протягом останніх 20 років постійно відбувався розвиток технології використання НРС для видобутку гранітних блоків. У наш час ця технологія набула широкого застосування в гірничій промисловості [12-16, 29-31].

НРС здатні розвивати в шпурах тиск до 40-50МПа і використовуються для відокремлення моноліту від масиву і для розколювання моноліту на блоки. В цілому, як показує практика, використання НРС для видобутку блоків може бути достатньо ефективним.

Аналіз досвіду використання НРС дав можливість визначити і певні проблеми цієї технології, а саме:

- обмежений строк зберігання НРС та необхідність точно виконувати правила приготування суміші;
- проблематичність заповнення НРС горизонтальних шпурів, а також вертикальних шпурів з водою;
- час розвитку максимального тиску в шпурах сильно залежить від погодних умов і може коливатись в діапазоні 24-48 годин;
- використання НРС обмежене температурою масиву в діапазоні 0-25°C;
- при температурі -5°C руйнування породи настає тільки через 3-4 доби, а при більш низьких температурах дія НРС зовсім припиняється;
- використання електричних нагрівачів для підігріву НРС в шпурах при низьких температурах суттєво ускладнює технологічний процес;
- при приготуванні суміші, а також при заповненні нею шпурів обов'язкове використання таких засобів індивідуального захисту, як захисні окуляри, рукавиці, респіратор;
- при температурі вище +25°C та інтенсивному протіканні реакції часто відбуваються «постріли» суміші з шпурів, що може бути причиною ураження працюючих [34, 35];

- у разі неспрацювання суміші повторне використання шпурів з затверділою НРС неможливе;
- після спрацювання НРС та утворення початкової вузької тріщини порожнини заповнених затверділою НРС шпурів неможна використовувати для подальшого відштовхування моноліту від масиву з метою розширення тріщини та використання підйомно-транспортних машин (такого недоліку немає при використанні гідравлічних агрегатів).



Рис. 1.2. Розкол гранітного блоку ручними клинами.

В 1992-1997 роках в Київському політехнічному інституті докторантом Ткачуком К.К. була здійснена успішна спроба розробити комплексну технологію видобутку гранітних блоків, яка передбачає попереднє створення в породі направленої статичної силової дії з наступним поєднанням статичної силової дії з динамічною. В більшості випадків для створення статичної силової дії і отримання в потрібних зонах породи необхідного напружено-деформованого стану використовувалась НРС, а динамічний силовий імпульс отримувався за рахунок використання ВР.

Наведена комплексна технологія дозволила отримати такі позитивні результати:

- створення перед вибухом в певних зонах породи попередньо напруженого стану дозволило підвищити якість відколювання блоків та зменшити технологічні втрати граніту;

- за рахунок використання в даній технології більш слабого динамічного силового імпульсу (вибуху) значно зменшується утворення мікротріщин в зоні шпурів з ВР, що також зменшує технологічні втрати граніту при подальшій його обробці.

Наведені вище позитивні сторони розробленої комплексної технології дозволяють підняти економічні показники виробництва через підвищення виходу якісної продукції.

Однією з новітніх технологій, яка розрахована на відокремлення моноліту від масиву за рахунок силової дії є використання генератора тиску хімічного «Літокол» (ГТХ «Літокол») [26].

По швидкості навантаження породи, цей засіб займає проміжне становище між динамічною та статичною силовою дією, тобто між порохом та НРС. При використанні ГТХ «Літокол» відсутній вплив згоряння двокомпонентної суміші в режимі швидкісного горіння на утворення непередбачених тріщин та мікротріщин як в моноліті, який відколюється, так і в масиві.

Якщо при спрацюванні НРС тріщина між масивом та монолітом має ширину всього 2-5мм, то при використанні ГТХ «Літокол» ця тріщина має ширину на порядок більшу, що виключає додаткову технологічну операцію по відштовхуванню моноліту від масиву з метою подальшого використання підйомно-транспортних машин для його переміщення.

ГТХ «Літокол» добре зарекомендував себе на гранітних кар'єрах з висотою уступів від одного до шести метрів при використанні вертикальної стрічки шпурів, наявності «підшви», або тріщин по двох площинах. Найбільш ефективно технологія працює з канатною пилою.

Певна небезпека при використанні цієї технології пов'язана з застосуванням для підпалу суміші в шпурах від електричної мережі.

В даний момент ця нова технологічна розробка для відколювання монолітів від масиву через неоднозначність тлумачення природи спрацювання «Літоколу» широкого застосування на гранітних кар'єрах України не знайшла.

Сучасний стан видобутку гранітних блоків характеризується широким використанням гідравлічного обладнання. Враховуючи, що дана робота присвячена саме технологіям використання гідравлічних агрегатів, було вирішено розглянути цей сегмент обладнання в окремому підрозділі даного розділу.

Слід зазначити, що на рис.1.1 наведені лише найбільш поширені технології видобутку гранітних блоків. Відомі ще й інші технології, які з різних причин мають або обмежене застосування, або знаходяться в стадії розробки.

1.2. Досвід використання та перспективи експлуатації гідравлічного обладнання для видобутку гранітних блоків

Для обґрунтування основних вимог до перспективного гідравлічного обладнання для видобутку гранітних блоків та розробки технології його використання необхідно проаналізувати накопичений промисловий досвід.

На рис. 1.3 представлено основні гідравлічні агрегати для видобутку гранітних блоків.

Серед сучасного гідравлічного обладнання для видобутку гранітних блоків значне поширення набули гідравлічні клини різних модифікацій [36, 37].

Найбільш відомі гідроклинові установки «Дарда», які виготовляє фірма «Порсфельд» (Німеччина), установки «Хірадо» японського виробництва.

Сучасні гідроклини мають розривне зусилля 800-6000кН. Вони розраховані для використання в шпурах діаметрами від 20 до 47мм, їх маса дорівнює 10-35кг.

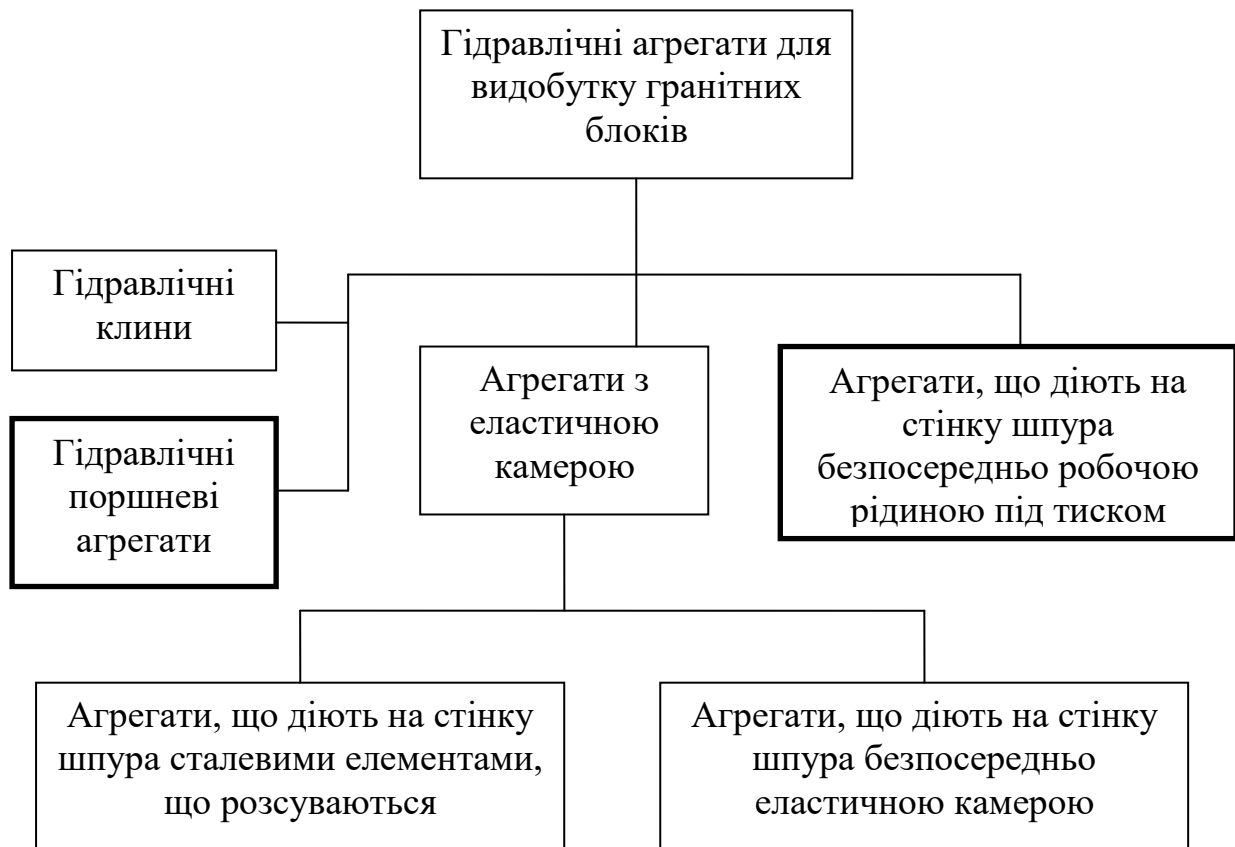


Рис. 1.3. Класифікація гідравлічних агрегатів для видобутку гранітних блоків

Гідросилові установки характеризуються значною потужністю приводу гідравлічного насоса. Так більшість гідроклинових установок «Дарда» мають двигуни потужністю від 2,7 до 5,3кВт, габарити гідростанції 1200x700x700мм, її маса 70-145кг. Така значна маса гідростанцій спричиняє

певні проблеми при їх транспортуванні по кар'єру і потребує обов'язкового використання підйомно-транспортних механізмів [37].

Загальний вигляд гідравлічних клинів наведено на рис. 1.4, а розколювання бетонного блоку за допомогою гідравлічних клинів – на рис. 1.5.

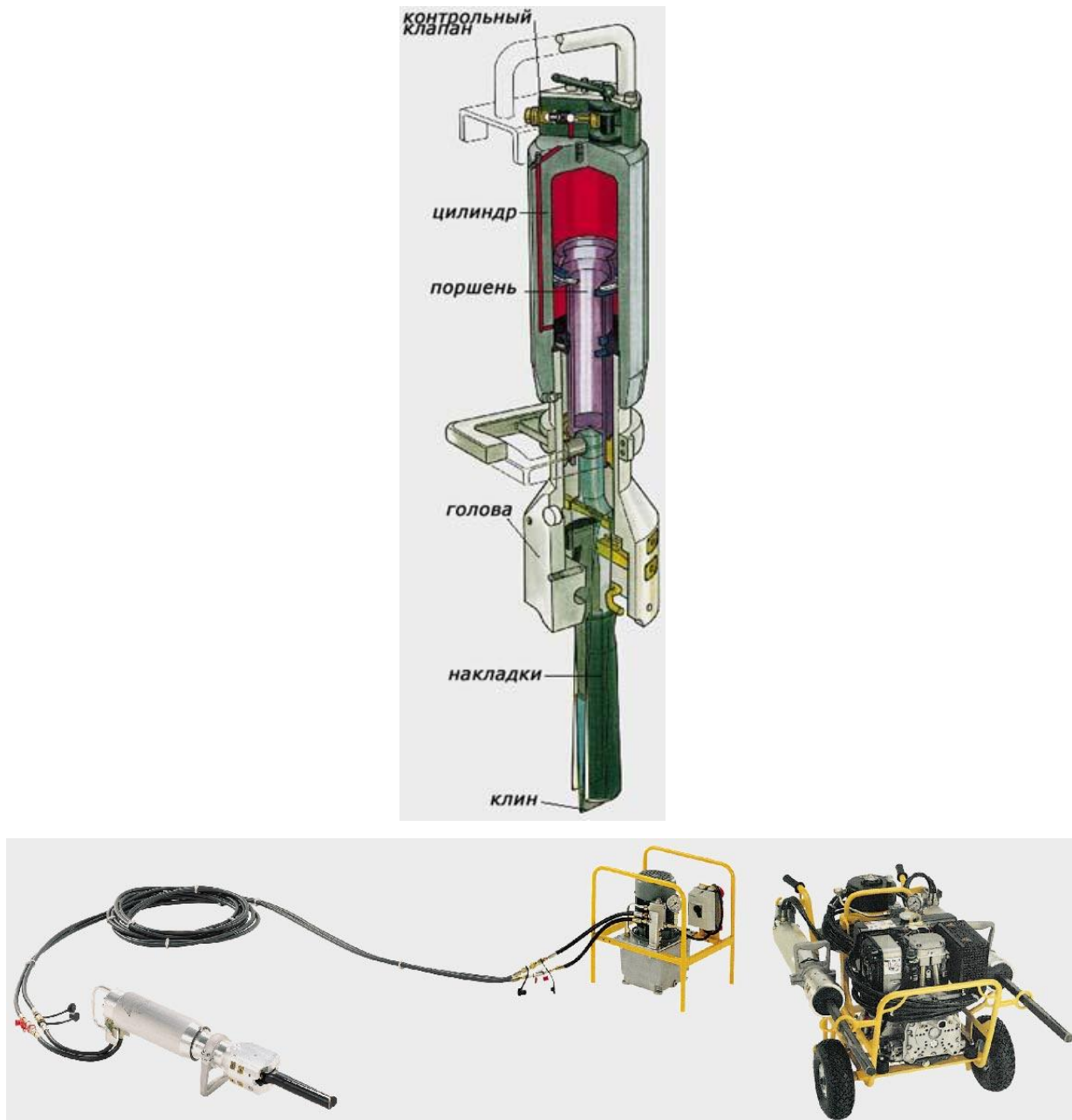


Рис. 1.4. Гідроклинове обладнання: а – схема гідроклина; б – загальний вигляд гідравлічних клинів та гідростанції.

Слід зазначити, що важливим параметром, який безпосередньо впливає на розривне зусилля гідроклину, є робочий тиск в гідросистемі, а такий параметр, як подача насоса, впливає тільки на час зростання тиску в гідросистемі. Відомо, що основну долю в часі технологічного процесу видобутку гранітних блоків займає, перш за все, час виконання бурових робіт

в породі, а не час зростання тиску в гідроклинах. Практика довела, що час проведення бурових робіт, як правило, на 1-2 порядки перевищує час зростання тиску в гідросистемі до моменту тріщиноутворення в породі.

Враховуючи сказане, можна стверджувати, що перспективним слід вважати використання насосів високого тиску з ручним або ножним приводом. Такі насоси можуть забезпечити потрібний тиск при незначному (на кілька хвилин) збільшенні часу наростання тиску до максимального значення.

Таке незначне збільшення технологічного часу з запасом компенсується такими позитивними моментами: спрощується транспортування обладнання по кар'єру; підвищується рівень енергозбереження технологічного процесу; зменшуються витрати на технологічне обладнання. Саме тому в останній час почали з'являтися варіанти імпорتنих гідроклинових установок з насосами високого тиску, які мають ручний або ножний привід. Цю обставину треба обов'язково враховувати при розробці перспективного вітчизняного гідравлічного обладнання для видобутку гранітних блоків.



Рис. 1.5. Розколювання бетонного блоку за допомогою гідравлічних клинів.

Аналогічну з гідравлічними клинами схему навантаження шпурів мають гідравлічні поршневі агрегати, перші зразки яких були розроблені на рівні винаходів в Київському політехнічному інституті (КПІ) на початку

дев'яностих років минулого століття [38, 39]. За останні роки був накопичений певний досвід використання таких гідропоршневих агрегатів, який дозволив виявити їх позитивні та негативні сторони, а саме:

– агрегат маючи малу масу (8кг) та ручний привід насосу дозволяє за 10-30с. розвивати в шпурі максимальне розривне зусилля в 600кН, що дозволяє використовувати його замість НРС, гідроклинів або ручних клинів для розколювання (пасировки) невеликих гранітних блоків.

– використання агрегату вимагає якісних бурових робіт, щоб забезпечити прямолінійність вісі шпуру та уникнути викривлення корпусу агрегату.

На рис. 1.6 зображено загальний вигляд гідропоршневого агрегату розробленого в КПІ, а на рис. 1.7 – розколювання гранітного блоку гідропоршневими агрегатами. Для забезпечення перспективи розширення використання гідропоршневих агрегатів слід створити більш прості та технологічні у виготовленні агрегати, а також розробити технологію їх використання.



Рис. 1.6. Загальний вигляд гідропоршневого агрегату.

В даний момент в НТУУ «КПІ» розроблені та виготовляються нові експериментальні портативні гідропоршневі агрегати. Мета цієї розробки – замінити механічні клини, які потребують використання важкої фізичної праці, на портативні гідропоршневі агрегати.

Гідророкспліттери мають такі переваги над гідроклинами: не потребують системи зворотного ходу; співвідношення розривного зусилля до маси агрегату (так званий індекс, який характеризує досконалість конструкції агрегату) у гідророкспліттерів приблизно в 4-6 разів більше ніж у розповсюджених німецьких гідроклинів «Дарда» та японських «Хірадо»; маса HRS приблизно на порядок менша, ніж у гідроклинів, що забезпечує його ручне транспортування в умовах кар'єру.

Слід зазначити, що гідророкспліттер є лише робочим органом. Саме устаткування HRS-обладнання складається з: комплекту гідророкспліттерів; шлангів високого тиску; гідравлічного розподільника; маслостанції високого тиску з ручним, електричним або пневматичним приводом; комплекту технологічних пристосувань.

Суттєвий недолік використання HRS-обладнання полягає у тому, що у разі необґрунтовано вибраних технологічних параметрів (відстані між шпурами та глибини шпурів) відбувається деформація корпусу агрегату з переходом круглого перетину в еліпсоїдальний. У таких випадках має місце заклинювання агрегатів в шпурах, що не дозволяє забезпечити отримання

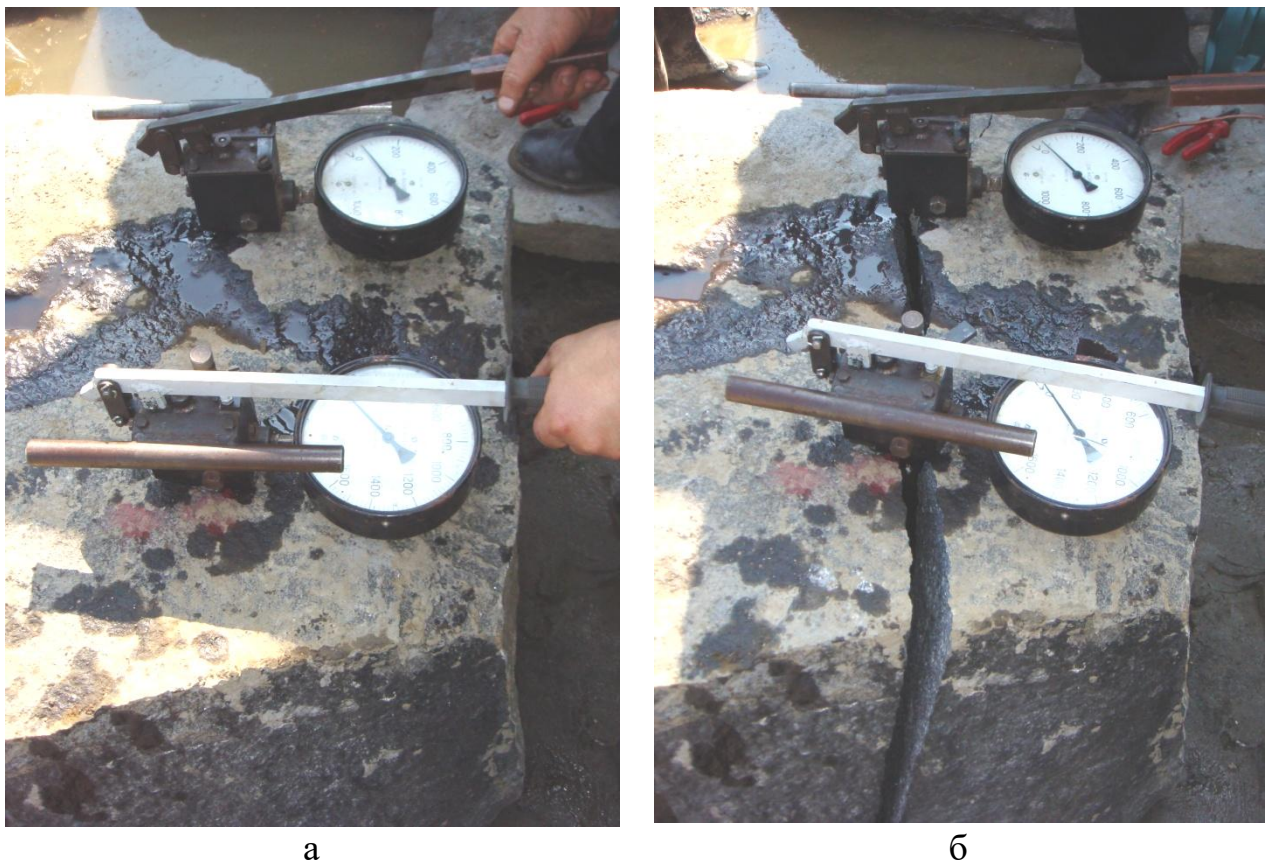


Рис. 1.7. Розколювання гранітного блоку гідропоршневими агрегатами: а – гідропоршневі агрегати в процесі роботи; б – розколотий блок

магістральної тріщини у потрібному напрямку і потребує додаткових витрат на визволення агрегатів з деформованим корпусом з порожнини шпурів [37].

До числа гідравлічних агрегатів для розколювання монолітних блоків відносяться також розроблені в останній час гідравлічні розколюючі пристрої – гідророкспліттери (Hydro Rock Splitter - HRS) – агрегати для статичного направленою руйнування міцних порід. Конструкція таких агрегатів передбачає використання еластичної камери, усередину якої нагнітається робоча рідина під тиском. Основні елементи HRS наведено на рис. 1.8.

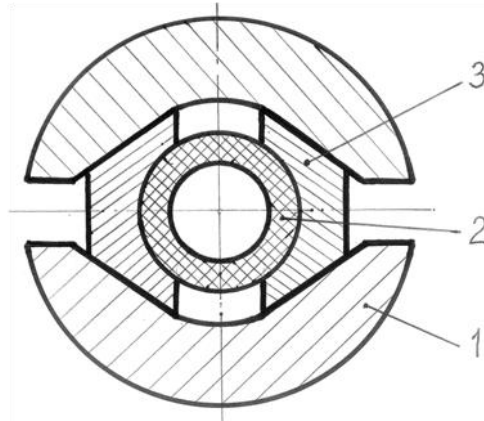


Рис. 1.8. Схема HRS: 1 – пунсони, що висуваються;
2 – еластична камера; 3 – клини.

Спроба спростити конструкцію описаного вище агрегату призвела до розробки в Київському політехнічному інституті агрегату з впливом на стінку шпура безпосередньо еластичною камерою.

Виготовлення дослідної партії таких агрегатів і проведення промислових випробувань дозволило виявити їх основний недолік. Цей недолік полягає у переміщенні еластичної камери в утворену в шпурі щілину. Таке переміщення обумовлено насамперед наявністю високого тиску всередині еластичної камери і механічними властивостями матеріалу, з якого вона виготовлена.

Неодноразове переміщення еластичної камери всередину щілини з гострими кромками суттєво знижує її довговічність і призводить до недостатньої надійності всього агрегату в цілому.

Проведені останнім часом в НТУУ «КПІ» експериментальні розробки дозволили намітити ще один, можливо перспективний, варіант гідравлічного агрегату для розколювання монолітів на блоки.

Цей агрегат впливає на стінку шпура безпосередньо робочою рідиною (водою) під великим тиском. Такі агрегати повинні відрізнитись нескладною технологічною конструкцією і відповідно невеликою ціною, що дасть можливість виготовляти їх в умовах механічної майстерні безпосередньо на кар'єрі.

До теперішнього часу такі агрегати не застосовувались на практиці, що було пов'язано зі складностями створення ущільнюючих вузлів, які дозволяють надійно герметизувати порожнину шпура і створювати в ній високі тиски. Складність питання полягає у значному діапазоні коливання зазору між стінкою шпура та ущільненням, що порушує роботу ущільнень, які при високому тиску видавлюються в наявні зазори.

У випадку позитивного вирішення проблеми герметизації порожнини шпура і можливості створення в ній високих тисків, виникає перспектива подальшого застосування цих агрегатів на практиці.

Окрім зазначеного вище портативного гідравлічного агрегату для розколювання монолітних об'єктів гідророзривом, при безпосередній участі дисертанта, була розроблена друга версія портативного поршневого агрегату для видобутку гранітних блоків. Друга версія цього агрегату відрізняється від першої версії, розробленої в 1991-1992р.р та описаної в роботах [38, 39], значно меншою масою та більшим питомим розривним зусиллям в шпурі. Цей агрегат, разом з агрегатом для розколювання монолітних об'єктів гідророзривом, в перспективі може бути використаний для подальшого розвитку технологій застосування гідравлічного обладнання для видобутку гранітних блоків.

На сьогоднішній день відома значна кількість способів і агрегатів для видобування гранітних блоків. Всі вони мають свої позитивні і негативні сторони. Частина з цих розробок, не зважаючи на неодноразову модернізацію, так і не знайшла широкого застосування в промисловості.

З урахуванням наявного досвіду та відомої інформації в цій галузі, при розробці способу, що пропонується та конструкції портативних гідроагрегатів для тріщиноутворення в гранітних блоках та наступного розвитку тріщин, були висунуті такі критерії ефективності:

- 1) суттєві технологічні можливості, що включають, в першу чергу, велике зусилля тріщиноутворення при незначній масі та можливість швидко переналагоджувати агрегат в залежності від глибини шпуру;
- 2) відносна простота конструкції агрегатів, їх невисока ціна та маса;
- 3) отримання задовільної якості блоків;
- 4) надійність в експлуатації, що визначається насамперед такими поняттями, як кількість відмов за визначений термін служби, а також ремонтпридатність;
- 5) незначне енергоспоживання;
- 6) простота і низька трудомісткість обслуговування обладнання.

Загальний вигляд комплексу розроблених в НТУУ «КПІ» портативних агрегатів для розколювання монолітних блоків гідророзривом і призначених для тріщиноутворення в шпурах, з максимальним зусиллям 2500кН (250тс) кожний, що в певній мірі відповідають перерахованим вище вимогам, представлений на рис. 1.9. Конструкція агрегату захищена патентом України на корисну модель № 39144 (опубліковано 10.02.2009, Бюл. №3).

Необхідно відмітити, що з точки зору технології виготовлення розробленого агрегату, його висота практично необмежена, що не можна сказати, наприклад, про гідроклини або гідропоршневі агрегати.

Конструкція агрегату з розривним зусиллям 2500кН представлена на рис. 1.10.



Рис. 1.9. Загальний вигляд комплекту агрегатів з розривним зусиллям по 2500кН кожний.

На стрижні 1 з отворами 2 та 3 накручені по різьбі гільза 4 та гайка 5, яка потім приварюється до стрижня 1. На стрижні встановлені ущільнення 6 та 7, торці яких спираються на шайби 8, 9, 10 та 11. Між ущільненнями 6 та 7 розташована труба 12 з пропилами 13 та 14. На нижньому торці стрижня 1 накручена гайка 15. Весь пристрій розташований всередині шпуру 16.

Для вільної установки пристрою необхідно, щоб між стінкою шпуру 16 і зовнішнім діаметром шайб 8 та 9, а також зовнішнім діаметром ущільнень 6 та 7 був гарантований зазор.

Після встановлення агрегату в шпурі 16, гільза 4 накручується на стрижень 1, в результаті чого ущільнення 6 та 7 починають здавлюватися шайбами 8 та 9, а також 10 та 11. При цьому зовнішній діаметр ущільнень 6 та 7, в результаті деформації, починає збільшуватись і входить в контакт зі стінкою шпуру 16. При цьому відбувається початкова герметизація порожнини шпуру 16.

Після подачі робочої рідини (води) від насосу в стрижень 1 (рис.1.10), тиск всередині шпуру 16 зростає, ущільнення 6 та 7 притискаються до торців шайб 8 та 9, до стінки шпуру 16 та стрижня 1, забезпечуючи при цьому остаточну герметизацію порожнини шпуру 16.

Після підвищення тиску в шпурі 16 до певного рівня відбувається тріщиноутворення в породі і тиск в гідросистемі падає. Після цього подальше розширення тріщини відбувається за рахунок роботи, наприклад гідропоршневого агрегату, або звичайних ручних клинів. Практика довела, що для розширення вже отриманої тріщини потрібні розривні зусилля менш ніж для тріщиноутворення.

Враховуючи, що в порожнині шпуру 16 при роботі агрегату виникає високий тиск, особлива увага була приділена мінімізації зазору між шайбами

6 та 7 та стінкою шпуру 16. Саме в цей зазор можуть видавлюватись високим тиском ущільнення 6 та 7, що порушить надійну герметизацію порожнини шпуру 16 і виключить можливість тріщиноутворення в породі.

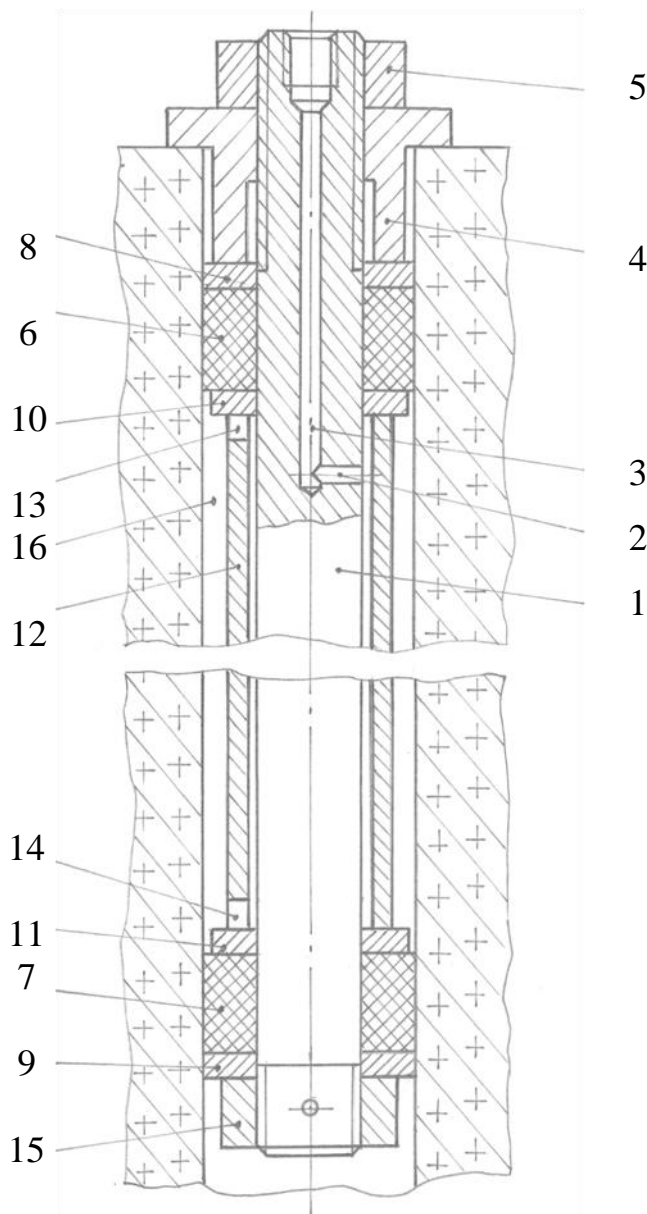


Рис. 1.10. Конструкція агрегату зусиллям 2500кН.

Зовнішній вигляд регульованого ущільнюючого вузла представлений на рис. 1.11.

Для гарантії такої надійної герметизації, при конструюванні гідроагрегату був запропонований принцип селективного підбору зовнішнього діаметру шайб 6 і 7 за фактичними розмірами поперечного перетину шпура 18.

Слід зазначити, що на практиці поперечний перетин шпурів не має форми кола і характеризується мінімальним та максимальним діаметрами.

Зовнішній діаметр шайб 6 і 7 при селективному підборі вибирається з заданою точністю за мінімальним діаметром шпуру. Від різниці мінімального та максимального діаметрів шпуру суттєво залежить зазор в який при певних умовах можуть видавлюватись ущільнення агрегату.

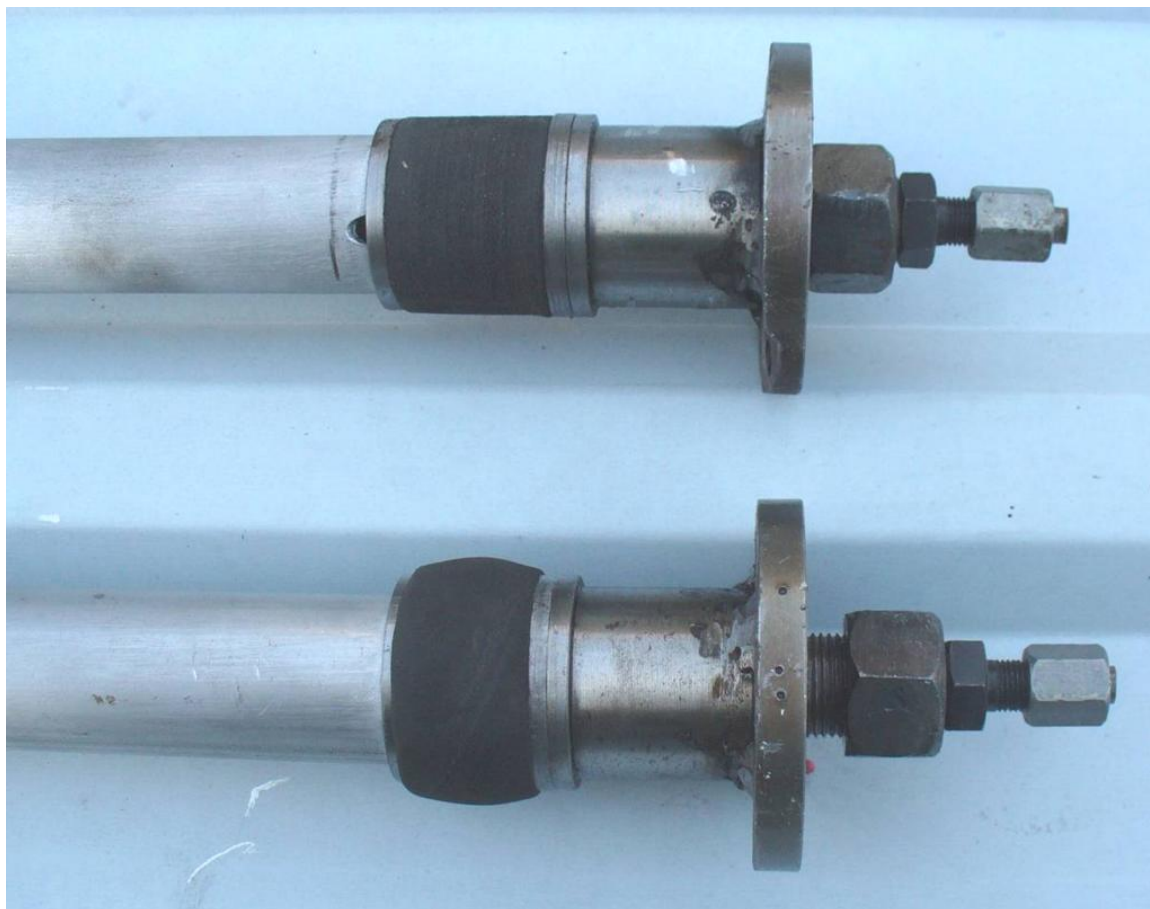


Рис. 1.11. Регулювання зовнішнього діаметру ущільнень гідравлічного агрегату: а – ущільнення до регулювання; б – ущільнення після регулювання.

Для аналізу різниці між максимальним та мінімальним діаметром шпурів, найбільш поширеного на виробництві діаметра 40мм, був використаний пневматичний зонд. Проведені за допомогою пневмозонду заміри показали, що різниця між максимальним та мінімальним діаметрами шпурів може доходити до 0,4мм.

Таким чином, максимальний зазор між стінкою шпуру і зовнішнім діаметром шайби, до якої робочою рідиною притискується ущільнення, може дорівнювати 0,6мм і складається з двох зазорів, а саме:

- 1) зазору 0,2мм, що дорівнює кроку, з яким виконані зовнішні діаметри шайб для селективного підбору;
- 2) зазору 0,4мм, який дорівнює найбільшій різниці між максимальним та мінімальним діаметром шпуру.

Для вирішення питання щодо точності селективного підбору зовнішнього діаметру шайб відносно мінімального діаметру шпуру, були проведені експерименти по видавлюванню ущільнень тиском 80МПа

(максимальний робочий тиск агрегату) через зазори 0,4; 0,6; 0,8 та 1,0мм (рис.1.12). Час витримки ущільнень під тиском становив 10 хвилин. Для ущільнень була використана гума з твердістю за Шором 85 одиниць.



Рис. 1.12. Видавлювання ущільнення через зазор 0,8мм.

Критерієм нормальної роботи ущільнення була відсутність появи гуми з зазначених вище зазорів.

В літературі з гідроприводів [40-66] є інформація щодо видавлювання гумових ущільнень в зазори. Проте вся ця інформація стосується тільки стандартних ущільнень.

Необхідно зазначити, що ущільнення для розробленого агрегату – експериментальні, оскільки при встановленні агрегату в шпур, а потім перед подачею рідини в агрегат, вони повинні мати різний зовнішній діаметр.

Інформації про такі ущільнення з регульованим зовнішнім діаметром немає, а тому виникла необхідність в експериментальних дослідженнях розроблених ущільнень.

Слід зазначити, що розроблені ущільнення мають просту технологію виготовлення і були зроблені на звичайному токарному верстаті з листової гуми.

Наведені в табл. 1.1 результати експерименту дозволяють зробити висновок про те, що точність селективного підбору зовнішнього діаметра шайб відносно мінімального діаметра шпуру повинна забезпечити максимальний зазор між стінкою шпуру та зовнішнім діаметром шайби не більше 0,6мм. Тобто крок в 0,2мм, з яким будуть виготовлені зовнішні

діаметри набору шайб селективного підбору, достатній для отримання допустимого зазору в 0,6мм (з урахуванням найбільшої різниці між максимальним та мінімальним діаметром шпуру в 0,4мм).

Таблиця 1.1

Значення виступу видавленої гуми в залежності від величини зазору

Зазор для видавлювання ущільнення, мм.	0,4	0,6	0,8	1,0
Виступ видавленої гуми над зазором, мм	0	0	4	9

Для розширення технологічних можливостей агрегату була створена модель, яка дозволяє регулювати довжину робочої зони агрегату в залежності від глибини (довжини) шпуру і змінювати при цьому розривне зусилля.

На рис. 1.13 представлений комплект таких агрегатів. Довжина робочої зони цих агрегатів може регулюватися в діапазоні 400-800мм. При цьому розривне зусилля змінюється в діапазоні 1250-2500кН.



Рис. 1.13. Загальний вигляд комплекту агрегатів з регульованою довжиною робочої зони.

Для обґрунтування конкурентоспроможності розробленого агрегату для видобування гранітних блоків було проведено порівняльний аналіз комплексу його основних технічних характеристик з характеристиками відомих агрегатів, які знайшли застосування в галузі (табл. 1.2).

Всі наведені в порівняльному аналізі агрегати розраховані для використання в шпурах діаметром 38-41мм.

Наведені в таблиці показники свідчать про те, що розроблений агрегат може конкурувати з імпорнтним обладнанням аналогічного призначення, перш за все за таким основним параметром, як розривна сила.

Порівняння маси агрегату з масою імпорнтних гідроклинів свідчить про його перевагу. Теж можна стверджувати і відносно маси гідростанції.

Якщо врахувати, що обладнання для видобування гранітних блоків повинно бути мобільним в умовах кар'єру, то очевидно, що маса обладнання прямо пов'язана з простотою і трудомісткістю його обслуговування.

Таблиця 1.2

Основні характеристики сучасних гідравлічних агрегатів

Експлуатаційні показники	Гідроклин «Дарда» C4S (Німеччина)	Гідроклин «Дарда» SPG-IV (Німеччина)	Гідроагрегат HRS-40 (Росія)	Гідроагрегат НТУУ «КПІ»
Розривна сила, кН	2256	5000	1800	2450
Маса, кг.	22	27	3	3,36
Індекс, сила/маса (кН/кг)	102	185	600	729
Діаметр шпуру, мм.	40	40	40	40
Маса гідростанції, кг.	40 - 137	40 - 137	-	5,2
Максимальний тиск, МПа	50	50	100	80
Потужність приводу насосу, кВт	1,5 – 5,8	1,5 – 5,8	-	Ножний (ручний) привід
Довжина, мм.	995	1400	355	900

Важливим показником, який характеризує рівень розробки такого обладнання є так званий індекс ефективності, тобто відношення розривної сили до маси обладнання. За цим показником розроблений агрегат випереджає представлені в табл. 1.2 імпорнтні гідроклини та HRS-агрегат.

Аналіз типів приводу насосу для описаного обладнання дає можливість відмітити суттєві переваги ручного чи ножного приводу з точки зору собівартості продукції, енергоспоживання та електробезпеки. Розроблена в НТУУ «КПІ» гідростанція з плунжерним насосом, масою 5кг, яка розвиває тиск 80МПа та має ножний привід представлена на рис. 1.14.

Розроблений агрегат та насосна станція відрізняються простою та технологічною конструкцією, а тому можуть бути виготовлені кваліфікованим токарем безпосередньо в механічній майстерні в умовах гранітного кар'єру. Цей фактор суттєво впливає на економічні показники виробництва.

Слід зазначити, що гідравлічне обладнання, представлене на рис. 1.9, 1.13 та 1.14, було виготовлено в звичайній механічній майстерні механіко-машинобудівного інституту НТУУ «КПІ».

Після отримання тріщини в шпурі за рахунок дії агрегату для розколювання монолітних об'єктів гідророзривом, тиск в шпурі падає, оскільки робоча рідина (вода) починає витікати крізь тріщину. На цьому технологічна операція з тріщиноутворення в шпурі закінчується.

Наступна технологічна операція передбачає розширення вже отриманої тріщини за рахунок дії портативного гідропоршневого агрегату, нова версія якого була спроектована в НТУУ «КПІ» в 2009 році. Агрегат має просту конструкцію, яка зображена на рис. 1.15.

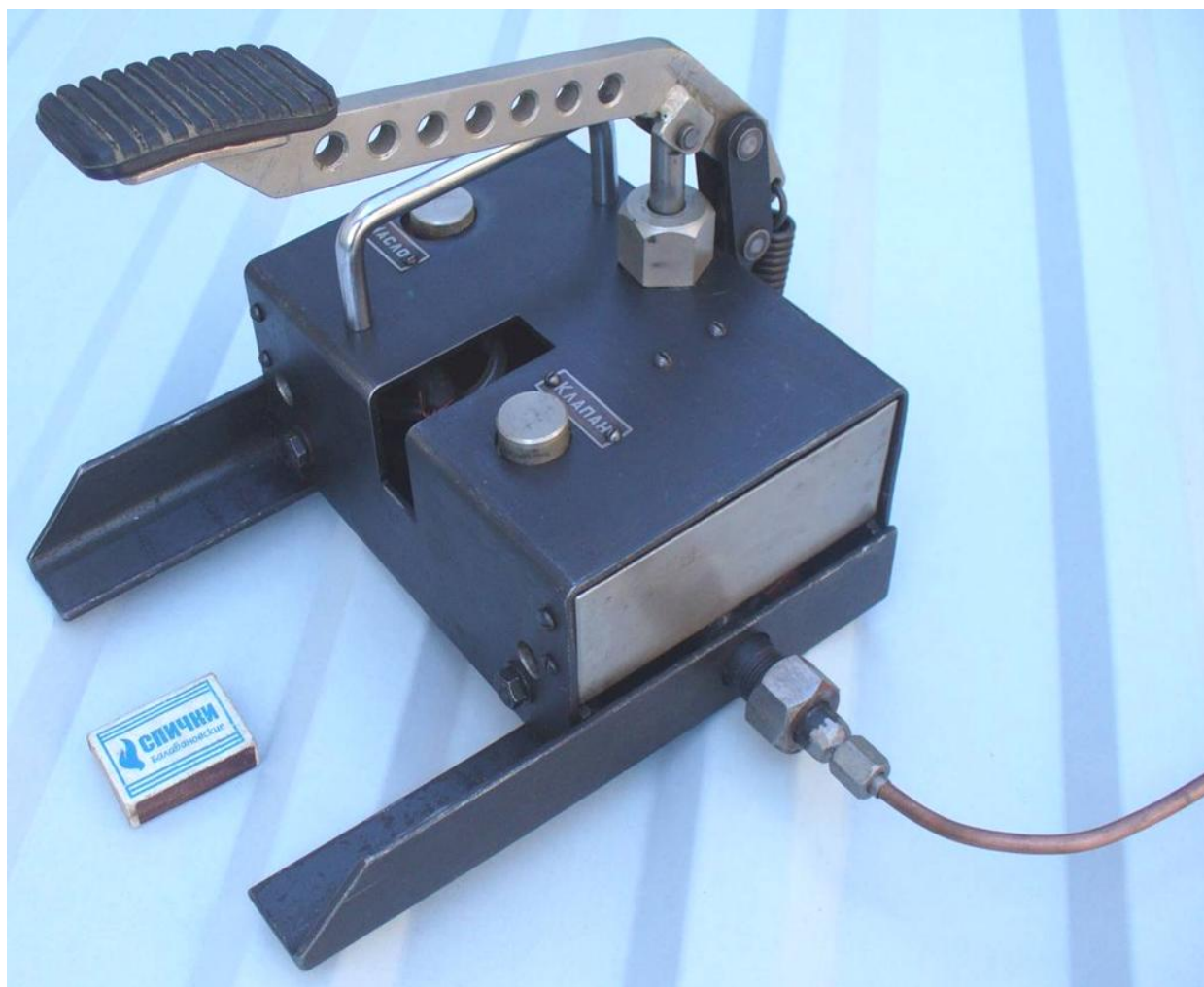


Рис. 1.14. Гідростанція агрегату для розколювання монолітних об'єктів гідророзривом.

Агрегат включає корпус 1, всередині якого розміщені поршні 2 з ущільненнями 3, резервуар для робочої рідини 4, плунжер 5, ущільнення 6. На поверхні корпусу 1 виконана різьба 7, на яку накручена гайка 8. Для випуску повітря з гідросистеми передбачений болт 9 з ущільнюючою шайбою 10.

При накручуванні гайки 8 на різьбу 7, гайка 8 переміщує плунжер 5, який витісняє робочу рідину з резервуару 4, що спричиняє переміщення поршнів 2 з корпусу 1 та зумовлює виникнення направлено розривного зусилля в шпурі.

Конструкція агрегату захищена патентом України на корисну модель № 57310 (опубліковано 25.02.2011, Бюл. №4, 2011р.).

Виготовлена в НТУУ «КПІ» дослідна партія портативних гідропоршневих агрегатів зображена на рис. 1.16.

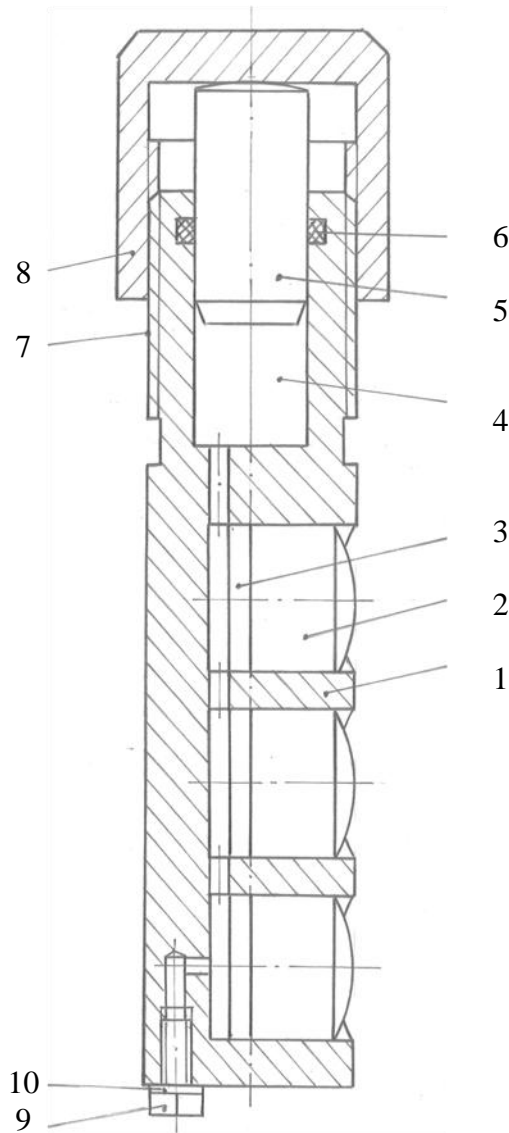


Рис. 1.15. Конструкція портативного гідропоршневого агрегату.

Агрегат має такі технічні характеристики:

- максимальне розривне зусилля – 270кН (27тс);
- питоме розривне зусилля – 25кН/см (2,33тс/см);
- максимальний робочий тиск – 150МПа;
- маса агрегату – 2,8кг;
- діаметр корпусу – 39,5мм;
- діаметр плунжеру насосу – 22мм;

- діаметр поршня – 28мм;
- довжина агрегату – 275мм;
- параметри різьби на корпусі – М40х3;
- довжина важеля приводу гайки плунжерного насосу – 500мм;
- максимальна сила, яку прикладає робітник на важелі – 500Н.



Рис. 1.16. Дослідна партія портативних гідропоршневих агрегатів.

Залежності розривного зусилля агрегату F_A та тиску в гідросистемі p від сили F_B , яку прикладає робітник на важелі приводу плунжерного насосу, наведені на рис. 1.17.

Слід зазначити, що розроблений гідропоршневий агрегат може бути використаний не тільки для розвитку вже отриманої в шпурі тріщини, але й для пасировки гранітних блоків, тобто, як для тріщиноутворення, так і для повного розколювання блоку, що суттєво розширює його технологічні можливості.

Для вирішення питання щодо перспективності застосування розроблених портативних гідравлічних агрегатів для видобування гранітних блоків і уточнення технології їх використання були проведені експериментальні лабораторні дослідження, а також їх промислова апробація.

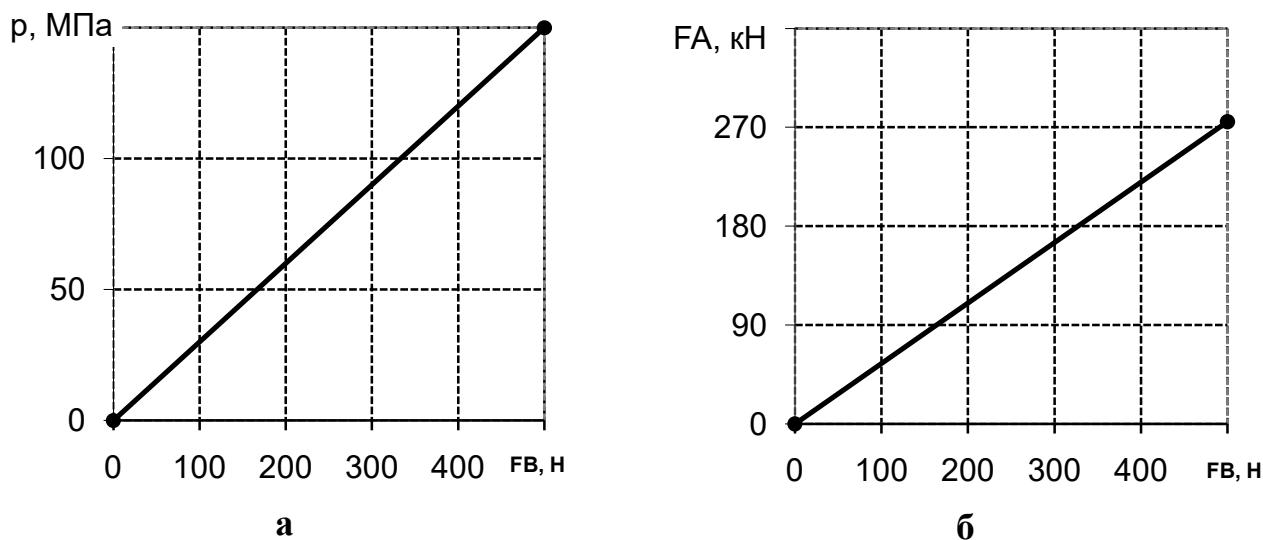


Рис. 1.17. Залежності тиску в гідросистемі (а) та розривного зусилля (б) від сили на важелі приводу плунжерного насосу.

1.3. Видобуток кам'яних блоків з використанням направленою методу відколювання

Контурне або обережне підривання, призначене для видобутку кам'яних блоків, повинно забезпечувати регулярну та рівну поверхню відриву порід і зниження ступеня порушення законтурного масиву. В цьому методі основна енергія вибуху спрямовується на утворення монощільни по лінії розташування шпурів, а параметри розташування зарядів та інтенсивність вибуху розраховуються таким чином, щоб прилеглий до монощільни масив мінімально розтріскувався, а відділені вибухом блоки не втрачають своїх міцнісних характеристик.

Основною умовою забезпечення ефективності різних за призначенням методів контурного підривання є зменшення маси зарядів у шпурах або шпурах з одночасним зближенням зарядів у системі, розташованій по проєктованій площині відриву. Для ослаблення руйнівної дії вибуху за межами цієї площини застосовуються вибухові речовини з пониженою швидкістю детонації, яка визначає початковий тиск продуктів детонації в зарядній камері, або газоутворюючих сумішей типу патронів «Літокол».

Особливу увагу до керованості процесу і якості розколювання, а також до мінімальної порушеності масиву приділяють при розробці блочного каменю. Низька працездатність вибухового методу розробки високоміцних порід підтримує інтерес до цього методу, незважаючи навіть на високі втрати та зниження якості цінної продукції. Тому використання буровибухових методів відділення монолітів спрямованим розколом за допомогою вибуху досі не втрачає актуальності і потребує подальших наукових пошуків.

Щодо керованості процесу утворення суцільної тріщини по лінії зарядів, існують відповідні вимоги до величини відхилень реальних площин

відриву між зарядами від площини зарядів. Наприклад, для шпурівних контурних зарядів це відхилення не повинно перевищувати ± 15 см.

Зрозуміло, що наведений допуск неприйнятний для видобутку блочного каменю. В цьому випадку значну увагу, особливо при розробці вміщуючих кварц порід, звертають на закономірність розташування породоутворюючих мінералів. Напрямок відколювання під дією переважаючих в процесі щілиноутворення розтягуючих головних напружень вибирається відповідно площині анізотропної подільності каменю, а саме – шляхом правильного розташування видобувних вибоїв.

Відомі різні технічні рішення відносно керування напрямком розвитку тріщини [43]. З них достатньо прозорим і ефективним рішенням є утворення так званої зародкової тріщини або по направляючій шпура, або вирізу у вигляді диска в дні шпура по його діаметру й наступне підривання в шпурі заряду вибухової речовини (ВР). Утворення зародкового концентратора або борозни виконується в площині, у якій необхідно одержати тріщину в масиві, механічним різакон спеціальної конструкції.

На сьогодні розроблені та використовуються різні види вибухових технологій, а саме: вибухове відбивання блоків з використанням димного порошу, гуриту; використання пластичних та ВР з малою густиною, бризантних ВР, гідроімпульсного обладнання; видобуток блоків за допомогою детонуючого шнура; відколювання каменю зарядами направленої дії; використання електроімпульсного гідровибуху. Досить широке застосування для створення контурних щілин і відділення блоків знайшли кумулятивні заряди різних конструкцій. Для їх використання також пробурюється строчка шпурів по запланованій лінії відколювання.

Вибухова технологія видобутку кам'яних блоків відрізняється від видобутку механічними засобами, перш за все, меншими витратами праці та енергії, а також можливістю отримати за невеликої маси ВР значну енергію імпульсу. Саме тому вибухова технологія й отримала розповсюдження на кар'єрах з видобутку каменю, особливо для видобутку високоміцних його різновидів.

Тимчасом вибух найбільше порушує монолітність породи, що призводить до зменшення виходу готової продукції з 1 м^3 блоків, особливо тонких і надтонких плит. До теперішнього часу питання вибору ефективної технології буровибухових робіт при видобутку блокового каменю, який забезпечує потрібну якість товарних блоків, розв'язане неповністю. Це в одних випадках призводить до невиправдано завищених витрат на видобувні роботи, а в інших – до неналежного зниження якості кінцевої продукції. Тому вдосконалення вибухової відбійки монолітів каменю з використанням направленої відколювання не втрачає своєї актуальності.

Незважаючи на позитивні сторони вибухової відбійки блоків, питома вага технологій видобутку каменю з використанням механічних засобів зростає, що зумовлено вказаними недоліками вибухової технології

Протягом останніх 20 років постійно відбувався розвиток шпурового методу з використанням невибухових руйнуючих сумішей (НРС) для

видобутку кам'яних блоків. На сьогодні ця технологія набула широкого застосування в гірничій промисловості [9-16, 18-22, 29-31, 47].

НРС здатні розвивати в шпурах тиск до 40-50МПа і використовуються для відокремлення моноліту від масиву і для розколювання моноліту на блоки. В цілому, як показує практика, використання НРС для видобутку блоків може бути достатньо ефективним.

Аналіз досвіду використання НРС дав можливість визначити і певні проблеми цієї технології, а саме:

- обмежений строк зберігання НРС та необхідність точно виконувати правила приготування суміші;
- проблематичність заповнення НРС горизонтальних шпурів, а також вертикальних шпурів з водою;
- час розвитку максимального тиску в шпурах сильно залежить від погодних умов і може коливатись в діапазоні 24-48 годин;
- використання НРС обмежене температурою масиву в діапазоні 0-25°C;
- при температурі -5°C руйнування породи настає тільки через 3-4 доби, а при більш низьких температурах дія НРС зовсім припиняється;
- при температурі вище +25°C та інтенсивному протіканні реакції часто відбуваються «постріли» суміші з шпурів, що може бути причиною ураження працюючих шпурів[34, 35];
- у разі неспрацювання суміші повторне використання шпурів з затверділою НРС неможливе;
- після спрацювання НРС та утворення початкової вузької тріщини порожнини заповнених затверділою НРС шпурів не можна використовувати для подальшого відштовхування моноліту від масиву з метою розширення тріщини та використання підйомно-транспортних машин (такого недоліку немає у разі використання гідравлічних агрегатів).

Слід зазначити, що методи та засоби видобування кам'яних блоків постійно вдосконалюються, з'являються нові технічні рішення. Дослідниками НТУУ «КПІ» в останні десятиріччя постійно вдосконалюється комбінована статико-динамічна технологія відділення блоків, основною задачею якої є максимальне зниження дії на блоковий масив динамічних навантажень через попереднє створення в масиві поля статичних напружень простими за технічними засобами методами. Роботи при цьому ведуться таким чином, щоб при відколюванні моноліту створювалися переважно місцеві напруження, які концентруються в бажаному напрямку відколювання, максимально виключаючи пошкодження маси відділюваного блоку. Отже, на сучасному етапі стоїть завдання використання переваг статичних навантажень і динамічних факторів для розробки і застосування комбінованого методу видобування кам'яних блоків.

В НТУУ «КПІ» розроблено комплексну технологію видобутку кам'яних блоків, яка передбачає попереднє створення в породі направленої статичної силової дії з наступним її поєднанням з динамічною. В більшості

випадків для створення статичної силової дії і отримання в потрібних зонах породи необхідного напружено-деформованого стану використовувалась НРС. Теоретичні дослідження розподілу напружень навколо контура шпура виконувались з використанням принципу суперпозиції при взаємодії силових полів для всієї лінії шпурів. Оскільки під час дії НРС навколо шпурів виникають пластичні зони, то використовувати принцип суперпозиції неправомірно. Те саме можна сказати про взаємодію динамічних силових полів, які створювались за рахунок використання ВР.

Незважаючи на це, наведена комплексна технологія дала правильну якісну оцінку взаємодії силових полів і дозволила отримати такі позитивні результати:

- створення перед вибухом у певних зонах породи попередньо напруженого стану, що дозволило підвищити якість відколювання блоків та зменшити технологічні втрати граніту;

- за рахунок використання в даній технології більш слабого динамічного силового імпульсу (вибуху) значно зменшується вірогідність утворення мікротріщин в зоні шпурів з ВР, що також зменшує технологічні втрати продукції під час подальшої обробки блоків.

Застосування результатів розробленої комплексної технології дозволяють підняти економічні показники виробництва.

На даний час ця технологія має обмежене застосування, що пояснюється, перш за все, певною складністю визначення оптимального співвідношення між статичною та динамічною складовою технологічного процесу в промислових умовах.

Однією з новітніх технологій, яка розрахована на відокремлення моноліту від масиву за рахунок силової дії, є використання хімічного генератора тиску «Літокол» (ГТХ «Літокол») [26].

За швидкістю навантаження породи цей засіб займає проміжне становище між динамічною та статичною силовою дією, тобто між порохом та НРС. При використанні ГТХ «Літокол» відсутній вплив згоряння двокомпонентної суміші в режимі швидкісного горіння на утворення непередбачених тріщин та мікротріщин як в моноліті, який відколюється, так і в масиві.

Якщо при спрацюванні НРС тріщина між масивом та монолітом має ширину всього 2-5мм, то при використанні ГТХ «Літокол» ця тріщина має ширину на порядок більшу, що виключає додаткову технологічну операцію по відштовхуванню моноліту від масиву з метою подальшого використання підйомно-транспортних машин для його переміщення.

ГТХ «Літокол» добре зарекомендував себе на гранітних кар'єрах з висотою уступів від одного до шести метрів при використанні вертикальної стрічки шпурів, наявності «підшви», або тріщин по двох площинах. Найбільш ефективно технологія працює в поєднанні з канатною пилкою.

Певна небезпека пов'язана з застосуванням електричної мережі для підпалу суміші в шпурах.

На даний час ця нова технологічна розробка для відколювання монолітів від масиву з певних причин широкого застосування на гранітних кар'єрах України не знайшла.

Подібна технологія розроблена російською НПК "Контек". Ця технологія базується на використанні генераторів тиску шпурових (ГТШ). Досить важливо, що в отриманих блок-заготовках (які використовуються в подальшому для виготовлення плит, підвіконників, пам'ятників і т. ін.) в результаті відриву відбувається розкриття природних тріщин, які зрослися. При цьому в зонах контакту каменя з ГТШ не утворюється наведеної мікротріщинуватості і пропалів, характерних для багатьох вибухових матеріалів, які зараз використовуються. Таким чином, робота газогенератора започаткована на принципах дії газодинамічного клину, і, на відміну від застосування вибухових речовин, гірські породи і бетонні конструкції розколює не ударна хвиля, а квазістатичний тиск.

Практика створення суцільних щілин пробурюванням шпурів показує, що такий спосіб за рівнем втрат каменю є ефективним, але надто трудомістким. Кількісні втрати становлять частину каменю, яка втрачається в процесі вибурювання щілини, а якісні – частину, зіпсовану отворами (т. зв. "гребінцеву зону") і нерівностями сколювання лицьових поверхонь. Якщо кількісні втрати від буріння знижуються зі зменшенням діаметра шпура, то об'єм зіпсованого шпурами каменю збільшується, що пояснюється більш ймовірним відхиленням бурового інструменту від заданої площини буріння через великий опір порід бурінню і неточність встановлення інструменту в цій площині. Відхилення бура (штанги) від заданого напрямку не лише призводить до псування каменю, але також не дозволяє отримати суцільну щілину, що потім вимагає додаткового розколювання нерозбурених ділянок, тим самим збільшуючи якісні втрати на нерівності сколу.

Поширеними технологіями видобутку гранітних блоків, в основі яких лежить статична силова дія на стінки шпура, є технології, які передбачають використання ручних клинів, НРС та гідроагрегатів.

На практиці знайшли застосування ручні клини різних конструкцій, а саме: прості, з допоміжними щічками, складні. Зазвичай довжина клинів лежить в діапазоні від 120 до 250 мм, що забезпечує розколювання граніту площею від 1 до 2 м². Кут загострення ручних клинів дорівнює 10...12,5° [10, 11].

Використання ручних клинів для вітчизняних кар'єрів з невеликим видобутком каменю дозволить економити кошти на придбання дорогих машин і механізмів та забезпечить потрібну якість блоків.

Технологія відділення каменя від масиву за допомогою клинів передбачає буріння строчки шпурів, куди вставляються клини. Розпірне зусилля виникає або при ударах по клину – ручні клини, або, що більш ефективно, за допомогою тиску, який створюється гідравлічною системою – гідроклин. Клини розміщують в шпурах круглого перерізу, інколи овального, пробурених спеціальним пристроєм.

При видобуванні блоків облицювального каменю з високоміцних порід, що характеризуються підвищеною в'язкістю (лабрадорит, порфіроподібні граніти, рапакаві та ін.), доводиться виконувати великий об'єм буріння шпурів.

Збільшити відстань між шпурами майже вдвічі і зменшити тим самим об'єм буріння дозволяє нарізання на стінках шпурів концентраторів напружень у вигляді профільних поглиблень, розташованих в площині передбачуваного відкола.

Параметри буроклинових робіт при відділенні каменю різного генетичного типу істотно розрізняються між собою. Так, наприклад, у разі відділення мармурових блоків висотою понад 1000 мм при заготівлі плит товщиною до 150 мм і розколюванні косошарового каменю шпура пробурюють наскрізь, незалежно від висоти моноліту.

Незважаючи на високу трудомісткість буроклинового способу з використанням ручних клинів, він для ряду вітчизняних кар'єрів, особливо малих за продуктивністю, є до теперішнього часу основним, оскільки не вимагає дорогих машин і механізмів і забезпечує необхідну якість блоків.

Останніми роками широке застосування для видобутку блокового каменю отримують гідроклинові установки. Вони полегшують умови праці робітників, дозволяють поліпшити якість блоків і підвищити продуктивність робіт видобутку.

Нині на кар'єрах України застосовують зарубіжні і вітчизняні установки. Вітчизняною промисловістю гідроклини випускаються невеликими партіями. Технічні характеристики гідроклинів для розколювання порід різної міцності, істотно розрізняються.

У значних обсягах на кар'єрах України застосовуються гідроклинові установки зарубіжного виробництва. З них найбільше поширення отримали гідроклинові установки "Дарда" фірми "Порсфельд" (Німеччина). З трьох модифікацій установки, гідроагрегат яких оснащений електричним, дизельним і пневматичним двигуном, найбільш широке використання отримали установки з пневмодвигуном, що пов'язано з наявністю на кар'єрах компресорів.

Перше покоління гідроклинових установок «Дарда» мало індексацію С1 (розколююче зусилля – 1780 кН і вага 11 кг), гідроклинові установки «Дарда» останнього покоління С5W мають розколююче зусилля – 2550 кН і вагу 37 кг.

Підвищення ефективності видобутку каменю за допомогою гідроклинів можливе шляхом оптимізації параметрів робіт (кроку установки гідроклинів, оптимальної площі відколювання на один клин тощо) видобування на основі дослідження механізму і визначення величини руйнівних напружень при відколі.

Багаторічними експериментальними дослідженнями, проведеними на ряді кар'єрів України, встановлено, що опір вивержених порід при відколі менше межі міцності при розтягненні в 3-7 разів (табл. 1.3), [10].

Мала величина межі міцності порід на відколювання свідчить про те, що заставний клин впливає не на всю поверхню, що підлягає відколюванню, а лише на довколишню до шпура зону, де концентрація напружень стала критичною. Спрямоване відколювання відбувається при концентрації напружень в необхідних площинах при груповій роботі декількох клинів (при синхронній їх дії на відколювання). Ефективність застосування клинів зростає у разі збільшення послаблення площі відколювання порожніми шпурами.

Таблиця 1.3.

Величина і співвідношення міцності каменю при різних видах впливу на нього.

Родовище	Порода	Межа міцності			$\frac{\sigma_{сж}}{\sigma_p}$	$\frac{\sigma_{сж}}{\sigma_v}$	$\frac{\sigma_p}{\sigma_v}$
		При стисканні, $\sigma_{сж}$, МПа	При розтягуванні, σ_p , МПа	При відколюванні, σ_v , МПа	σ_p	σ_v	σ_v
Головинське	Лабродорит	130,5	52,8	15,2	2,5	8,6	3,5
Жежелівське	Граніт	170,0	51,6	13,0	3,3	13,8	4,0
Корнинське	Граніт	153,5	47,2	13,2	3,2	11,6	3,5
Ємелянівське	Граніт	116,6	27,6	5,7	4,2	20,4	4,8
Лезніківське	Граніт	161,2	33,4	6,6	4,9	24,4	5,1
Коростишівське	Граніт	181,9	37,3	5,8	4,8	31,3	6,4
Богуславське	Граніт	136,2	31,3	5,1	4,3	26,7	6,2
Сліпчиське	Габро-Норіт	152,0	32,8	4,7	4,8	32,3	6,9

Якість і продуктивність робіт з відколювання каменю гідроклинами визначається співвідношенням наступних чинників: площі відколювання на один клин; кроку встановлення гідроклинів; текстури, міцності й анізотропних властивостей каменю; питомої величини послаблення площини відколювання додатковими (холостими) шпурами, а також схемою їх розміщення відносно цієї площини.

При використанні потужних гідроклинів міжшпурові відстані можна збільшити на 30-50%, що дозволяє скоротити обсяги бурових робіт. Якщо висота відокремлюваного від масиву моноліту перевищує 1 м, парні шпура бурять на всю висоту уступу, а непарні - на висоту 0,4 – 0,8 м, що також дозволяє скоротити обсяги бурових робіт.

Слід відзначити, що мала величина межі міцності порід на відколювання свідчить про перспективність розвитку і вдосконалення клинового методу відколювання каменю. В монографії [10] при використанні клинового методу розглядаються лише холості додаткові шпури, вільні від навантажень. Являють практичний інтерес дослідження щодо поєднання клинового методу зі статичним навантаженням додаткових шпурів.

До числа гідравлічних агрегатів для розколювання монолітних блоків належить також розроблені останнім часом гідравлічні розколювальні пристрої – гідророкспліттери (Hydro Rock Splitter - HRS) – агрегати для статичного направленою руйнування міцних порід. Конструкція таких

агрегатів передбачає використання еластичної камери, всередину якої нагнітається робоча рідина під тиском.

Гідророкспліттери мають такі переваги над гідроклинами: не потребують системи зворотного ходу; співвідношення розривного зусилля до маси агрегату (так званий індекс, який характеризує досконалість конструкції агрегату) у гідророкспліттерів приблизно в 4-6 разів більше ніж у розповсюджених німецьких гідроклинів «Дарда» та японських «Хірадо»; маса HRS приблизно на порядок менша, ніж у гідроклинів, що забезпечує його ручне транспортування в умовах кар'єру.

Суттєвий недолік використання HRS- обладнання полягає у тому, що у разі необґрунтовано вибраних технологічних параметрів (відстані між шпурами та глибини шпурів) відбувається деформація корпусу агрегату з переходом круглого перетину в еліпсоїдальний. У таких випадках має місце заклинювання агрегатів в шпурах, що не дозволяє забезпечити отримання магістральної тріщини у потрібному напрямку і потребує додаткових витрат на вивільнення агрегатів з деформованим корпусом з порожнини шпурів.

Спроби спростити конструкцію описаного вище агрегату ініціювали розробку в НТУУ «КПІ» агрегату з впливом на стінку шпура безпосередньо еластичною камерою.

Виготовлення дослідної партії таких агрегатів і проведення промислових випробувань дозволило виявити їх основний недолік. Цей недолік полягає у переміщенні еластичної камери в утворену в шпурі щілину. Таке переміщення обумовлено насамперед наявністю високого тиску всередині еластичної камери і механічними властивостями матеріалу, з якого вона виготовлена.

Неодноразове переміщення еластичної камери всередину щілини з гострими кромками суттєво знижує її довговічність і призводить до недостатньої надійності всього агрегату в цілому.

Здійснені останнім часом в НТУУ «КПІ» експериментальні розробки дозволили намітити ще один варіант гідравлічного агрегату для розколювання монолітів на блоки.

Цей агрегат впливає на стінку шпура безпосередньо робочою рідиною (водою) під великим тиском. Такі агрегати повинні відрізнятись нескладною технологічною конструкцією і відповідно невеликою ціною, що дасть можливість виготовляти їх в умовах механічної майстерні безпосередньо на кар'єрі.

Окрім зазначеного вище портативного гідравлічного агрегату для розколювання монолітних об'єктів гідророзривом, була розроблена інша версія портативного поршневого агрегату для видобутку кам'яних блоків, яка відрізняється від першої версії, розробленої в 1991-1992 р. значно меншою масою та більшим питомим розривним зусиллям в шпурі. Цей агрегат разом з агрегатом для розколювання монолітних блоків гідророзривом в перспективі може бути використаний для подальшого розвитку технологій застосування гідравлічного обладнання для видобутку гранітних блоків.

До теперішнього часу такі агрегати мало застосовуються на практиці через складності створення ущільнюючих вузлів, які дозволяють надійно герметизувати порожнину шпура і створювати в ній високі тиски. Складність питання полягає у значному діапазоні коливання зазору між стінкою шпура та ущільненням, що порушує роботу ущільнень, які при високому тиску видавлюються в наявні зазори.

1.4 Розвиток техніки вибухового утворення монощілин і оконтурювання масиву

Вирішення технологічних задач вибухового руйнування міцних скельних порід не обмежується лише підготовкою корисної копалини до виймання шляхом подрібнення та відділення частини масиву. Призначенням вибуху є також такі задачі, як оконтурювання масиву з метою гасіння сейсмічної хвилі на масових вибухах, захисту масиву поза блоком, що підривається, попередження тріщиноутворення та втрати стійкості отриманого відкосу, обережне відділення монолітів декоративного каменю від основного масиву без пошкоджень моноліту і прилеглої масиву, проходження тунелів, а також підземних підготовчих і виїмкових виробок в шахтах і рудниках, виконання гірничих робіт в геотехнічному, енергетичному, шляховому, гідротехнічному та інших сферах будівництва.

Контурне або обережне підривання, призначене для рішення наведених та ін. задач, застосовують для попереднього або наступного після основного вибуху утворення суцільної чи переривчастої щілини у вигляді гідравлічно суцільного шару зруйнованого системою тріщин масиву, призначеного як для збереження стійкості укосів основного масиву, так і для забезпечення по можливості регулярної та рівної поверхні відриву порід і зниження ступеня порушення законтурного масиву. При такому методі мінімально розтріскується прилеглий до монощілини масив, а породи не втрачають своїх міцнісних характеристик.

Правильно виконане контурне висадження внаслідок більш точної відповідності фактичних і проектних контурів споруджуваних профільних споруд значно скорочує перебори породи за межами, передбаченими проектом, відповідно зменшуються витрати на бетонування, кріплення і зачистку отриманих після відбивання виступів і нависань.

У ряді випадків, коли вертикальну монощілину чи область підсиленого руйнування утворено між бортом кар'єру і джерелом водопостачання (річкою, ручаєм, природною ємністю з водою), контурне висадження може регулювати приплив води до котловану чи кар'єру завдяки створенню зони підвищеної фільтрації вздовж площини відриву, тобто в потрібному напрямку. Фільтрація поза межі цієї монощілини має зменшуватись також завдяки низькому ступеневі руйнування законтурного масиву і одержанню стійких поверхонь відриву з мінімальною тріщинуватістю.

Основною умовою забезпечення ефективності різних за призначенням методів контурного підривання є зменшення маси зарядів в шпурах чи

шпурах, зближення зарядів в системі, розташованій по проектованій площині відриву. Для ослаблення руйнуючої дії вибуху застосовуються вибухові речовини з пониженою швидкістю детонації, яка визначає початковий тиск продуктів детонації в зарядній камері. В технології контурного підривання, оснований на принципі взаємодії зарядів на рівні ударних хвиль, короткосповільнене підривання не застосовується, а деякі розходження в часі генерації вибухового імпульсу сусідніми зарядами, що можуть складати кілька мілісекунд, обумовлені лише розкиданням часу спрацювання електродетонаторів (електричний метод), різною довжиною відрізків детонуючого шнура чи детонуючого хвилеводу (неелектрична система ініціювання).

Особливу увагу до керованості процесу і якості розколювання, а також до мінімальної порушеності масиву приділяють при розробці блочного каменю. Мала працездатність вибухового методу розробки високоміцних порід підтримує інтерес до цього методу, навіть не дивлячись на значні втрати чи зниження якості цінної продукції. Тому удосконалення буровибухових методів відділення монолітів спрямованим розколом за допомогою вибуху досі не втрачає актуальності і примушує до подальших наукових пошуків. Крім того, метод вибухового щілиноутворення активно впроваджується в якості профілактичного для захисту від наслідків геотектонічних процесів в масивах гірських порід при видобуванні корисних копалин (концентрації напружень навколо підземних виробок, гірських ударів). Тут теж застосовується спрямоване утворення монотріщини вибуховим способом. Суть методу полягає в утворенні тріщини в гірському масиві, незалежної від існуючої системи площин послаблень, пов'язаних із шаруватістю масиву.

Щодо керованості процесу утворення суцільної тріщини по лінії зарядів, існують відповідні вимоги до величини відхилень реальних площин відриву між зарядами від площини зарядів, що для шпурівних контурних зарядів не повинна перевищувати ± 15 см.

Зрозуміло, що наведений допуск неприйнятний для блочного методу. В цьому випадку особливу увагу, особливо при розробці вміщуючих кварц порід, звертають на закономірність розташування породоутворюючих мінералів. Напрямок відколу під дією переважаючих в процесі щілиноутворення розтягуючих головних напружень обирається відповідно площині анізотропної подільності каменя, а саме – шляхом правильного розташування видобувних вибоїв.

Відомі різні технічні рішення відносно керування напрямком розвитку монощілини. З них достатньо прозорим і ефективним рішенням є утворення так званої зародкової тріщини або по направляючій шпура, або вирізу у вигляді диска в дні шпура по його діаметру й наступне підривання в шпурі заряду вибухової речовини. Утворення зародкової подряпини або борозди виконується в площині, у якій необхідно одержати тріщину в масиві, механічним різакон спеціальної конструкції.

Метод застосовується для зниження ризику утворення гірського удару і в більшості випадків з позитивним результатом, підтвердженим у деяких випадках виконаними сейсмічними замірами. Крім того, ефективність методу в умовах підшви виробки підтверджується шляхом нагнітання рідини (води або емульсії) у шпура, пробурені по сусідству зі шпурами, у яких підривались заряди. Зокрема, відзначене витікання нагнітальної рідини через шпури, що пробурені на відстані декількох метрів і навіть десятків метрів від місця нагнітання, що свідчить про значне поширення гідравлічно сполучених тріщин вглиб масиву.

Варто згадати дані подібних досліджень, де замість зародкової горизонтальної тріщини в дні шпура використовується дія прошарку води певної висоти, над яким розташовано заряд.

Отримані результати експериментів по встановленню ефективності методу керованого тріщиноутворення шляхом попереднього нанесення на стінки зарядної порожнини керуючих зародкових надрізів склали основу для проектування запропонованого авторами методу СУМ як профілактичного методу при гірських ударах.

РОЗДІЛ 2

СТАТИЧНІ МЕТОДИ РОЗКОЛЮВАННЯ МОНОЛІТНИХ ПОРІД

2.1. Дослідження тиску тріщиноутворення при статичному руйнуванні порід шпуровим методом

При видобуванні гранітних блоків за допомогою гідравлічних пристроїв [41] необхідно детально дослідити напружено-деформований стан (НДС) масиву, який створює робочий орган, діючи на стінки шпурів, пробурених по лінії відколювання блоку. Це дасть можливість вибрати раціональні шляхи використання пристрою [41] і забезпечить високу ефективність праці та її безпеку при видобуванні блочного матеріалу.

Як правило, шпура, що визначають лінію відколювання, бурять перпендикулярно верхній площині масиву, з якого відокремлюють блоки. Цей факт дає можливість для визначення НДС використати основні рівняння плоскої задачі теорії пружності, оскільки в шпурах, в яких діють робочі органи пристроїв [41, 42], практично реалізуються умови плоскої деформації. При цьому для визначення НДС масиву в довільній точці необхідно знати три компоненти тензора напружень - σ_x , σ_y , τ_{xy} і дві складові вектора переміщень u , v . Якщо система декартових координат вибрана таким чином, що площина xu збігається з поперечним перерізом шпура, то вказані компоненти є функціями двох змінних x і y .

Якщо ввести функцію напружень Ері $U(x,y)$ згідно зі співвідношенням

$$\sigma_x = \frac{\partial^2 U}{\partial y^2}; \quad \sigma_y = \frac{\partial^2 U}{\partial x^2}; \quad \tau_{xy} = \frac{\partial^2 U}{\partial x \partial y};$$

то розв'язок плоскої задачі теорії пружності у випадку відсутності об'ємних сил зводиться до інтегрування бігармонічного рівняння

$$\frac{\partial^4 U}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 U}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 U}{\partial y^4} = 0; \quad (2.1)$$

при визначених граничних умовах [44].

Відзначимо, що в подальшому будемо розв'язувати першу основну задачу, коли по контуру поперечного перетину шпура задаються зовнішні зусилля x_n і y_n . В цьому випадку граничні умови можна записати у вигляді:

$$\begin{aligned} \sigma_x \cos(nx) + \tau_{xy} \cos(ny) &= x_n; \\ \tau_{xy} \cos(nx) + \sigma_y \cos(ny) &= y_n. \end{aligned} \quad (2.2)$$

Тут n – зовнішня нормаль до контура поперечного перетину шпура.

Використовуючи теорію комплексних змінних [44], загальний розв'язок рівняння (2.1) можна представити через дві аналітичні функції $\varphi(z)$ і $\psi(z)$ від одного комплексного аргументу $z=x+iy$ за формулою Гурса:

$$u(x, y) = \operatorname{Re}[z\varphi(z) + \psi(z)], \quad \bar{z} = x - iy. \quad (2.3)$$

Компоненти напружень $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ і переміщень u, v записуються через комплексні потенціали Колосова-Мусхелішвілі $\Phi(z)$ і $\Psi(z)$ у вигляді:

$$\begin{aligned} \sigma_x + \sigma_y &= 2[\Phi(z) + \overline{\Phi(z)}], \\ \sigma_y - \sigma_x - 2i\tau_{xy} &= 2[\bar{z}\Phi'(z) + \Psi(z)], \\ 2G(u + iv) &= \chi\varphi(z) - z\overline{\Phi(z)} - \overline{\psi'(z)}, \\ \Phi(z) &= \varphi'(z); \quad \Psi(z) = \psi'(z). \end{aligned} \quad (2.4)$$

Тут u і v – компоненти вектора переміщень в напрямках x і y ;

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \text{ – модуль зсуву;}$$

E – модуль Юнга; ν – коефіцієнт Пуассона. $\chi = 3 \dots 4\nu$.

При бурінні шпурів по лінії відколювання блока важко забезпечити їх ідеально кругову циліндричну форму, тому розглянуто більш загальну задачу, коли поперечний перетин шпура являє собою еліпс (рис. 2.1) ексцентриситет якого досить незначний.

Якщо гранітний масив вважати ортотропним матеріалом, то для цього випадку рівняння (2.1) прийме вигляд:

$$a_{22} \frac{\partial^4 U}{\partial x^4} + (2a_{12} + a_{66}) \frac{\partial^4 U}{\partial x^2 \partial y^2} + a_{11} \frac{\partial^4 U}{\partial y^4} = 0, \quad (2.5)$$

де величини $a_{11}, a_{12}, a_{22}, a_{66}$ – визначають характер ортотропії масиву.

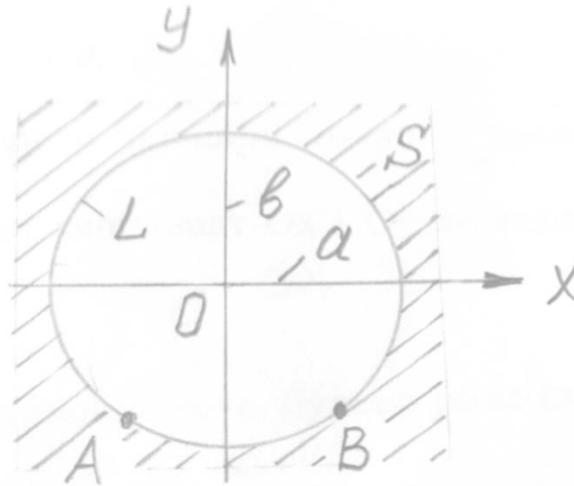


Рис. 2.1. Поперечний перетин шпура: a та b – радіуси еліпсу; L – контур шпура; S – область (площина) зовні шпура.

Якщо гранітний масив вважати ортотропним матеріалом, то для цього випадку рівняння (2.1) прийме вигляд:

$$a_{22} \frac{\partial^4 U}{\partial x^4} + (2a_{12} + a_{66}) \frac{\partial^4 U}{\partial x^2 \partial y^2} + a_{11} \frac{\partial^4 U}{\partial y^4} = 0, \quad (2.5)$$

де величини $a_{11}, a_{12}, a_{22}, a_{66}$ – визначають характер ортотропії масиву.

При цьому зв'язок між деформаціями $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}$ і напруженнями $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ записується наступним чином:

$$\begin{aligned}\varepsilon_x &= a_{11}\sigma_x + a_{12}\sigma_y + a_{16}\tau_{xy}, \\ \varepsilon_y &= a_{12}\sigma_x + a_{22}\sigma_y + a_{26}\tau_{xy}, \\ \gamma_{xy} &= a_{16}\sigma_x + a_{26}\sigma_y + a_{66}\tau_{xy}.\end{aligned}$$

Загальний інтеграл рівняння (2.5) залежить від коренів характеристичного рівняння

$$a_{11}S^4 + (2a_{12} + a_{66})S^2 + a_{22} = 0. \quad (2.6)$$

Припустимо, що по контуру L поперечного перетину шпура (рис. 2.1) діють зовнішні зусилля x_n і y_n (перша основна задача). Треба визначити напружений стан в площині навколо поперечного перетину шпура. Направимо осі координат OX і OY по осях еліпса відповідно (Рис.2.1).

Поряд з заданою площиною $z=x+iy$ будемо розглядати площини z_1 і z_2 , які трансформуються з неї афінним перетворенням:

$$\begin{aligned}z_1 &= x + s_1 y = x_1 + i y_1, \\ z_2 &= x + s_2 y = x_2 + i y_2.\end{aligned} \quad (2.7)$$

де $s_1 = \alpha_1 + i\beta_1$; $s_2 = \alpha_2 + i\beta_2$ корені рівняння (2.6);

$x_1 = x + \alpha_1 y$; $y_1 = \beta_1 y$; $x_2 = x + \alpha_2 y$; $y_2 = \beta_2 y$. При цьому перетворенні заданий еліпс по площині z переходить в еліпси на площині z_1 і z_2 .

Позначимо через $S, S^{(1)}, S^{(2)}$ відповідно області зовні цих еліпсів. Визначимо функції, які конформно відображають області $S, S^{(1)}, S^{(2)}$ на внутрішню поверхню одиничного круга γ . Функція

$$z = \omega(\xi) = \frac{a-b}{2} \xi + \frac{a+b}{2} \frac{1}{\xi}, \quad (2.8)$$

як відомо [49], конформно відображає область S на внутрішню поверхню одиничного круга γ .

Координати точок контура еліпса площини S згідно з (2.8)

$$x = a \cos v \quad : \quad y = b \sin v \quad (2.8')$$

При перетвореннях (2.7) точки контуру L площини S перейдуть в точки контура L_1 площини $S^{(1)}$.

$$\begin{aligned}z_1 = x + s_1 y &= a \cos v - s_1 b \sin v = \frac{1}{2} \left[a \left(\sigma - \frac{1}{\sigma} \right) + i s_1 b \left(\sigma - \frac{1}{\sigma} \right) \right] = \\ &= \frac{a + i s_1 b}{2} \sigma + \frac{a - i s_1 b}{2} \frac{1}{\sigma}.\end{aligned}$$

Таким чином, функція, яка конформно відображає область $S^{(1)}$ на внутрішню поверхню одиничного круга γ , має вигляд:

$$z_1 = \omega_1(\xi) = \frac{a + is_1 b}{2} \xi + \frac{a - is_1 b}{2} \frac{1}{\xi} . \quad (2.9)$$

Аналогічно знайдемо функцію, яка конформно відображає область $S^{(2)}$ на внутрішню поверхню одиничного круга γ .

$$z_2 = \omega_2(\xi) = \frac{a + is_2 b}{2} \xi + \frac{a - is_2 b}{2} \frac{1}{\xi} . \quad (2.10)$$

Як впливає з побудови відображаючих функцій $\omega_1(\xi)$ і $\omega_2(\xi)$ (2.9), (2.10) точкам $A, A^{(1)}, A^{(2)}$ контурів областей $S, S^{(1)}, S^{(2)}$, які знаходяться в афінній відповідності до (2.7), відповідає одна точка на контурі одиничного круга.

Припустимо, що до контура L області S (рис. 2.1) прикладені зовнішні зусилля X_n, Y_n , головний вектор яких дорівнює нулю. Припустимо також, що і напруження на великій відстані від шпура в гранітному масиві дорівнюють нулю. Згідно з [44] в цьому випадку функції $\varphi(z_1)$ і $\psi(z_2)$ голоморфні в своїх областях $S^{(1)}, S^{(2)}$ і на контурі L області S задовольняють умовам:

$$\begin{aligned} \varphi(z_1) + \overline{\varphi(z_1)} + \psi(z_2) + \overline{\psi(z_2)} &= -\int_0^s Y_n ds + C_1 = f_1 , \\ S_1 \varphi(z_1) + \overline{S_1 \varphi(z_1)} + S_2 \psi(z_2) + \overline{S_2 \psi(z_2)} &= -\int_0^s X_n ds + C_2 = f_2 , \end{aligned}$$

що рівнозначно:

$$\begin{aligned} 2 \operatorname{Re}[\varphi(z_1) + \psi(z_2)] &= -\int_0^s Y_n ds + C_1 = f_1 , \\ 2 \operatorname{Re}[s_1 \varphi(z_1) + s_2 \psi(z_2)] &= -\int_0^s X_n ds + C_2 = f_2 . \end{aligned} \quad (2.11)$$

Підставимо в рівняння (2.11) замість z_1 значення $\omega_1(\xi)$ (2.9), замість z_2 значення $\omega_2(\xi)$ (2.10). Позначивши $\Phi(\xi) = \varphi[\omega_1(\xi)]$ та $\Psi(\xi) = \psi[\omega_2(\xi)]$, отримуємо контурні умови для функцій $\Phi(\xi)$ і $\Psi(\xi)$:

$$\begin{aligned} 2 \operatorname{Re}[\Phi(\sigma) + \Psi(\sigma)] &= f_1(\vartheta) , \\ 2 \operatorname{Re}[s_1 \Phi(\sigma) + s_2 \Psi(\sigma)] &= f_2(\vartheta) , \end{aligned} \quad (2.12)$$

де $f_1(\nu)$ та $f_2(\nu)$ – значення правих частин (2.11), куди замість x і y підставлені їх значення з (2.8’);

$\sigma = e^{i\nu}$ - значення ξ на контурі одиничного круга γ .

Для визначення функцій $\Phi(\xi)$ та $\Psi(\xi)$, голоморфних всередині одиничного круга γ , які задовольняють його контурним умовам (2.12), застосуємо формулу Шварца

$$F(\xi) = \frac{1}{2\pi i} \int_{\gamma} V(\nu) \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \cdot \frac{d\sigma}{\sigma} + i\alpha_0 . \quad (2.13)$$

тут $V(\nu)$ – дійсна частина функції $F(\xi)$ на контурі одиничного круга, α_0 – довільна постійна.

Помножимо обидві частини рівнянь (2.12) на $\frac{1}{2\pi i} \cdot \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \cdot \frac{d\sigma}{\sigma}$ і проінтегруємо по контуру γ .

Згідно з (2.13) отримаємо:

$$\begin{aligned} \Phi(\xi) + \Psi(\xi) &= \frac{1}{4\pi i} \int_{\gamma} f_1(\vartheta) \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \frac{d\sigma}{\sigma} + i\alpha_0 , \\ s_1\Phi(\xi) + s_2\Psi(\xi) &= \frac{1}{4\pi i} \int_{\gamma} f_2(\vartheta) \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \frac{d\sigma}{\sigma} + i\beta_0 . \end{aligned} \quad (2.14)$$

Розв'язавши рівняння (2.14) відносно функцій $\Phi(\xi)$ і $\Psi(\xi)$, отримаємо,о:

$$\begin{aligned} \Phi(\xi) &= \frac{1}{4\pi(s_1 - s_2)} \int_{\gamma} [s_2 f_1(\vartheta) - f_2(\vartheta)] \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \frac{d\sigma}{\sigma} + \lambda_1 , \\ \Psi(\xi) &= \frac{1}{4\pi(s_1 - s_2)} \int_{\gamma} [s_1 f_1(\vartheta) - f_2(\vartheta)] \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \frac{d\sigma}{\sigma} + \lambda_2 , \end{aligned} \quad (2.15)$$

де для скорочення запису позначено:

$$\lambda_1 = i \frac{\beta_0 - \alpha_0 s_2}{s_1 - s_2} ; \quad \lambda_2 = -i \frac{\beta_0 - \alpha_0 s_1}{s_1 - s_2} .$$

Повертаючись до змінних z_1 і z_2 , теж саме, що підставляючи в функцію $\Phi(\xi)$ замість ξ її значення згідно з (2.9):

$$\xi_1 = \frac{z_1 - \sqrt{z_1^2 - (a^2 + s_1^2 b^2)}}{a + is_1 b} = \frac{a - is_1 b}{z_1 + \sqrt{z_1^2 - (a^2 + s_1^2 b^2)}} , \quad (2.16)$$

а в функцію $\Psi(\xi)$, – замість ξ її значення (2.10):

$$\xi_2 = \frac{z_2 - \sqrt{z_2^2 - (a^2 + s_2^2 b^2)}}{a + is_2 b} = \frac{a - is_2 b}{z_2 + \sqrt{z_2^2 - (a^2 + s_2^2 b^2)}} , \quad (2.17)$$

знайдемо шукані функції $\varphi(z_1)$ і $\psi(z_2)$. Оскільки постійні λ_1 і λ_2 (2.15) не впливають на напружений стан, то ними можна знехтувати.

Розглянемо випадок, коли агрегат для розколу монолітних об'єктів гідророзривом створює рівномірний тиск p на стінки шпура. В цьому випадку

$$X_n = -p \cos(n, x) = -p \frac{dy}{ds} ; \quad Y_n = -p \cos(n, y) = p \frac{dx}{ds} .$$

Тоді згідно (2.12) для даної задачі

$$\begin{aligned} f_1(\vartheta) &= -pa \cos \vartheta + const = -\frac{pa}{2} \left(\sigma + \frac{1}{\sigma} \right) + const , \\ f_2(\vartheta) &= -pb \sin \vartheta + const = -i \frac{pb}{2} \left(\sigma - \frac{1}{\sigma} \right) + const . \end{aligned} \quad (2.18)$$

Підставляючи значення $f_1(\nu)$, $f_2(\nu)$ (2.18) в рівняння (2.15), знайдемо

$$\Phi(\xi) = \frac{ip(b + ias_2)}{2(s_1 - s_2)} \xi , \quad \Psi(\xi) = \frac{ip(b + ias_1)}{2(s_1 - s_2)} \xi .$$

Переходячи до змінних z_1 і z_2 , отримаємо:

$$\begin{aligned} \varphi(z_1) &= -\frac{ip(b + ias_2)}{2(s_1 - s_2)} \cdot \frac{a - is_1 b}{z_1 + \sqrt{z_1^2 - (a^2 + s_1^2 b^2)}} , \\ \psi(z_2) &= -\frac{ip(b + ias_1)}{2(s_1 - s_2)} \cdot \frac{a - is_2 b}{z_2 + \sqrt{z_2^2 - (a^2 + s_2^2 b^2)}} . \end{aligned} \quad (2.19)$$

Для визначення компонентів напружень σ_x , σ_y , τ_{xy} за функціями $\varphi(z_1)$ і $\psi(z_2)$ використаємо формули

$$\begin{aligned} \sigma_x &= 2 \operatorname{Re} [s_1^2 \varphi'(z_1) + s_2^2 \psi'(z_2)] , \\ \sigma_y &= 2 \operatorname{Re} [\varphi'(z_1) + \psi'(z_2)] , \\ \tau_{xy} &= 2 \operatorname{Re} [s_1 \varphi'(z_1) + s_2 \psi'(z_2)] , \end{aligned} \quad (2.20)$$

де Re – дійсна частина виразу в квадратних дужках,

$$\varphi'(z_1) = \frac{d\varphi}{dz_1} , \quad \psi'(z_2) = \frac{d\psi}{dz_2} ,$$

s_1 і s_2 – корені рівняння (2.6).

Припустимо, що вісь x (рис. 2.1) направлена по лінії відколювання, а за рахунок дії гідроагрегату в точках $(-a, 0)$ і $(a, 0)$ зароджуються тріщини нормального відриву. Це коли на поверхні тріщини виникає розрив нормального переміщення V , а переміщення U залишається неперервним. При відриві деформування проходить таким чином, що поверхні тріщини відходять одна від другої при збереженні симетричності відносно площини XU .

Тріщини нормального відриву в точках $(-a, 0)$, $(a, 0)$ утворюються за рахунок дії розтягуючого напруження σ_y . Визначимо величину напруження σ_y для випадку, коли гідроагрегат створює в шпуріві тиск p . Для визначення σ_y підставимо в формули (2.20) знайдені значення функцій $\varphi(z_1)$ і $\psi(z_2)$ (2.19). Тоді

$$\sigma_y = \frac{p(s_2 b^2 - s_1 a^2)}{s_1 - s_2} \left[\frac{1}{x \sqrt{x^2 - y^2 - (a^2 + s_2^2 b^2)} + x^2 - y^2 - (a^2 + s_1^2 b^2)} - \frac{1}{x \sqrt{x^2 - y^2 - (a^2 + s_2^2 b^2)} + x^2 - y^2 - (a^2 + s_2^2 b^2)} \right] \quad (2.21)$$

$$\sigma_y = p \operatorname{Re} \left[\frac{s_1^2 - s_2^2}{(s_1 + s_2)^2 + (1 - s_1 s_2)^2} \right] \quad (2.22)$$

Таким чином, значення напружень (2.21), (2.22) дають змогу проаналізувати умови появи тріщини відколювання при застосуванні агрегату для розколу монолітних об'єктів гідророзривом.

Приклади розрахунків тиску тріщиноутворення за допомогою формули (2.22) для різних гірських порід наведені в додатку.

2.2. Питоме зусилля тріщиноутворення при гідропоршневому руйнуванні порід

Використання гідропоршневого агрегату зводиться до дії на стінки шпура двох зосереджених сил. Тому для теоретичного дослідження механічної дії гідропоршневого агрегату на скельний масив необхідно розглянути більш загальний випадок, коли головний вектор зовнішніх зусиль, прикладених до контуру поперечного перерізу шпура, не дорівнює нулю, а однорідний напружений стан заданий на нескінченості.

Припустимо, що рівномірний тиск p прикладений тільки до частини контуру поперечного перерізу шпура АВ (рис. 2.2а), а інша частина контуру вільна від зовнішніх зусиль.

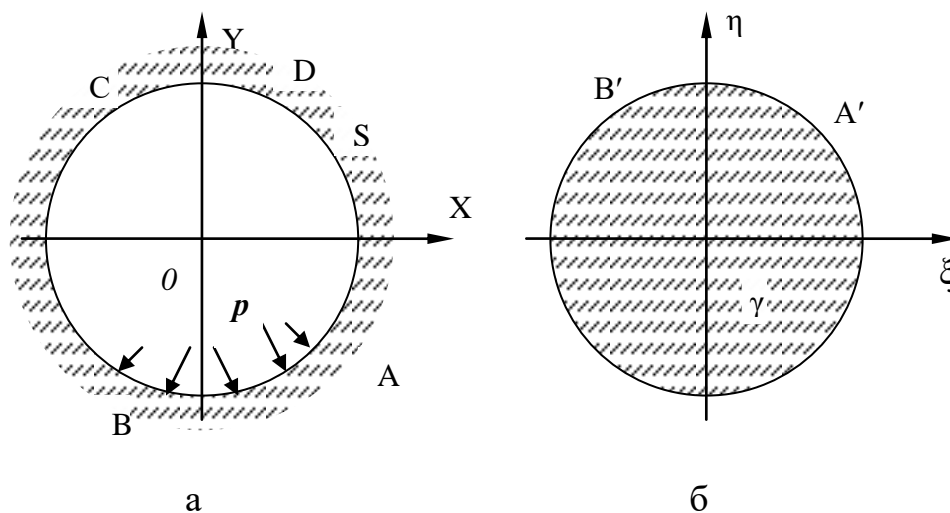


Рис. 2.2: Схема до розрахунку: а – поперечний перетин шпура: p – тиск, прикладений до частини АВ контуру шпура; S – область (площина) зовні шпура; б – контур одиничного кола γ .

Напруження на нескінченості вважаємо рівними нулю.

Оскільки головний вектор зовнішніх зусиль, прикладений до контура поперечного перерізу шпура не дорівнює нулю, то функції $\varphi(z_1)$ і $\psi(z_2)$ будуть мати вигляд:

$$\begin{aligned} \varphi(z_1) &= A \ln z_1 + B^* z_1 + \varphi_0(z_1), \\ \psi(z_2) &= B \ln z_2 + (B^* + iC'^*)z_2 + \psi_0(z_2). \end{aligned} \quad (2.23)$$

В формулах (2.15) замість f_1 і f_2 належить взяти приведені контурні умови f_1^0 і f_2^0 у наступному вигляді:

$$\begin{aligned} f_1^0 &= f_1 - 2\operatorname{Re}[A \ln z_1 + B^* z_1 + B \ln z_2 + (B'^* + iC'^*)z_2], \\ f_2^0 &= f_2 - 2\operatorname{Re}[As_1 \ln z_1 + B^* s_1 z_1 + Bs_2 \ln z_2 + s_2 (B'^* + iC'^*)z_2]. \end{aligned} \quad (2.24)$$

Визначимо спочатку f_1 і f_2 . Візьмемо точку А за початок підрахунку і покладемо в ній $f_1 = f_2 = 0$.

На ділянці АВ:

$$\begin{aligned} f_1 &= -pa \cos \vartheta + C_1 = -\frac{pa}{2} \left(\sigma + \frac{1}{\sigma} \right) + C_1, \\ f_2 &= pb \sin \vartheta + C_2 = -i \frac{pb}{2} \left(\sigma - \frac{1}{\sigma} \right) + C_2. \end{aligned} \quad (2.25)$$

Точкам АВ на площині S будуть відповідати точки А' і В', або $\sigma_1 = e^{i\vartheta_1}$ і $\sigma_2 = e^{i\vartheta_2}$ на контурі одиничного круга γ .

Відносно постійних C_1 і C_2 в даному випадку неможливо робити довільні припущення (наприклад покласти $C_1 = C_2 = 0$), оскільки функції f_1 і f_2 повинні бути неперервними.

Згідно з припущенням в точці А $f_1 = f_2 = 0$, або $pa \cos \vartheta_1 + C_1 = 0$; $pb \sin \vartheta_1 + C_2 = 0$ або $C_1 = -pa \cos \vartheta_1$; $C_2 = -pb \sin \vartheta_1$. Виходить, що на відрізьку АВ функції

$$\begin{aligned} f_1 &= -pa(\cos \vartheta - \cos \vartheta_1) = -\frac{pa}{2} \left[\sigma + \frac{1}{\sigma} - \left(\sigma_1 + \frac{1}{\sigma_1} \right) \right], \\ f_2 &= pb(\sin \vartheta - \sin \vartheta_1) = -i \frac{pb}{2} \left[\sigma - \frac{1}{\sigma} - \left(\sigma_1 - \frac{1}{\sigma_1} \right) \right]. \end{aligned}$$

а на відрізьку ВСА

$$\begin{aligned} f_1 &= -pa(\cos \vartheta_2 - \cos \vartheta_1) = -\frac{pa}{2} \left[\left(\sigma_2 + \frac{1}{\sigma_2} \right) - \left(\sigma_1 + \frac{1}{\sigma_1} \right) \right], \\ f_2 &= pb(\sin \vartheta_2 - \sin \vartheta_1) = -i \frac{pb}{2} \left[\left(\sigma_2 - \frac{1}{\sigma_2} \right) - \left(\sigma_1 - \frac{1}{\sigma_1} \right) \right]. \end{aligned}$$

Якщо обійти по контуру поперечного перерізу шпура один раз в додатному напрямку, то знайдемо, що функції f_1 і f_2 отримують приріст

$$\begin{aligned} [f_1]_L &= -pa(\cos \vartheta_2 - \cos \vartheta_1); \\ [f_2]_L &= pb(\sin \vartheta_2 - \sin \vartheta_1). \end{aligned}$$

$$\text{але } f_1 = -\int_0^s Y_n ds + C_1 \text{ і } f_2 = \int_0^s X_n ds + C_2 .$$

Звідки слідує:

$$Y = [f_1]_L = -\frac{pa}{2} \left[\left(\sigma_2 + \frac{1}{\sigma_2} \right) - \left(\sigma_1 - \frac{1}{\sigma_1} \right) \right] ,$$

$$X = [f_2]_L = -i \frac{pb}{2} \left[\left(\sigma_2 - \frac{1}{\sigma_2} \right) - \left(\sigma_1 - \frac{1}{\sigma_1} \right) \right] .$$

Позначивши $A=A'+iA''$, $B=B'+iB''$ і підставивши в (2.23) замість z_1 і z_2 їх значення через σ із (2.9) і (2.10), знайдемо

$$\Phi(\xi) = -(A' + iA'') \ln \xi + \Phi_0(\xi) ,$$

$$\Psi(\xi) = -(B' + iB'') \ln \xi + \Psi_0(\xi) .$$

Де $\Phi_0(\xi)$ і $\Psi_0(\xi)$ – функції голоморфні всередині γ .

Підставляючи значення цих функцій в контурні умови (2.12), знайдемо:

$$2 \operatorname{Re}[\Phi_0(\sigma) + \Psi_0(\sigma)] = f_1 + 2 \operatorname{Re}[(A' + iA'') \ln \sigma + (B' + iB'') \ln \sigma] = f_1^0 ;$$

$$2 \operatorname{Re}[S_1 \Phi_0(\sigma) + S_2 \Psi_0(\sigma)] = f_2 + 2 \operatorname{Re}[S_1 (A' + iA'') \ln \sigma + S_2 (B' + iB'') \ln \sigma] = f_2^0 ;$$

Звідки отримуємо:

$$f_1^0 = f_1 + 2i(A'' + B'') \ln \sigma ;$$

$$f_2^0 = f_2 + 2i(A' \beta_1 + A'' \alpha_1 + B' \beta_2 + VB'' \alpha_2) \ln \sigma ;$$

Нагадаємо, що в (2.24) z_1 і z_2 – точки контурів $L^{(1)}$, $L^{(2)}$. Таким чином, контурні умови для функцій $\varphi_0(z_1)$ і $\varphi_0(z_2)$:

$$2 \operatorname{Re}[\varphi_0(z_1) + \varphi_0(z_2)] = f_1^0 ;$$

$$2 \operatorname{Re}[S_1 \varphi_0(z_1) + S_2 \varphi_0(z_2)] = f_2^0 ; \quad (2.26)$$

З порівняння контурних умов (2.24) і (2.26) слідує, що функції $\varphi_0(z_1)$ і $\varphi_0(z_2)$ визначаються з тих же формул (2.15), якщо замінити в їх правих частинах f_1 і f_2 на f_1^0 і f_2^0 .

Таким чином:

$$\Phi_0(\xi) = \frac{1}{4\pi(S_1 - S_2)} \int_{\gamma} [S_2 f_1^0 - f_2^0] \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \frac{d\sigma}{\sigma} + \lambda_1 ;$$

(2.27)

$$\Psi_0(\xi) = \frac{-1}{4\pi(S_1 - S_2)} \int_{\gamma} [S_1 f_1^0 - f_2^0] \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \frac{d\sigma}{\sigma} + \lambda_2 .$$

Знаючи функції $\Phi_0(\xi)$ і $\Psi_0(\xi)$ і переходячи до змінних z_1 (2.16) і z_2 (2.17), знайдемо функції $\varphi_0(z_1)$ і $\psi_0(z_2)$.

Підставивши значення цих функцій в (2.23), отримаємо шукані функції $\varphi_0(z_1)$ і $\psi_0(z_2)$. Компоненти напружень σ_x , σ_y , τ_{xy} при заданих функціях $\varphi_0(z_1)$ і $\psi_0(z_2)$ визначаються з (2.20).

Отже, з формули (2.27) знаходимо функції:

$$\begin{aligned}
\Phi_0(\xi) &= \frac{1}{4\pi(S_1 - S_2)} \int_{\gamma} [S_2 f_1^0 - f_2^0] \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \cdot \frac{d\sigma}{\sigma} = \\
&= \frac{1}{4\pi(S_1 - S_2)} \left\{ M_1 \ln \sigma \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \cdot \frac{d\sigma}{\sigma} + \frac{p}{2} \left[as_2 \left(\sigma_1 + \frac{1}{\sigma_1} \right) - ib \left(\sigma_1 - \frac{1}{\sigma_1} \right) \right] \cdot \int_{\gamma} \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \cdot \frac{d\sigma}{\sigma} - \right. \\
&- \frac{p}{2} \left[as_2 \left(\sigma_1 + \frac{1}{\sigma_1} \right) - ib \left(\sigma_1 - \frac{1}{\sigma_1} \right) \right] \int_{\sigma_2}^{\sigma_1} \sigma \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \cdot \frac{d\sigma}{\sigma} - \frac{p}{2} (as_2 - ib) \int_{\sigma_2}^{\sigma_1} \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \cdot \frac{d\sigma}{\sigma} - \\
&\left. - \frac{p}{2} (as_2 + ib) \int_{\sigma_2}^{\sigma_1} \frac{1}{\sigma} \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \cdot \frac{d\sigma}{\sigma} \right\}; \tag{2.28}
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\Psi_0(\xi) &= \frac{-i}{4\pi(S_1 - S_2)} \int_{\gamma} [S_1 f_1^0 - f_2^0] \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \frac{d\sigma}{\sigma} = \\
&= \frac{-i}{4\pi(S_1 - S_2)} \left\{ M_2 \int_{\gamma} \ln \sigma \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \cdot \frac{d\sigma}{\sigma} + \frac{p}{2} \left[as_1 \left(\sigma_1 + \frac{1}{\sigma_1} \right) - ib \left(\sigma_1 - \frac{1}{\sigma_1} \right) \right] \times \right. \\
&\times \int_{\gamma} \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \cdot \frac{d\sigma}{\sigma} - \frac{p}{2} \left[as_1 \left(\sigma_2 + \frac{1}{\sigma_2} \right) - ib \left(\sigma_2 - \frac{1}{\sigma_2} \right) \right] \int_{\sigma_2}^{\sigma_1} \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \cdot \frac{d\sigma}{\sigma} - \\
&\left. - \frac{p}{2} (as_1 - ib) \int_{\sigma_2}^{\sigma_1} \sigma \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \cdot \frac{d\sigma}{\sigma} - \frac{p}{2} (as_1 + ib) \int_{\sigma_2}^{\sigma_1} \frac{1}{\sigma} \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \cdot \frac{d\sigma}{\sigma} \right\};
\end{aligned}$$

$$M_1 = 2i[S_2(A'' + B'') - (A'\beta_1 + A''\alpha_1 + B'\beta_2 + B''\alpha_1)]$$

$$\stackrel{\text{де}}{M_2} = 2i[S_1(A'' + B'') - (A'\beta_1 + A''\alpha_2 + B'\beta_2 + B''\alpha_2)].$$

У виразах (2.28) зустрічаються такі інтеграли:

$$\int_{\gamma} \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \cdot \frac{d\sigma}{\sigma} = 2\pi i;$$

$$\int_{\gamma} \sigma \cdot \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \cdot \frac{d\sigma}{\sigma} = 4\pi i \xi;$$

$$\int_{\gamma} \frac{1}{\sigma} \cdot \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \cdot \frac{d\sigma}{\sigma} = 0;$$

$$\int \ln \sigma \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \cdot \frac{d\sigma}{\sigma} = 2 \int \frac{\ln \sigma}{\sigma - \xi} d\sigma - \int \frac{\ln \sigma}{\sigma} d\sigma = 2\pi^2 + 4\pi i \ln(\sigma - \xi) + const;$$

$$\int \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \cdot \frac{d\sigma}{\sigma} = \int \left[\frac{2}{\sigma - \xi} - \frac{1}{\sigma} \right] d\sigma = 2 \ln(\sigma - \xi) - \ln \sigma + const;$$

$$\int \sigma \cdot \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \cdot \frac{d\sigma}{\sigma} = \int \left[1 + \frac{2\xi}{\sigma - \xi} \right] d\xi = \sigma + 2\xi \ln(\sigma - \xi) + const;$$

$$\int \frac{1}{\sigma} \cdot \frac{\sigma + \xi}{\sigma - \xi} \cdot \frac{d\sigma}{\sigma} = \int \left[\frac{2}{\xi} \cdot \frac{1}{\sigma - \xi} - \frac{1}{\sigma^2} - \frac{2}{\xi} \cdot \frac{1}{\sigma} \right] d\sigma = \frac{2}{\xi} \ln(\sigma - \xi) + \frac{1}{\sigma} - \frac{2}{\xi} \ln \sigma + const.$$

Враховуючи значення останніх інтегралів, легко отримати кінцевий вираз для $\Phi_0(\xi)$ і $\Psi_0(\xi)$. Не будемо їх виписувати, але відмітимо, що якщо покласти $\sigma_1 = \sigma_2$ (весь контур поперечного перерізу шпура завантажений), отримаємо прості формули для цього випадку.

Підставляючи знайдені вирази $\Phi_0(\xi)$ і $\Psi_0(\xi)$ в формули

$$\Phi(\xi) = -(A' + iA'') \ln \xi + \Phi_0(\xi),$$

$$\Psi(\xi) = -(B' + iB'') \ln \xi + \Psi_0(\xi),$$

і повертаючись за формулами (2.16) і (2.17) до змінних z_1, z_2 , отримаємо шукані функції $\varphi(z_1), \psi(z_2)$. Простим граничним переходом в знайдених функціях можна одержати розв'язок для випадку зосередженої сили F , прикладеної (нормально) до точки контуру нормального перетину шпура. Для цього необхідно зменшувати дугу АВ (Рис. 2.2) так, щоб $\lim_{AB \rightarrow 0} \{p \cdot AB\} = F$.

Таким шляхом можна скласти розв'язок для декількох окремих сил. Наприклад, випадок двох зосереджених сил F , які прикладені в точках $(0, -b)$ і $(0, +b)$ контуру нормального перетину шпура (випадок дії гідропоршневого агрегату) (рис. 2.3), отримаємо як граничний випадок рівномірно розподіленого тиску p , прикладеного до контуру нормального перетину шпура на деяких його ділянках, симетрично розташованих відносно вісі O_y .

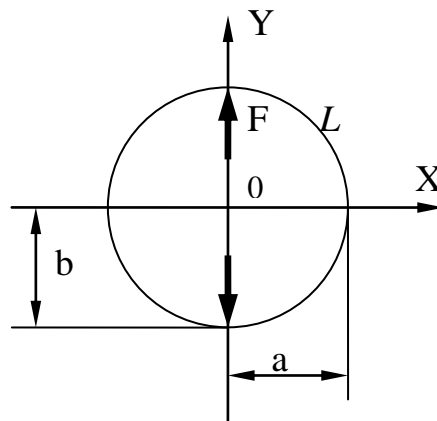


Рис. 2.3. Схема навантаження шпура гідропоршневим агрегатом: a та b – радіуси шпура; L – контур шпура; F – сила гідропоршневого агрегату.

Позначимо через $\sigma_1 = e^{iv_1}$ і $\sigma_2 = e^{iv_2}$ точки на одиничному крузі, які відповідають точкам А і В ділянки АВ на контурі нормального перетину шпура (Рис. 2.2) (в розглянутому випадку точки А і В повинні бути розміщені симетрично відносно вісі O_y). Така ділянка контуру завантажена рівномірно тиском p і у верхній частині контуру нормального перетину шпура (Рис. 2.2.а). Позначимо його через CD. Точкам С і D будуть відповідати на одиничному крузі точки $\sigma_3 = e^{iv_3}$ і $\sigma_4 = e^{iv_4}$.

Функції $\Phi(\xi)$ і $\psi(\xi)$, коли на вказаних вище ділянках АВ і CD контуру нормального перетину шпура прикладений рівномірно розподілений тиск p , знайдено за формулами (2.15):

$$\begin{aligned} \Phi(\xi) = & \frac{-P}{8\pi(S_1 - S_2)} \left\{ (b + iaS_2) \left[\sigma_2 - \sigma_1 + 2\xi \ln \frac{\sigma_2 - \xi}{\sigma_1 - \xi} \right] - (b - iaS_2) \left[\frac{2}{\xi} \ln \frac{\sigma_2 - \xi}{\sigma_1 - \xi} + \frac{1}{\sigma_2} - \frac{1}{\sigma_1} - \frac{2}{\xi} \ln \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \right] - \right. \\ & - K_1 \left[2 \ln \frac{\sigma_2 - \xi}{\sigma_1 - \xi} - \ln \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \right] + (K_2 - K_1) \left[2 \ln \frac{\sigma_3 - \xi}{\sigma_2 - \xi} - \ln \frac{\sigma_3}{\sigma_2} \right] + (b + iaS_2) \left[\sigma_4 - \sigma_3 + 2\xi \ln \frac{\sigma_4 - \xi}{\sigma_3 - \xi} \right] - \\ & - (b - iaS_2) \left[\frac{2}{\xi} \ln \frac{\sigma_4 - \xi}{\sigma_3 - \xi} - \frac{1}{\sigma_4} - \frac{1}{\sigma_3} - \frac{2}{\xi} \ln \frac{\sigma_4}{\sigma_3} \right] + (K_2 - K_1 - K_3) \left[2 \ln \frac{\sigma_4 - \xi}{\sigma_3 - \xi} - \ln \frac{\sigma_4}{\sigma_3} \right] + (K_4 + K_2 - K_3 - \\ & \left. - K_1) \left[2 \ln \frac{\sigma_1 - \xi}{\sigma_4 - \xi} - \ln \frac{\sigma_1}{\sigma_4} \right] \right\}. \end{aligned}$$

$$K_1 = (b + iaS_2)\sigma_1 - (b - iaS_2) \frac{1}{\sigma_1};$$

$$K_2 = (b + iaS_2)\sigma_2 - (b - iaS_2) \frac{1}{\sigma_2};$$

Тут $K_3 = (b + iaS_2)\sigma_3 - (b - iaS_2) \frac{1}{\sigma_3};$

$$K_4 = (b + iaS_2)\sigma_4 - (b - iaS_2) \frac{1}{\sigma_4}.$$

Однотипно вираз для $\psi(\xi)$ легко отримати із $\phi(\xi)$ заміною S_2 на S_1 . Переходячи тепер до границі таким чином, щоб $\lim_{AB \rightarrow 0} \{p \cdot AB\} = F$ і $\lim_{CD \rightarrow 0} \{p \cdot CD\} = F$, знайдемо функції $\phi(\xi)$ і $\psi(\xi)$ у випадку, коли до контуру поперечного перетину шпура в точках $(0, -b)$ і $(0, +b)$ прикладені дві взаємно зрівноважені зосереджені сили (див. рис. 2.3).

$$\Phi(\xi) = \frac{-ip}{2\pi(S_1 - S_2)} as_2 \ln \frac{\xi - i}{\xi + i} + const, \quad (2.29)$$

$$\Psi(\xi) = \frac{ip}{2\pi(S_1 - S_2)} as_1 \ln \frac{\xi - i}{\xi + i} + const.$$

Підставляючи в $\Phi(\xi)$ (2.29) замість ξ її значення (2.16), а в $\Psi(\xi)$ (2.29) – значення (2.17), знайдемо функції $\phi(z_1)$ і $\psi(z_2)$. За знайденими функціями визначимо за формулами (2.20) компоненти напружень $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_{xy}$.

При відколюванні блочного каменю з допомогою гідропоршневого агрегату найбільший інтерес визивають напруження σ_y в точках $(\pm a, 0)$, точки перетину контура нормального перетину шпура з віссю O_x .

Припускаючи, що $S_1 = i\beta_1$ і $S_2 = i\beta_2$, то в цих точках:

$$\sigma_y = \frac{F}{a\pi} \cdot \frac{\beta_1 + \beta_2}{\beta_1 \cdot \beta_2} \cdot \frac{a}{b} = \frac{F}{\pi} \cdot \frac{\beta_1 + \beta_2}{\beta_1 \cdot \beta_2} \cdot \frac{1}{b} \quad (2.30)$$

Якщо масив скелі ізотропний, то $\beta_1 = \beta_2 = 1$ і з (2.30) для колового нормального перетину шпура отримуємо

$$\sigma_y = 2 \frac{F}{a\pi} = \frac{2F}{\pi} \cdot \frac{1}{a}. \quad (2.31)$$

Знаючи критичні значення $[\sigma_y]$ для масиву, що розробляється, можна визначити критичні зусилля, які потрібно розвинути гідропоршневому агрегату, щоб почався процес тріщиноутворення.

2.3 Вибір моделі гірської породи з урахуванням штучної анізотропії в області дії лінії шпурів

Головною проблемою, яка виникає під час видобування блоків природного облицювального каменю, є потреба зниження втрат та збільшення виходу блокової продукції на всіх стадіях видобувних робіт.

Актуальним є завдання точно розрахувати та дотримуватись технологічних параметрів при використанні устаткування, оптимізувати режими його роботи, знизити витрати праці під час видобування блоків, з дотриманням якості бурових робіт.

При видобуванні природного блочного каменю найчастіше використовується шпуровий метод, коли в площині відколювання по лінії пробурюється ряд шпурів [5 -9]. Як правило, поперечний переріз цих шпурів має вигляд круга. Блоки мають форму прямокутних паралелепіпедів, а шпура розміщують в площині, паралельній одній із граней паралелепіпеда (рис. 2.4).

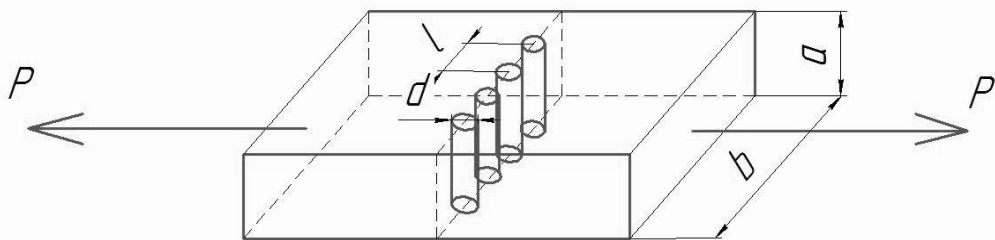


Рис. 2.4. Кам'яний блок із рядом пробурених шпурів.

Найпоширеніші в практиці розміри діаметрів шпурів знаходяться в межах 0,02-0,04 м. Такі розміри шпурів значно перевищують величину природних мікротріщин. При відділенні монолітів з допомогою шпурів порода руйнується в необхідному напрямку напруженням відколювання. Розрив відбувається по площинах спайності мінералів, а руйнування самих мінералів незначне, і ним можна знехтувати, вважаючи масив однорідним.

Оскільки досліджується напружено-деформований стан навколо шпурів при відділенні великих однорідних кам'яних монолітів, або розколювання їх на блоки потрібних розмірів (пасировка), можна вважати, що матеріал їх однорідний, і в теоретичних дослідженнях використовується модель ізотропного тіла для гірської породи з використанням теорії пружності [48].

Якщо вважати, що лінія шпурів створює штучну анізотропію в блоці, то для оцінки властивостей блоку, внесених рядом шпурів діаметром $d=2r$, пробурених на відстані l один від одного, можливі наступні припущення:

- якщо блок однорідний та підлягає розтягненню силами P , то в поперечному перетині блоку створюється напруження;
- у випадку, коли шпура діаметром d пробурені паралельно граням (ab) на відстані l один від одного, площа поперечного перетину шпурів, проведена через вісі шпурів,

$$a\left(b - \frac{b}{l}d\right) = \frac{b(l-d)}{l}a = \frac{ab(l-d)}{l}.$$

У цьому випадку напруження в площині відколювання буде дорівнювати

$$\frac{Pl}{ab(l-d)}, \text{ тобто в } \frac{l}{l-d} \text{ разів більше, ніж в суцільному блоці.}$$

$$\frac{b}{l} = n - \text{кількість шпурів}; b_1 = b - dn;$$

$$\frac{\sigma}{\sigma_1} = \frac{b - nd}{b} = 1 - n \frac{d}{b} = \frac{b_1}{b}; \sigma_1 > \sigma.$$

Аналіз впливу похибки буріння на працездатність відколювання блоків встановив, що шпура, пробурені строго паралельно площині (ab) , мають

однакову довжину a . Шпура, пробурені з похибкою h , матимуть довжину $a_1 = \sqrt{a^2 + h^2}$ (рис. 2.5).

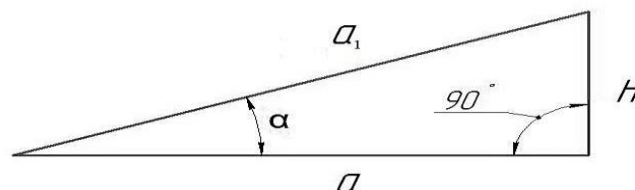


Рис. 2.5. Визначення довжини не паралельного шпура.

Можна вважати, що гирла шпурів знаходяться на одній лінії прогнозованого відколювання, оскільки розмітку лінії та центрів шпурів можливо виконати точно.

$$\frac{a}{a_1} = \cos \alpha; \quad \frac{h}{a} = \sin \alpha \rightarrow \frac{h}{a} \approx \alpha \quad a = a_1 \cos \alpha$$

\overline{m} шпурів, довжиною a ;

\overline{m} шпурів, довжиною a_1 ;

$$\overline{m} + \overline{m} = n$$

Проаналізуємо можливі варіанти положення пробурених шпурів.

1. Всі шпури пробурено під кутом α до лінії a в площині, паралельній (ab) . Напруження в площині, утвореній осями шпурів,

$$\bar{\sigma}_1 = \frac{P \cos \alpha}{a(b - nd)},$$

що менше, ніж при шпурах, паралельних a . Об'єм пробуреної породи більший, ніж при шпурах, пробурених перпендикулярно лінії b , і загальна довжина шпурів

$$\bar{l} = \sum_{i=1}^{\bar{m}} \frac{a}{\cos \alpha}.$$

Частина шпурів m пробурено перпендикулярно лінії b в площині (ab) , а частину шпурів \bar{m} – під кутом α .

Таким чином, загальна довжина шпурів становить

$$\bar{l} = \sum_{i=1}^{\bar{m}} \frac{a}{\cos \alpha} + ma.$$

2. Якщо шпура виходять з площини, паралельної (ab) , збільшується загальна довжина пробурених шпурів, та разом з тим зростає загальне зусилля, необхідне для відколювання блоку, а також збільшується ймовірність отримання браку.

3. Найбільш негативний випадок для відділення блоку, коли шпура відхиляються в різні сторони блоку з площини, паралельної (ab) (рис. 2.6).

В цьому випадку для розрахунку загальної довжини пробурених шпурів можливо скористатись формулою за варіантом 2.

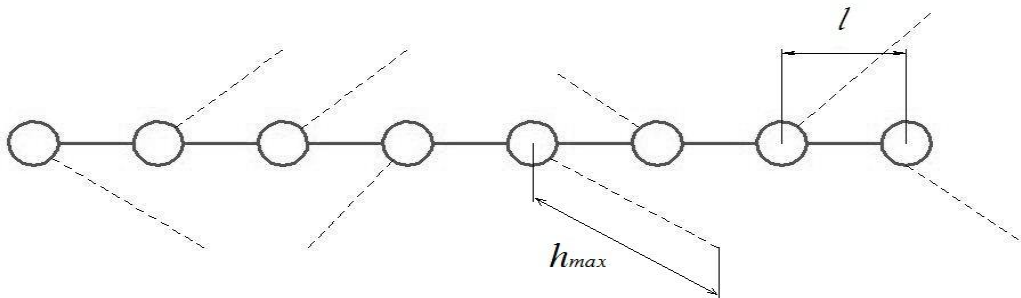


Рис. 2.6. Схематичне зображення найбільш негативного випадку буріння шпурів у кам'яному блоці.

Необхідно пам'ятати, що оскільки шпура відхиляються в різні сторони блоку від лінії відколювання, то робота, яка витрачається на відділення блоку, буде найбільшою. Це пояснюється тим, що площа відколювання блоку буде перевищувати проектний параметр. Для інших випадків похибки буріння (варіанти 1 – 3) також збільшується ймовірність отримання браку, оскільки площа відколювання може співпасти з природними тріщинами масиву.

При ідеальному бурінні шпурів для відколювання блоку та при його пасировці необхідно прибрати нерівності, об'єм яких дорівнює

$$\left(l - \frac{\pi r}{2}\right)rbn,$$

при цьому блок зменшиться на величину r по ширині від лінії відколювання.

При відхиленні хоча б одного шпура на відстань h_{\max} (рис. 2.6) від лінії передбачуваного відколювання треба прибрати об'єм нерівностей порядку ($h_{\max}ab$), що зменшить об'єм блоку на величину $(2r + h)$ по ширині від лінії відколювання.

Якщо має місце відхилення шпурів в різні боки (рис. 2.6) від лінії передбачуваного відколювання, то наступний видобутий блок буде ще з більшими площинними та геометричними дефектами, що призведе до більших втрат енергії та цінної природної сировини [29].

Враховуючи збільшення витрат енергії на пасировку блоків при неякісному бурінні, доцільно використовувати обладнання для точного буріння з оцінкою його вартості і терміну окупності.

2.4 Напружено-деформований стан в площині шпурів під дією статичних навантажень

Плоска задача теорії пружності ізотропного тіла, як відомо, об'єднує два фізично різних завдання: про плоский напружений стан і про плоску деформацію.

Напружений стан у будь-якій точці пружного тіла для плоскої задачі повністю виражається трьома напруженнями σ_x , σ_y , τ_{xy} , які за об'ємних сил задовольняють двом рівнянням рівноваги:

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = 0; \quad \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} = 0 \quad (2.32)$$

та умові сумісності:

$$\left(\frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} \right) (\sigma_x + \sigma_y) = 0. \quad (2.33)$$

Завдання зводиться до інтегрування вказаних рівнянь при певних умовах.

В залежності від того, що задається на контурі L області, зайнятої тілом, розрізняються дві основні задачі.

Для першої основної задачі, тобто коли на контурі L області задані зовнішні умови X_n , Y_n , граничні умови можливо записати у вигляді:

$$\begin{aligned} \sigma_x \cos(n, x) + \tau_{xy} \cos(n, y) &= X_n \\ \tau_{xy} \cos(n, x) + \sigma_y \cos(n, y) &= Y_n, \end{aligned} \quad (2.34)$$

де n – зовнішня нормаль відносно контуру L .

Для другої основної задачі, тобто на контурі L області S задані переміщення, граничні умови приймуть вигляд:

$$U = g_1(s); \quad V = g_2(s), \quad (2.35)$$

де $g_1(s)$ і $g_2(s)$ – задані переміщення точок контуру L , які представляють собою задані функції від дуги S контуру, які відраховують від довільної точки.

Крім вказаних двох основних задач можливі різні варіації задач мішаного типу, коли на одній частині контуру L області S задані напруження, а на іншій частині цього контуру – переміщення.

Систему рівнянь (2.32) і (2.33) можна звести до одного бігармонічного рівняння:

$$\frac{\partial^4 U}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 U}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 U}{\partial y^4} = 0, \quad (2.36)$$

якщо ввести функцію напружень $U(x, y)$, яка пов'язана з напруженнями через співвідношення:

$$\sigma_x = \frac{\partial^2 U}{\partial y^2}, \quad \sigma_y = \frac{\partial^2 U}{\partial x^2}, \quad \tau_{xy} = -\frac{\partial^2 U}{\partial x \partial y}. \quad (2.37)$$

Можна показати, що контурні умови для функції $U(x, y)$ у випадку першої основної задачі набувають вигляду:

$$\frac{\partial U}{\partial y} = \int_0^s X_n ds + C_1; \quad \frac{\partial U}{\partial x} = -\int_0^s Y_n ds + C_2, \quad (2.38)$$

де C_1, C_2 – дві довільні реальні постійні, які для однозв'язної області можуть дорівнювати нулю.

Таким чином, плоска задача теорії пружності зводиться до пошуку бігармонічної функції $U(x, y)$, яка задовольняє контурним рівнянням (2.35) або (2.38).

М.І. Мусхелішвілі [44] показав, що розв'язок рівняння (2.36) можна записати так:

$$U(x, y) = \operatorname{Re} \left[\overline{Z\phi_1(Z)} + \chi_1(Z) \right], \quad (2.39)$$

де Re – символ реальної частини виразу, який стоїть у квадратних дужках;

$\phi_1(Z)$ і $\chi_1(Z)$ – деякі аналітичні функції комплексного змінного $z = x + iy$, $\bar{z} = x - iy$.

Отже, розв'язання плоскої задачі зводиться до визначення двох аналітичних функцій $\phi_1(Z)$ та $\psi_1(Z) = \frac{dx_1}{dz}$, які задовольняють на контурі L певним умовам.

Представлення розв'язку рівняння (2.36) у формі (2.39) дає можливість виразити граничні умови також через функції $\phi_1(Z)$, $\psi_1(Z)$.

Для першої основної задачі умови (2.38) набувають вигляду:

$$\begin{aligned} \frac{\partial U}{\partial x} + i \frac{\partial U}{\partial y} &= \varphi_1(Z) - Z\overline{\varphi_1'(Z)} + \overline{\psi_1'(Z)} = i \int_0^s (X_n + Y_n) ds + C = \\ &= f_1 + if_2 + const. \end{aligned} \quad (2.40)$$

Якщо ж задано переміщення, на контурі L отримуємо наступну граничну умову:

$$2\mu(U + iV) = \kappa\varphi_1(Z) - Z\overline{\varphi_1'(Z)} - \overline{\psi_1'(Z)} = 2\mu(g_1 + g_2) \text{ на } L, \quad (2.41)$$

де $\kappa = \frac{3-\nu}{1+\nu}$ для плоского напруженого стану; $k = 3-4\nu$ для плоскої деформації; ν - коефіцієнт Пуассона, E - модуль пружності; $\mu = G = \frac{E}{2(1+\nu)}$ - модуль зсуву.

Якщо функції $\varphi_1(Z)$ і $\Psi_1(Z)$ відомі, компоненти напружень σ_x , σ_y , τ_{xy} , можуть бути знайдені безпосередньо через $\varphi_1(Z)$ і $\Psi_1(Z)$ за формулами Колосова-Мусхелішвілі [44]:

$$\begin{aligned} \sigma_x + \sigma_y &= 2 \left[\varphi_1'(z) + \psi_1'(z) \right] + 4\text{Re}; \quad \varphi_1'(z); \\ \sigma_x - \sigma_y + \tau_{xy} &= 2 \left[\bar{z}\varphi_1''(z) + \psi_1'(z) \right]. \end{aligned} \quad (2.42)$$

З рівнянь (2.42) можна легко знайти формули для максимальної тангенціальної напруги τ_{\max} та головних напружень σ_1 , σ_2 , які виражені через комплексні потенціали $\varphi_1(Z)$ і $\Psi_1(Z)$:

$$\begin{aligned} \tau_{\max} &= \left| \bar{z}\varphi_1''(z) + \psi_1'(z) \right|, \\ \sigma_1 &= \varphi_1'(z) + \bar{\varphi}_1'(z) + \left| \bar{z}\varphi_1''(z) + \psi_1'(z) \right|, \\ \sigma_2 &= \varphi_1'(z) + \bar{\varphi}_1'(z) - \left| \bar{z}\varphi_1''(z) + \psi_1'(z) \right|. \end{aligned} \quad (2.43)$$

Формули (2.42) і (2.43) повністю описують всі складники напруженого стану і досить зручні для розв'язку багатьох важливих задач плоскої теорії пружності.

У більшості випадків під час видобування кам'яних блоків шпуровим методом для утворення статичного силового впливу та отримання в заданих зонах породи необхідного напружено-деформованого стану використовуються невибухові руйнуючі суміші (НРС) і гідравлічні пристрої [8, 12 - 15]. Теоретичні дослідження розподілу напружень близько контуру шпура для цих випадків зазвичай виконувались тільки для окремо взятого шпура, а потім, використовуючи принцип суперпозиції, робився висновок про взаємодію силових полів для всього ряду шпурів. Оскільки при дії НРС або гідравлічних пристроїв біля шпурів виникають пластичні зони, то використовувати принцип суперпозиції неправомірно, а необхідно

вирішувати нелінійні періодичні задачі, в яких враховується взаємодія шпурів.

При видобутку блочного каменю найчастіше використовують шпуровий метод. При ощадливому режимі буріння шпурів розміри утворюваних мікротріщин дуже незначні в порівнянні з поперечними перетинами шпурів, тому при дослідженні напружено-деформованого стану навколо шпурів будемо використовувати модель суцільного середовища. Діаметри шпурів при цьому набагато менші їх довжини, тому вважаємо, що напружений стан біля них відповідає стану плоскої деформації.

Проведені експерименти показують, що навколо шпурів утворюється деяка зона підвищених напружень - так звана зона «концентрації напружень». При навантаженні стінок шпурів за допомогою НРС або гідродомкратів в цій зоні матеріал гірської породи не може бути пружним і перейде в стан, який назвемо «станом за межею пружності». Припустимо, що цей стан буде мати місце в деякій області біля шпура. Напружений і деформований стан за межею пружності визначається співвідношеннями теорії пластичності. В теорії пластичності розрізняють «ідеально пластичні» і «зміцнювані» матеріали.

Ідеально пластичний матеріал характеризується тим, що не може сприймати напруження, які перевершують певну межу текучості. Іншими словами, для ідеально пластичних матеріалів існує цілком певна функція

$$f(\sigma_{ij}) = 0, \quad (2.44)$$

звана умовою пластичності або функцією течії.

При виконанні рівності (2.44) в даній точці тіла можуть виникати пластичні деформації. В пружній області $f(\sigma_{ij}) \leq 0$.

Плоска задача теорії ідеальної пластичності має наступну особливість: три рівняння - два рівняння рівноваги плюс умова пластичності (2.44) - відносно трьох компонентів напруження $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ визначають замкнуту систему рівнянь. Тому плоску задачу теорії ідеальної пластичності часто називають «статично визначеною», маючи на увазі при цьому замкнутість системи рівнянь для напружень. Однак до статично визначених задач можуть бути віднесені лише ті, граничні умови яких також задані тільки в напруженнях (контур шпура вільний від навантажень або навантажений заданими зусиллями).

Для гірських порід умову пластичності можна записати у вигляді

$$f(\sum_2, \sum_3) = 0, \quad (2.45)$$

де \sum_2, \sum_3 - відповідно другий і третій інваріанти девіатора напружень (у металів і гірських порід об'ємна деформація в достатніх межах є пружною, тому умова пластичності (2.45) не залежить від першого інваріанта тензора напружень σ).

Якщо для плоскої деформації, в умовах якої знаходяться шпура, з умови $\varepsilon_z = 0$ слідує

$$\sigma_z = \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_y), \quad (2.46)$$

то третій інваріант девіатора напружень \sum_3 дорівнює нулю і умова пластичності (2.45) зводиться до вигляду

$$(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2 = 4k^2, \quad k = \frac{\sigma_s}{2}, \quad (2.47)$$

де σ_s - межа течії породи при односторонньому розтягуванні.

Умова пластичності (2.45) і рівняння рівноваги (2.44) складають замкнену систему рівнянь

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = 0; \quad \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} = 0 \quad (2.48)$$

плоскої задачі теорії ідеальної пластичності відносно трьох компонент напружень $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$.

Взагалі при вирішенні статично визначених пружно-пластичних задач, можна обмежитися припущенням про нестисливість матеріалу, необхідним при визначенні переміщень. Як показують рішення задач, це припущення про нестисливість матеріалу всюди в пружній і пластичній зонах істотно впливає лише на величину компоненти σ_z , однак знання останньої зазвичай не представляє інтересу.

При вирішенні пружно-пластичних задач концентрації напружень біля порожнин і отворів необхідно визначити таку область можливої зміни зовнішніх навантажень, щоб при навантаженні в пластичних областях не виникали зони розвантаження. При розвантаженні використання умови (2.47) стає несправедливим.

Розрахунок технологічних параметрів робіт для відколювання кам'яного блоку визначається фізико-механічними властивостями порід, діаметром шпурів, відстанню між шпурами, а також типом навантаження.

Зазначимо, що при навантаженні стінок шпурів статичними зусиллями для відділення блоків не виникають зони розвантаження, тому при вирішенні конкретних задач будемо використовувати умову пластичності (2.47).

Розглянемо напружено-деформований стан навколо лінії циліндричних шпурів під дією статичних навантажень. На рис. 2.7 приведено схему ізотропного кам'яного блоку з ланцюгом однакових кругових циліндричних шпурів, пробурених по передбачуваній лінії відколювання, яку ми сумістимо з віссю x декартової системи координат. Щоб не зменшувати суцільності, радіуси отворів шпурів приймемо рівними $R = 1$, а відстань між отворами – l .

До контурів шпурових отворів прикладені рівномірні зусилля інтенсивністю p , а грані блоку вільні від навантажень. Будемо вважати, що під дією цих зусиль близько отворів виникнуть пластичні зони, які повністю їх охоплюють. В цьому випадку при $r = R$ граничні умови будуть мати вигляд

$$\sigma_r = -p, \quad \tau_{r\theta} = 0. \quad (2.49)$$

Отвір, в центрі якого вміщено початок координат, назвемо основним, а лінію розділу пластичної і пружної зон біля цього отвору позначимо через L . В силу геометричної і силової симетрії в даній задачі форма лінії розділу біля будь-якого отвору буде такою самою, як і біля основного отвору.

Потрібно визначити лінії розділу пружної і пластичної зон, а також напружений стан кам'яного блоку в кожній з них. Початок процесу відколювання зв'яжемо з моментом появи пластичного шарніра, тобто коли контури пластичних зон L сусідніх отворів починають стикатись або перекривати одна одну.

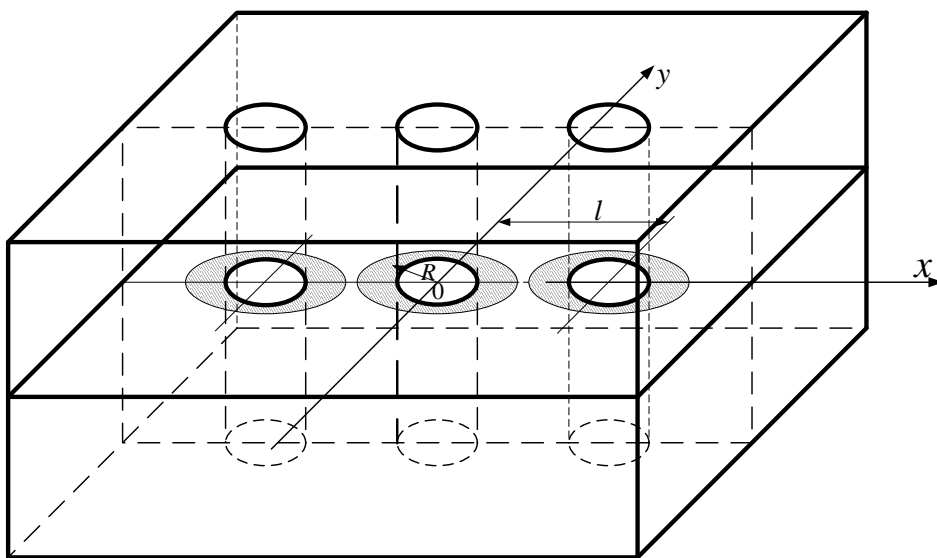


Рис. 2.7. Розподіл напружень уздовж передбачуваної лінії відколювання.

Напруження у пластичній зоні біля основного отвору будуть такими ж, як і у випадку масиву з одним шпуром. Вони визначаються із залежностей [33]

$$\sigma_x^{(1)} + \sigma_y^{(1)} = 2(k-p + k \cdot \ln \frac{\bar{z}\bar{z}}{R^2}); \quad \sigma_y^{(1)} - \sigma_x^{(1)} + 2i\tau_{xy}^{(1)} = 2k \frac{\bar{z}}{z}. \quad (2.50)$$

Ці напруження не залежать від впливу сусідніх отворів, однак можуть істотно впливати на зміну лінії розділу двох зон L і на напружений стан масиву в пружній зоні.

Нехай у пружній зоні додаткові напруження, які з'явилися через наявність шпурових отворів, характеризуються двома функціями комплексного змінного $\Phi_2(z)$ и $\Psi_2(z)$. Їх слід визначити з умов неперервності компонент напружень в пружній і пластичній зонах на спільній межі L , які поділяють ці зони

$$\Phi_2(z) + \overline{\Phi_2(z)} = k - p + k \ln \frac{\bar{z}}{R^2}; \quad z\Phi_2'(z) + \psi_2(z) = k \frac{\bar{z}}{z}. \quad (2.51)$$

Функція $\Phi_2(z)$ є періодичною в напрямку осі x . Введемо періодичну вздовж осі x функцію

$$\psi_2^*(z) = \psi_2(z) + z\Phi_2'(z). \quad (2.52)$$

Тоді граничні умови (2.51) матимуть вигляд

$$\begin{aligned} \Phi_2(z) + \overline{\Phi_2(z)} &= \psi_2^*(z) = \psi_2(z) + z\Phi_2'(z), \\ (\bar{z} - z)\Phi_2'(z) + \psi_2^*(z) &= k \frac{\bar{z}}{z}. \end{aligned} \quad (2.53)$$

Функції $\Phi_2(z)$ і $\psi_2^*(z)$ є аналітичними в пружній зоні і дорівнюють нулю на нескінченності. Їх можна представити у вигляді

$$\begin{aligned} \Phi_2(z) &= \sum_{k=1}^{\infty} \frac{a_k}{[\zeta(z)]^k} + \sum_{n=-\infty}^{\infty} * \sum_{k=1}^{\infty} \frac{b_k}{[\zeta(z-nl)]^k}, \\ \psi_2^*(z) &= \sum_{k=1}^{\infty} \frac{b_k}{[\zeta(z)]^k} - \sum_{n=-\infty}^{\infty} * \sum_{k=1}^{\infty} \frac{b_k}{[\zeta(z-nl)]^k}. \end{aligned} \quad (2.54)$$

Тут ζ зв'язана із z наступною неявною залежністю

$$z - nl = \omega(\zeta) = c_0\zeta + \sum_{k=1}^{\infty} c_k \zeta^{-k}. \quad (2.55)$$

Функції

$$\Phi(\zeta) = \sum_{k=1}^{\infty} \frac{a_k}{[\zeta(z)]^k}, \quad \psi(\zeta) = \sum_{k=1}^{\infty} \frac{b_k}{[\zeta(z)]^k} \quad (2.56)$$

будуть голоморфними в області поза лінією L , а другі суми (2.54) голоморфні всередині L і залежать від малого параметру $\varepsilon = 1/l$. Розкладемо їх в ряди за ступенями цього параметру і збережемо члени з ε^2 , тоді граничні умови для визначення функцій $\Phi(\zeta)$ і $\psi(\zeta)$ матимуть вигляд

$$\begin{aligned} \Phi(\sigma) + \overline{\Phi(\sigma)} &= k - p + k \ln \frac{\omega(\sigma)\overline{\omega(\sigma)}}{R^2} + \\ &+ 2a_1c_0\alpha_2\varepsilon^2[\omega(\sigma) + \overline{\omega(\sigma)}] - 4a_2c_0^2\alpha_2\varepsilon^2, \quad \alpha_2 = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^2}, \\ \frac{\overline{\omega(\sigma)} - \omega(\sigma)}{\omega'(\sigma)}\Phi'(\sigma) + \psi(\sigma) &= k \frac{\overline{\omega(\sigma)}}{\omega(\sigma)} + 2a_1c_0\alpha_2\varepsilon^2[\overline{\omega(\sigma)} - \omega(\sigma)] + \\ &+ 2b_1c_0\alpha_2\varepsilon^2\omega(\sigma) - 2b_2c_0\alpha_2\varepsilon^2. \end{aligned} \quad (2.57)$$

Із умов (2.57) знайдемо

$$\Phi(\zeta) = k \ln \frac{\omega(\zeta)}{c_0 \zeta}, \quad (2.58)$$

$$\psi(\zeta) = -\frac{\overline{\omega(\zeta)} - \omega(\zeta)}{\omega'(\zeta)} \left[k \frac{\omega'(\zeta)}{\omega(\zeta)} - \frac{k}{\zeta} \right] + k \frac{\overline{\omega(\zeta^{-1})}}{\omega(\zeta)} - 2b_2 c_0^2 \alpha_2 \varepsilon^2,$$

$$\omega(\zeta) = c_0 \zeta + \frac{c_1}{\zeta}. \quad (2.59)$$

Сталі, які входять в формули (2.57 – 2.59) визначаються із системи рівнянь

$$\begin{aligned} \bar{c}_0 &= \exp\left(\frac{p-k}{2k} + \frac{1}{3k} a_2 \pi^2 \bar{\varepsilon}^2 \bar{c}_0^2\right); \\ \bar{c}_1 &= \frac{1}{3k} \bar{c}_0^3 \pi^2 \bar{\varepsilon}^2 b_2; \end{aligned} \quad (2.60)$$

$$a_2 = k \frac{\bar{c}_1}{\bar{c}_0}; \quad b_2 = \frac{k(\bar{c}_0 - 2\bar{c}_1)}{\bar{c}_0 \left(1 - \frac{1}{3} \bar{c}_0 \bar{c}_1 \pi^2 \bar{\varepsilon}^2\right)},$$

$$\text{де } \bar{c}_0 = \frac{c_0}{R}, \quad \bar{c}_1 = \frac{c_1}{R}, \quad \bar{\varepsilon} = \frac{R}{l}.$$

Напруження в пружній зоні знаходяться із залежностей

$$\begin{aligned} \sigma_x^{(2)} + \sigma_y^{(2)} &= 4 \operatorname{Re} \Phi_2(\zeta), \\ \sigma_y^{(2)} - \sigma_x^{(2)} + 2i\tau_{xy}^{(2)} &= 2 \left[\frac{\overline{\omega(\zeta^{-1})} - \omega(\zeta)}{\omega'(\zeta)} \Phi'(\zeta) + \psi(\zeta) \right]. \end{aligned} \quad (2.61)$$

Оскільки нас цікавить конфігурація пластичних зон L , які створюються за рахунок дії статичних навантажень на контури шпурових отворів, розташованих по лінії передбачуваного відколювання, то зробимо це за допомогою аналізу системи рівнянь (2.60). Система (2.60) складається з чотирьох рівнянь з чотирма невідомими, тобто є замкнутою. Визначимо ці невідомі методом їх виключення. У розглянутій задачі з формули (2.59) випливає, що лініями розділу L будуть еліпси, півосі яких будуть змінюватися при зміні відстаней між шпурами l і їх радіусів R .

Слід зазначити, що лініями розділу насправді будуть не еліпси, а лінії, близькі до еліпсів, що з'ясується, якщо в розкладанні (2.57) утримати члени, які містять ε в четвертому і вищих степенях. Але ці члени при малому ε малі і вони не зможуть суттєво змінити отримані лінії розділу.

Розглянемо спочатку випадок, коли $\varepsilon = \frac{R}{l} = 0,1$, а величина статичного

рівномірного навантаження на контур шпура дорівнює $p = 3k$ і грані кам'яного блоку вільні від навантаження. Як відомо, для області з одним шпуром лінією розділу в цьому випадку буде коло радіуса $r = 2,718R$. Для області ж з нескінченним числом круглих шпурів, як показали проведені нами дослідження, лініями розділу будуть еліпси з півосями

$a = \frac{(c_0 + c_1)}{R} = 3,367$, $b = \frac{(c_0 - c_1)}{R} = 2,339$. Звідси випливає, що для цього випадку урахування впливу сусідніх отворів дозволяє на 48% збільшити відстань між шпурами

Використовуючи метод перебору значень параметрів, визначимо область існування рішень системи рівнянь (2.60). Результати розрахунку для різних значень навантаження і величини ε наведені в табл. 2.1.

Із аналізу результатів розрахунку випливає, що при $\varepsilon = 0,139$ розв'язку системи рівнянь (2.60) не існує. Це означає, що пластичні зони навколо ряду кругових шпурів починають перекривати одна одну і реалізується випадок відколонування блоку тільки за рахунок дії статичних напружень.

У табл. 2.2 наведено результати розрахунків, проведених для величини $\varepsilon = 0,1$ і різних варіантів навантаження стінок шпурів $\frac{P}{k}$. При значній інтенсивності навантаження контуру отвору $\frac{P}{k} \geq 4$ (рішення не існує) пластичні зони близько шпурів починають перекривати одна одну, тобто відбувається відкол блоку.

Таблиця 2.1.
Результати розрахунку параметрів пластичних зон при різних ε .

ε	$\frac{c_0}{R}$	$\frac{c_1}{R}$	$\frac{a_2}{k}$	$\frac{b_2}{k}$
0,05	2,727	0,1491	0,0547	0,894
0,06	2,737	0,2074	0,0758	0,854
0,07	2,752	0,2727	0,0991	0,812
0,08	2,774	0,3447	0,1242	0,767
0,09	2,806	0,4242	0,1512	0,721
0,10	2,853	0,5136	0,1800	0,672
0,11	2,921	0,6171	0,2113	0,622
0,12	3,024	0,7446	0,2462	0,568
0,13	3,207	0,9269	0,2890	0,506
0,131	3,234	0,9513	0,2942	0,498
0,132	3,265	0,9785	0,2997	0,490
0,133	3,298	1,007	0,3054	0,483
0,134	3,337	1,040	0,3117	0,474
0,135	3,382	1,077	0,3185	0,464
0,136	3,437	1,121	0,3263	0,454
0,137	3,508	1,177	0,3355	0,442
0,138	3,612	1,256	0,3477	0,425
0,139	немає рішення			
0,140	немає рішення			
0,150	немає рішення			

Таблиця 2.2.

Результати розрахунку параметрів пластичних зон шпурів при $\varepsilon=0,1$ і різних значення $\frac{P}{k}$.

$\frac{P}{k}$	$\frac{c_0}{R}$	$\frac{c_1}{R}$	$\frac{a_2}{k}$	$\frac{b_2}{k}$
0,5	0,779	0,0150	0,0192	0,962
1,0	1,001	0,0310	0,0310	0,939
1,5	1,288	0,0635	0,0493	0,904
2,0	1,660	0,1282	0,7723	0,852
2,5	2,156	0,2560	0,1187	0,777
3,0	2,853	0,5136	0,1800	0,672
3,5	4,068	1,144	0,2812	0,517
4,0	немає рішення			

Крива, наведена на рис. 2.8, демонструє залежність ε від величини навантаження $\frac{P}{k}$. В області значень відстаней між шпурами l та їх радіусів R

і відповідної величини безрозмірного навантаження $\frac{P}{k}$, яка на рис. 2.8

знаходиться над кривою, рішення системи (2.60) не існує і тут реалізуються умови відколювання блоку за рахунок дії статичних навантажень. Звідси можна зробити висновок, що найраціональніший вибір параметрів для відколювання блоків відповідає точкам на кривій рис. 2.8.

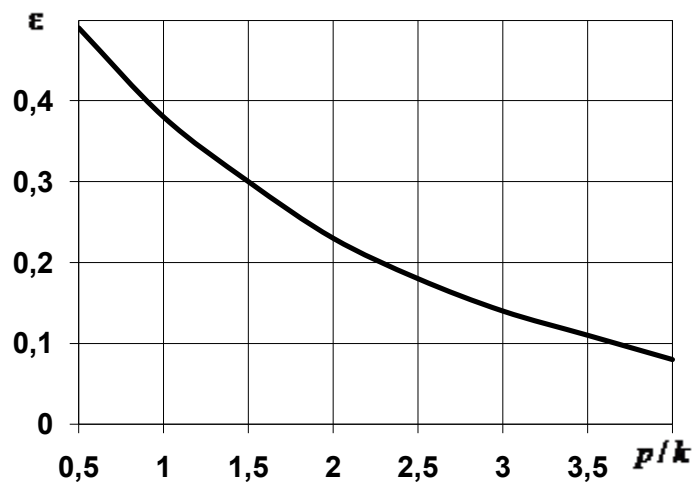


Рис. 2.8. Умови відколювання кам'яного блоку при статичних навантаженнях.

При ретельному аналізі результатів рішень рівняння (2.60), отриманих методом виключення змінних, за допомогою методу перебору параметрів, була визначена область існування цих рішень, коли лінії розділу L від сусідніх шпурів стикаються. З проведеного аналізу випливає, що в граничній області існування рішень починає реалізовуватися умова "пластичного

шарніру" і відбувається відкол блоку по лінії шпурів. Таким чином, розроблений теоретичний метод розрахунку дозволяє врахувати взаємодію всіх технологічних параметрів і провести оптимізацію співвідношень об'ємів бурових робіт і статичних навантажень в шпурах при збереженні якості поверхні відколювання.

2.5. Визначення відколюючих статичних навантажень

Теоретичні дослідження розподілу напружень близько контурів шпурів, утворення пластичних зон навколо них та взаємодії цих зон між собою викладено в попередньому параграфі з допомогою розв'язку нелінійної періодичної задачі. Це дало можливість з допомогою методу перебору параметрів визначити граничні області, де починає реалізовуватися умова "пластичного шарніру" і відбувається відкол блоку по лінії шпурів. Нижче проведений детальний аналітичний аналіз результатів розв'язку даної задачі, що дало можливість отримати інженерні формули для визначення граничної відстані між шпурами при заданому статичному навантаженні.

Оскільки нас цікавить конфігурація пластичних зон L , які створюються за рахунок дії статичних навантажень на стінки щпурів, розташованих по лінії відколювання, то зробимо це з допомогою більш детального аналітичного аналізу системи рівнянь (2.60).

Розглянемо спочатку випадок, коли $\varepsilon = 1/l = 0,1$, а величина статичного рівномірного навантаження на контур шпура дорівнює $p = 3k$ і грані кам'яного блоку вільні від навантаження. Як відомо, для області з одним шпуром лінією розділу в цьому випадку буде коло радіуса $r = 2,718R$. Для області ж з великим числом круглих шпурів, як показали проведені нами дослідження, лініями розділу будуть еліпси з півосями $a = (c_0 + c_1)/R = 3,367$, $b = (c_0 - c_1)/R = 2,339$. Звідси випливає, що, для цього випадку, урахування впливу сусідніх отворів дозволяє на 48% збільшити відстань між шпурами.

В даній задачі лінією розділу пружних і пластичних зон L будуть еліпси, піввісі яких будуть змінюватися при зміні відстаней між шпурами l і їх радіусів R .

Перепишемо рівняння (2.60) наступним чином

$$\begin{aligned} \bar{c}_0 &= \exp\left(\frac{p-k}{2k} + \frac{1}{3k} a_2 \pi^2 \bar{\varepsilon}^2 \bar{c}_0^2\right), \\ \bar{c}_1 &= \frac{1}{3k} \bar{c}_0^3 \pi^2 \bar{\varepsilon}^2 b_2, \\ a_2 &= k \frac{\bar{c}_1}{\bar{c}_0}, \quad b_2 = \frac{k(\bar{c}_0 - 2\bar{c}_1)}{\bar{c}_0 \left(1 - \frac{1}{3} \bar{c}_0 \bar{c}_1 \pi^2 \bar{\varepsilon}^2\right)}, \end{aligned} \quad (2.62)$$

$$\text{де } \bar{c}_0 = \frac{c_0}{R}, \quad \bar{c}_1 = \frac{c_1}{R}, \quad \bar{\varepsilon} = \frac{R}{l}.$$

Система рівнянь (2.62) містить чотири невідомих $\bar{c}_0, \bar{c}_1, a_2, b_2$ і є замкнутою. Виключивши з перших двох рівнянь системи (2.62) a_2, b_2 , отримаємо систему

$$\begin{aligned}\bar{c}_0 &= \exp\left(\frac{p-k}{2k} + \frac{1}{3}\pi^2\bar{\varepsilon}^2\bar{c}_0\bar{c}_1\right), \\ \bar{c}_0\bar{c}_1 &= \frac{\pi^2\bar{\varepsilon}^2\bar{c}_0^2(1-2\bar{c}_0\bar{c}_1)}{3-\bar{c}_0\bar{c}_1\pi^2\bar{\varepsilon}^2}.\end{aligned}\quad (2.63)$$

Друге рівняння системи (2.63) запишемо у вигляді квадратного рівняння

$$\pi^2\bar{\varepsilon}^2(\bar{c}_0\bar{c}_1)^2 - (3+2\pi^2\bar{\varepsilon}^2\bar{c}_0^2)\bar{c}_0\bar{c}_1 + \pi^2\bar{\varepsilon}^2\bar{c}_0^4 = 0,$$

Звідки слідує розв'язок цього рівняння відносно $\bar{c}_0\bar{c}_1$

$$\pi^2\bar{\varepsilon}^2\bar{c}_0\bar{c}_1 = \frac{3}{2} + \pi^2\bar{\varepsilon}^2\bar{c}_0^2 \pm \frac{3}{2}\sqrt{1 + \frac{4\pi^2\bar{\varepsilon}^2\bar{c}_0^2}{3}}\quad (2.64)$$

Тепер систему рівнянь (2.63) можна записати у вигляді

$$\begin{aligned}\bar{c}_0 &= \exp\left(\frac{p}{2k} + \frac{1}{3}\pi^2\bar{\varepsilon}^2\bar{c}_0^2 \pm \frac{1}{2}\sqrt{1 + \frac{4\pi^2\bar{\varepsilon}^2\bar{c}_0^2}{3}}\right), \\ \bar{c}_1 &= \frac{1}{\pi^2\bar{\varepsilon}^2\bar{c}_0}\left(\frac{3}{2} + \pi^2\bar{\varepsilon}^2\bar{c}_0^2 \pm \frac{3}{2}\sqrt{1 + \frac{4\pi^2\bar{\varepsilon}^2\bar{c}_0^2}{3}}\right), \\ a_2 &= k\frac{\bar{c}_1}{\bar{c}_0}, \quad b_2 = \frac{k(\bar{c}_0 - 2\bar{c}_1)}{\bar{c}_0\left(1 - \frac{1}{3}\bar{c}_0\bar{c}_1\pi^2\bar{\varepsilon}^2\right)}.\end{aligned}\quad (2.65)$$

Граничне значення розв'язку системи (2.65) отримаємо, коли $\bar{c}_0 = \frac{1}{2\bar{\varepsilon}}$.

Позначимо це значення $\bar{\varepsilon}$ через $\bar{\varepsilon}^*$. Величина $\bar{\varepsilon}^*$ залежить від p і визначається з першого рівняння системи (2.65) і буде дорівнювати

$$\bar{\varepsilon}^* = \frac{1}{2}\exp\left(-\frac{p}{2k} - \frac{\pi^2}{12} + \frac{1}{2}\sqrt{1 + \frac{\pi^2}{3}}\right), \quad \frac{l}{R} = 2\exp\left(\frac{p}{2k} + \frac{\pi^2}{12} - \frac{1}{2}\sqrt{1 + \frac{\pi^2}{3}}\right).\quad (2.66)$$

З другого рівняння системи (2.65) визначимо значення параметра \bar{c}_1 , яке відповідає $\bar{c}_0 = \frac{1}{2\bar{\varepsilon}^*}$:

$$\bar{c}_1 = \left[\frac{1}{2} + \frac{3}{\pi^2}\left(1 - \sqrt{1 + \frac{\pi^2}{3}}\right)\right]\frac{1}{\bar{\varepsilon}^*}\quad (2.67)$$

Тоді півосі граничного еліпсу запишуться в такому вигляді

$$\frac{a}{R} = \bar{c}_0 + \bar{c}_1 = \left[1 + \frac{3}{\pi^2}\left(1 - \sqrt{1 + \frac{\pi^2}{3}}\right)\right]\frac{1}{\bar{\varepsilon}^*},$$

$$\frac{b}{R} = \bar{c}_0 - \bar{c}_1 = \frac{3}{\pi^2}\left(\sqrt{1 + \frac{\pi^2}{3}} - 1\right)\frac{1}{\bar{\varepsilon}^*}.\quad (2.68)$$

Підставляючи у виведені формули (2.68) вираз для $\bar{\varepsilon}^*$ з (2.66), отримуємо

$$\frac{a}{R} = 2 \left[1 + \frac{3}{\pi^2} \left(1 - \sqrt{1 + \frac{\pi^2}{3}} \right) \right] \exp \left(\frac{p}{2k} + \frac{\pi^2}{12} - \frac{1}{2} \sqrt{1 + \frac{\pi^2}{3}} \right),$$

$$\frac{b}{R} = \frac{6}{\pi^2} \left(\sqrt{1 + \frac{\pi^2}{3}} - 1 \right) \exp \left(\frac{p}{2k} + \frac{\pi^2}{12} - \frac{1}{2} \sqrt{1 + \frac{\pi^2}{3}} \right). \quad (2.69)$$

Таким чином, для заданого навантаження p гранична відстань між шпурами визначається по формулі (2.66), а півосі граничного еліпса обраховуються по формулах (2.69).

Зауважимо, що сума великих півосей граничного еліпса дорівнює відстані між шпурами.

На рис. 2.9 наведений графік залежності $\bar{\varepsilon}^*$ від відношення p/k , який побудовано згідно першої формули (2.66).

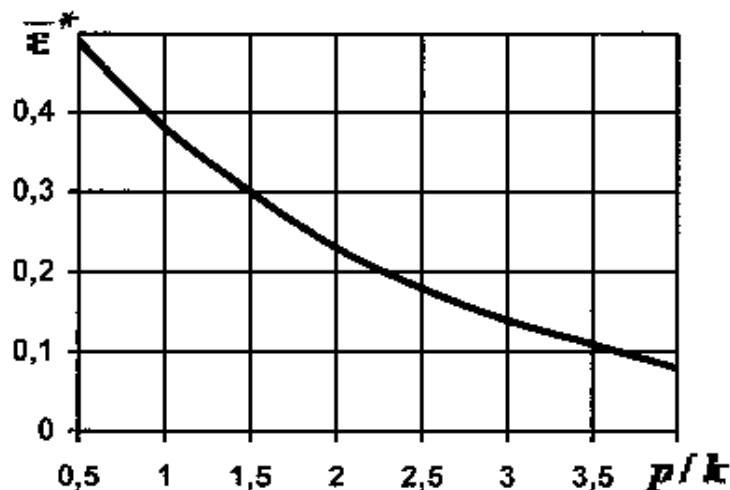


Рис. 2.9. Графік для визначення умов відколювання блоків.

Цей графік співпадає з подібним графіком, що наведений на Рис. 2.8, який побудований з допомогою комп'ютера методом перебору змінних.

Детальний аналіз результатів аналітичних розв'язків системи рівнянь (2.60), для визначення пластичних зон показав, що зі збільшенням параметра ε починає реалізовуватися умова "пластичного шарніра" і відбувається відколювання блоку по лінії шпурів. Якщо продовжувати збільшувати параметр ε , обидві півосі еліпса збільшуються, і коли їх сума стає рівною відстані між шпурами l , отримуємо граничне значення півосей еліпса (в подальшому система рівнянь (2.60) не має розв'язку).

Таким чином, отримані інженерні формули (2.66) для визначення граничної відстані між шпурами l при заданому статичному навантаженні інтенсивності p . Розроблений теоретичний метод розрахунку дозволяє врахувати взаємодію всіх технологічних параметрів і провести оптимізацію співвідношень об'ємів бурових робіт і статичних навантажень в шпурах при збереженні якості поверхні відколювання.

Проведемо розрахунок по формулі (2.66) рекомендованих інтенсивностей статичних напруг P для відколювання кам'яних блоків для порід різної міцності. В таблиці 2.3 наведено рекомендовані інтенсивності P статичних навантажень на стінки шпурів при $\varepsilon = 0,1; 0,2$ в залежності від міцності порід на розтягнення.

Таблиця 2.3

Статичні напруження P для відколювання кам'яних блоків для порід різної міцності.

Родовище	Порода	Міцність породи при розтягненню σ_s , МПа	P МПа $\bar{\varepsilon}^* = 0,1$	P МПа $\bar{\varepsilon}^* = 0,2$
Головінське	Лабрадорит	52,8	95,0	59,4
Жежелівське	Граніт	51,6	92,9	58,1
Корнінське	- " -	47,2	85,0	53,1
Ємельянівське	- " -	27,6	49,7	31,1
Лезніковське	- " -	33,4	60,1	37,6
Коростишівське	- " -	37,3	67,1	42,0
Богуславське	- " -	31,5	56,7	35,4
Сліпчицьке	Габро-Норит	32,8	59,0	36,9

Відомо, що зародження тріщини ініціюють, як правило, розтягненняючі зусилля, а розповсюджується вона стиснутим середовищем. З практики і експериментальних даних слідує, що тріщини зароджуються на контурі шпура, коли статичні розтягненняючі напруження досягають межі міцності породи на розтягнення. Цей факт дозволяє майже вдвічі зменшити розрахункові (по формулі 2.66) статичні навантаження на стінки шпурів в залежності від міцності порід на стискання.

2.6. Розрахунок відстані між шпурами при статичному руйнуванні гірських порід

Одним з важливих технологічних параметрів при видобутку гранітних блоків є необхідна відстань між шпурами, які виконані в площині передбачуваного відколювання граніту. Для розрахунку цього параметра можуть бути використані залежності наведені в роботах [37, 59]. Ці формули були отримані, як емпіричним, так і аналітичним шляхами і передбачають

схему навантаження породи, при якій всередині шпурів без концентраторів напружень діє статичний тиск.

Треба зазначити, що зазначені вище роботи стосувались, перш за все, технології видобутку гранітних блоків за допомогою НРС, які створюють в порожнині шпура високий статичний тиск до 40 МПа [37, 59]. Розроблений агрегат для руйнування монолітних об'єктів гідророзривом теж створює в порожнині шпура високий статичний тиск (потенційні можливості до 80 МПа), але фізичні явища, які протікають в порожнині шпура та в самій породі під час зростання тиску за рахунок кристалізації НРС та за рахунок спроектованого агрегату мають певні відмінності, які треба обов'язково врахувати при розрахунку відстані між шпурами, а саме:

1. час отримання максимального тиску в шпурі за рахунок реакції гідратації НРС суттєво залежить від температури оточуючого середовища (пори року) і, як показала практика, лежить в діапазоні 10-45 годин [37];

2. за такий значний час зростання навантаження в породі інтенсивно протікають процеси релаксації, котрі, як показала практика, можуть суттєво знижувати міцність граніту, що треба обов'язково враховувати;

3. експериментальні дослідження роботи спроектованого агрегату засвідчили, що, як правило, час зростання тиску робочої рідини в порожнині шпура до моменту тріщиноутворення не перевищує 1-2 хвилин, який на 2-3 порядки менший, ніж при використанні НРС, а тому відчутного зниження міцності граніту за такий малий час не відбувається.

На рис. 2.10 наведені криві лінії, які характеризують підвищення тиску в шпурі у разі використання НРС [37], а також у разі використання дослідного агрегату для розколювання монолітних блоків

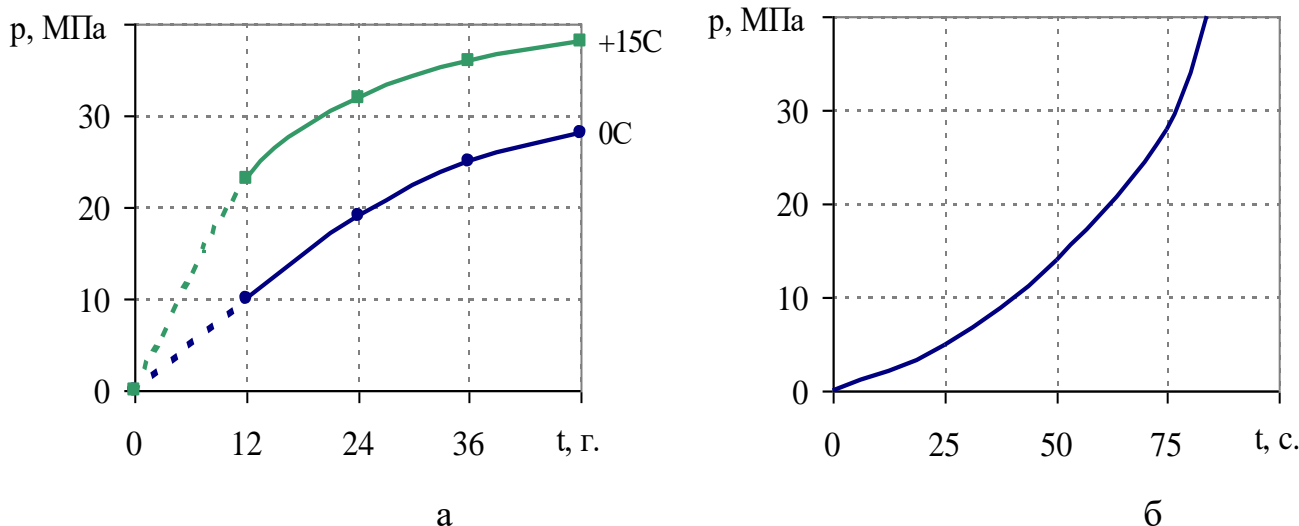


Рис. 2.10. Залежності зростання тиску у шпурі діаметром 40мм від часу: а – при використанні НРС; б – при використанні дослідного агрегату.

Враховуючи наведені фактори можна стверджувати, що аналітичні вирази для розрахунку відстані між шпурами у разі використання НРС, або створеного агрегату, обов'язково будуть мати певні відмінності.

Аналітичний вираз, що пройшов перевірку практикою і використовується для розрахунку відстані між шпурами, заповненими НРС, наведений в роботі [37] і має вигляд:

$$L = \frac{0,5 \cdot \pi \cdot d_{ш} \cdot l_{ш} \cdot p(t)}{H \cdot \sigma_p \cdot k(t)}, \quad (2.70)$$

де $d_{ш}$ – діаметр шпуру, м; $l_{ш}$ – довжина шпуру, м; $p(t)$ – тиск на стінки шпура, МПа; H – висота (довжина) блоку, м; σ_p – межа міцності каменю на розтягування, МПа; $k(t)$ – коефіцієнт, який враховує зниження міцності каменю від часу навантаження, котрий змінюється від 0,1 до 0,7 в залежності від орієнтації площини відколювання вздовж шару, або під кутом до нього (анізотропні властивості).

Таким чином, параметри $p(t)$ і $k(t)$ у формулі (2.70) будуть змінюватися в значних діапазонах в залежності не тільки від міцності та анізотропних (ортотропних) властивостей каменю, а й від часу навантаження.

Враховуючі наведені вище відмінності у процесах, які супроводжують наростання тиску в шпурах при використанні НРС та розробленого агрегату, дисертантом запропонована формула для розрахунку відстані між шпурами, де тиск створюється розробленими агрегатами для розколу монолітних об'єктів гідророзривом, у вигляді:

$$L = \frac{0,5 \cdot \pi \cdot d_{ш} \cdot l_{ш} \cdot p}{H \cdot \sigma_p \cdot k}, \quad (2.71)$$

де $d_{ш}$ – діаметр шпуру, м; $l_{ш}$ – довжина шпуру, м; p – тиск тріщиноутворення (не залежить від часу навантаження), МПа; H – висота (довжина) блоку, м; σ_p – межа міцності каменю на розтягування, МПа; k – коефіцієнт, який враховує тільки анізотропію каменю (не залежить від часу навантаження).

Таким чином, формула (2.71), у разі успішної експериментальної перевірки, може використовуватись для розрахунку відстані між шпурами, де тиск створюють розроблені агрегати для розколу монолітних об'єктів гідророзривом.

Розрахунок ефективної відстані між шпурами з концентраторами напружень. Сучасний практичний досвід показав, що нарізка на стінках шпурів концентраторів напружень у вигляді трикутних заглиблень, вершини яких розташовані в площині передбачуваного відколювання, дозволяє суттєво збільшити відстань між шпурами і тим самим зменшити обсяги бурових робіт [37].

Однак згадані вище залежності для розрахунку відстані між шпурами, наведені в роботах [37, 59], призначені для шпурів без концентраторів напружень.

В роботі [59] вивчено вплив параметрів концентраторів напружень на тиск тріщиноутворення в крихкому матеріалі, але не проаналізований їх вплив на необхідну відстань між шпурами.

Тому наступним кроком теоретичних досліджень було отримання залежності відстані між шпурами від глибини концентраторів напружень, виконаних на стінках шпурів.

Оскільки проведення аналітичних досліджень базувалось на розв'язанні плоскої задачі теорії пружності, був зроблений висновок, що відстань між шпурами з концентраторами напружень різної глибини повинна змінюватись пропорційно до відносної зміни коефіцієнтів інтенсивності напружень цих концентраторів.

В відомих джерелах з видобутку гранітних блоків немає такого підходу до методики розрахунку необхідної відстані між шпурами з концентраторами напружень.

При розробці методики розрахунку потрібної відстані між шпурами діаметром 40мм з концентраторами напружень різної глибини був прийнятий до уваги важливий висновок, наведений в роботі [37], де зазначено, що за рахунок виконання на стінках шпурів діаметром 40мм концентраторів напружень глибиною 7мм можна майже в 2 рази збільшити відстань між шпурами (в даному дослідженні був прийнятий коефіцієнт збільшення відстані між шпурами $K_L=1,9$).

Такий висновок не підлягає сумніву, оскільки він підтверджений багаторічним досвідом використання НРС для видобутку гранітних блоків.

На рис. 2.11 представлена схема поперечного перетину шпуру з концентраторами напружень.

Коефіцієнт інтенсивності напружень K для концентраторів, наведених на рис. 2.11, розраховується за формулою

$$K = \frac{p(R+c)}{\sqrt{R-c}} ; \quad (2.72)$$

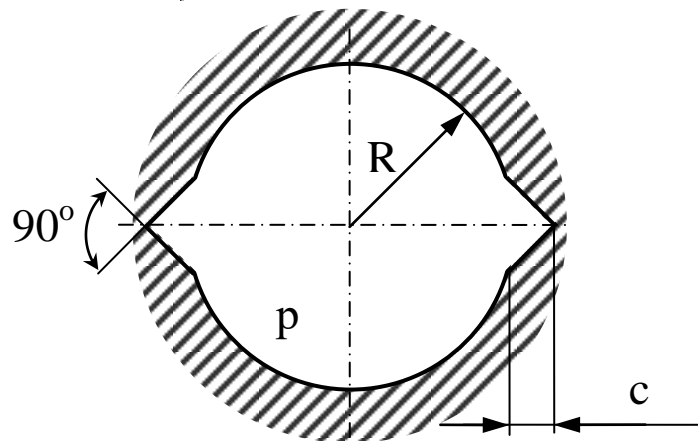


Рис. 2.11. Схема поперечного перетину шпуру з концентраторами напружень:

R – радіус шпуру, мм; c – глибина концентратора, мм;
 p – тиск на стінках шпуру, МПа.

Згідно з результатами експериментальних досліджень, проведених д.т.н. К.К. Ткачуком [59], було доведено, що після зростання глибини концентратора напружень до 10% і більше від діаметра шпуру, тиск

тріщиноутворення практично стабілізується і змінюється для прийнятого діапазону глибин концентраторів (4...7мм) всього на кілька відсотків. Тому було прийнято при розрахунку відносної зміни коефіцієнта інтенсивності напружень вважати тиск тріщиноутворення практично постійним, що дорівнює умовній одиниці. Розраховані за такою методикою коефіцієнти інтенсивності напружень та відповідні коефіцієнти збільшення відстані між шпурами наведені в табл. 2.4.

Отриманий в результаті проведених досліджень графік залежності коефіцієнта збільшення відстані між шпурами K_L від глибини концентраторів напружень c зображено на рис. 2.12.

Таблиця 2.4

Залежність коефіцієнтів інтенсивності напружень та коефіцієнтів збільшення відстані між шпурами від глибини концентраторів

Глибина концентраторів напружень, мм	4	5	6	7
Коефіцієнт інтенсивності напружень	6,000	6,455	6,948	7,488
Коефіцієнт збільшення відстані між шпурами	1,52	1,64	1,76	1,90

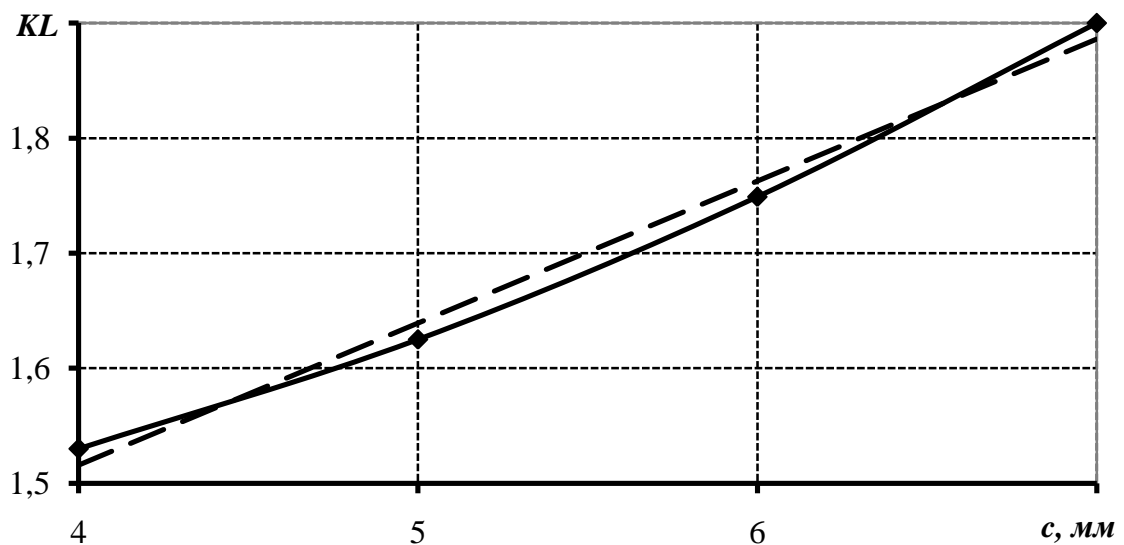


Рис. 2.12. Залежність коефіцієнта збільшення відстані між шпурами від глибини концентраторів напружень.

Наведена на рис. 2.12 крива може бути з точністю до 2% апроксимована прямою, яка описується аналітично у вигляді:

$$K_L = 1,515 + 0,125 (c - 4). \quad (2.73)$$

Отриманий вираз призначений для розрахунку коефіцієнта збільшення відстані між шпурами і рекомендується технологам, які працюють безпосередньо на виробництві.

Відстань між шпурами з концентраторами напружень L_c розраховується за допомогою виразу:

$$L_c = K_L \cdot L. \quad (2.74)$$

2.7. Вплив схеми навантаження в шпурі з концентраторами напружень на розвиток тріщини розколювання

Для раціонального використання портативних гідроагрегатів в технологічному процесі видобутку гранітних блоків треба проаналізувати співвідношення сил, які будуть гарантувати спочатку тріщиноутворення в шпурі гранітного блоку, а потім – подальший розвиток отриманої тріщини.

При цьому треба враховувати, що на початку технологічного процесу для тріщиноутворення в шпурі крупних блоків планується використання агрегату для розколювання монолітних об'єктів гідророзривом, який має більші потенційні силові можливості, ніж гідропоршневий агрегат, а вже після отримання тріщини, для її розвитку планується використовувати гідропоршневий агрегат. Послідовне використання двох типів агрегатів пояснюється тим, що після зародження в шпурі тріщини за рахунок дії рівномірно розподіленого тиску, починається витікання робочої рідини з порожнини шпuru і тиск падає.

У випадку розколювання блоку з невеликими габаритами, планується використання як для тріщиноутворення, так і для подальшого розвитку отриманої тріщини тільки портативних гідропоршневих агрегатів.

Для проведення силового аналізу були обрані такі початкові умови:

- 1) діаметр шпuru – 40мм;
- 2) глибина концентраторів напружень – 7мм;
- 3) кут при вершині концентраторів - 90° ;
- 4) порода – габро-діабаз;
- 5) модуль Юнга породи – $0,86 \cdot 10^5$ МПа;
- 6) коефіцієнт Пуасона породи – 0,23;
- 7) опір розтягуванню породи – $\sigma_1=14$ МПа;
- 8) тріщиноутворення в шпурі відбувається за рахунок дії статичного тиску (рис. 2.13);

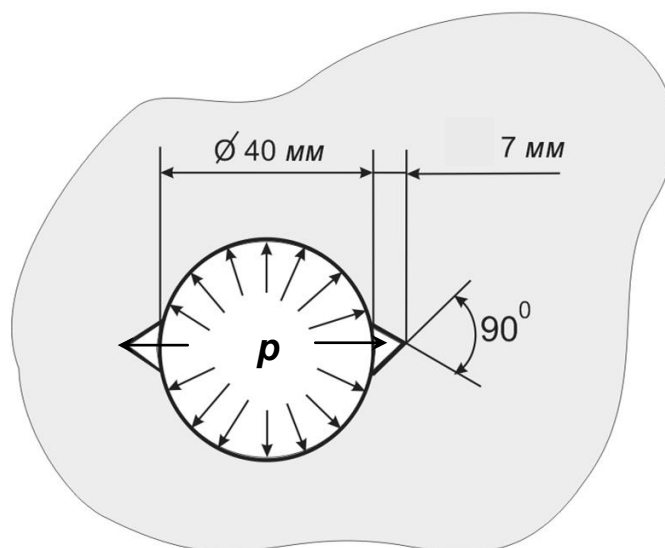


Рис. 2.13. Схема навантаження шпuru за рахунок дії агрегату для розколювання монолітних об'єктів гідророзривом.

9) розвиток отриманої тріщини відбувається за рахунок дії двох зосереджених сил (рис. 2.14).

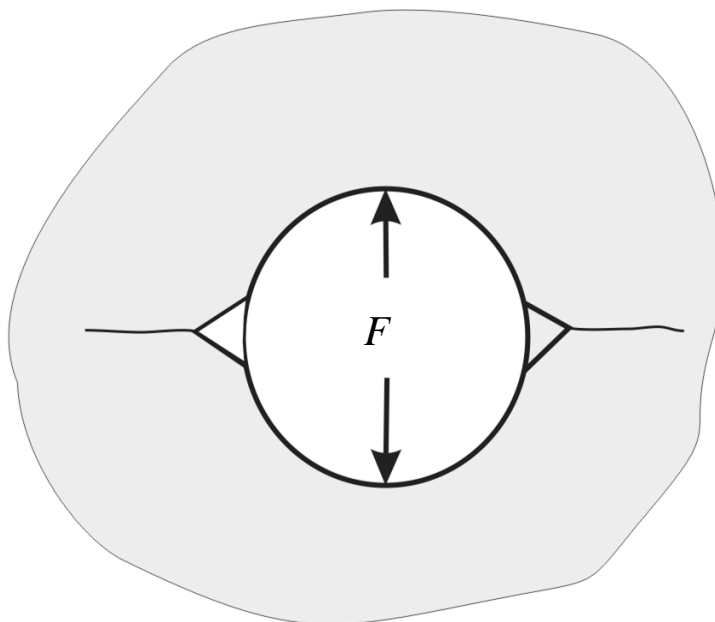


Рис. 2.14. Схема навантаження шпуру за рахунок дії гідропоршневого агрегату.

Для проведення такого дослідження було вирішено, вперше для гірських технологій, використати розроблену на кафедрі динаміки та міцності машин і опору матеріалів (ДММ та ОМ) НТУУ «КПІ» промислову універсальну програму «Термопружність», призначену для моделювання неізотермічних термомеханічних процесів в тривимірних та двовимірних (плоских, осесиметричних, псевдооб'ємних) квазістатичних постановках. Програма дозволяє виконати розрахунок напруженого та деформованого станів (НДС) багатозв'язних неоднорідних ізотропних та ортотропних пружних складових елементів конструкції довільної форми.

Методика розроблена на основі методу скінчених елементів (МСЕ). За базові прийняті узгоджені та неузгоджені трикутні тривузлові та чотирикутні чотирьохвузлові плоскі та тороїдальні осесиметричні скінченні елементи [60].

При проведенні теоретичних досліджень аналізується чверть шпуру з концентратором напружень та масивом гірської породи, котрий повністю враховує крайовий ефект (рис. 2.15).

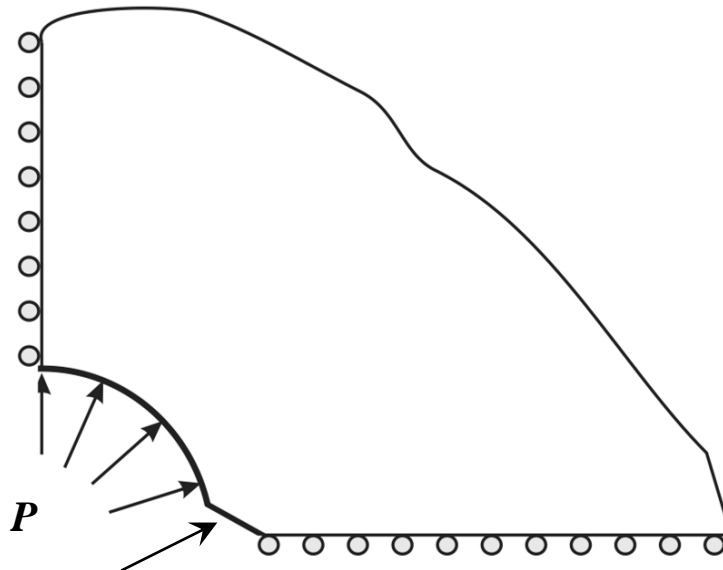


Рис. 2.15. Геометрична модель шпуру з концентратором напружень.

Критерієм, відповідальним за досягнення моменту тріщиноутворення у вершині концентратора, є нормальні напруження. Еквівалентні напруження згідно з цією теорією при позитивних головних напруженнях будуть:

$$\sigma_{\text{э}} = \sigma_1 \quad (2.75)$$

Умову досягнення граничного стану для цього випадку можна записати у вигляді:

$$\sigma_{\text{э}} = \sigma_{\text{II}}, \quad (2.76)$$

де σ_{II} - напруження, що характеризує граничний стан.

Ця теорія напруг враховує лише одне, найбільше напруження, припускаючи, що інші головні напруження не впливають на досягнення граничного стану. Дослідна перевірка показала, що ця теорія міцності підтверджується для крихких матеріалів [56].

Наступним кроком для проведення теоретичних досліджень є створення скінченноелементної моделі. Для цього обирається тип скінченного елемента, задаються його властивості, а також граничні симетричні умови.

На рис. 2.16 представлена розроблена скінченноелементна модель для аналізу процесів тріщиноутворення в вершинах концентраторів напружень та подальшого розвитку отриманої тріщини.

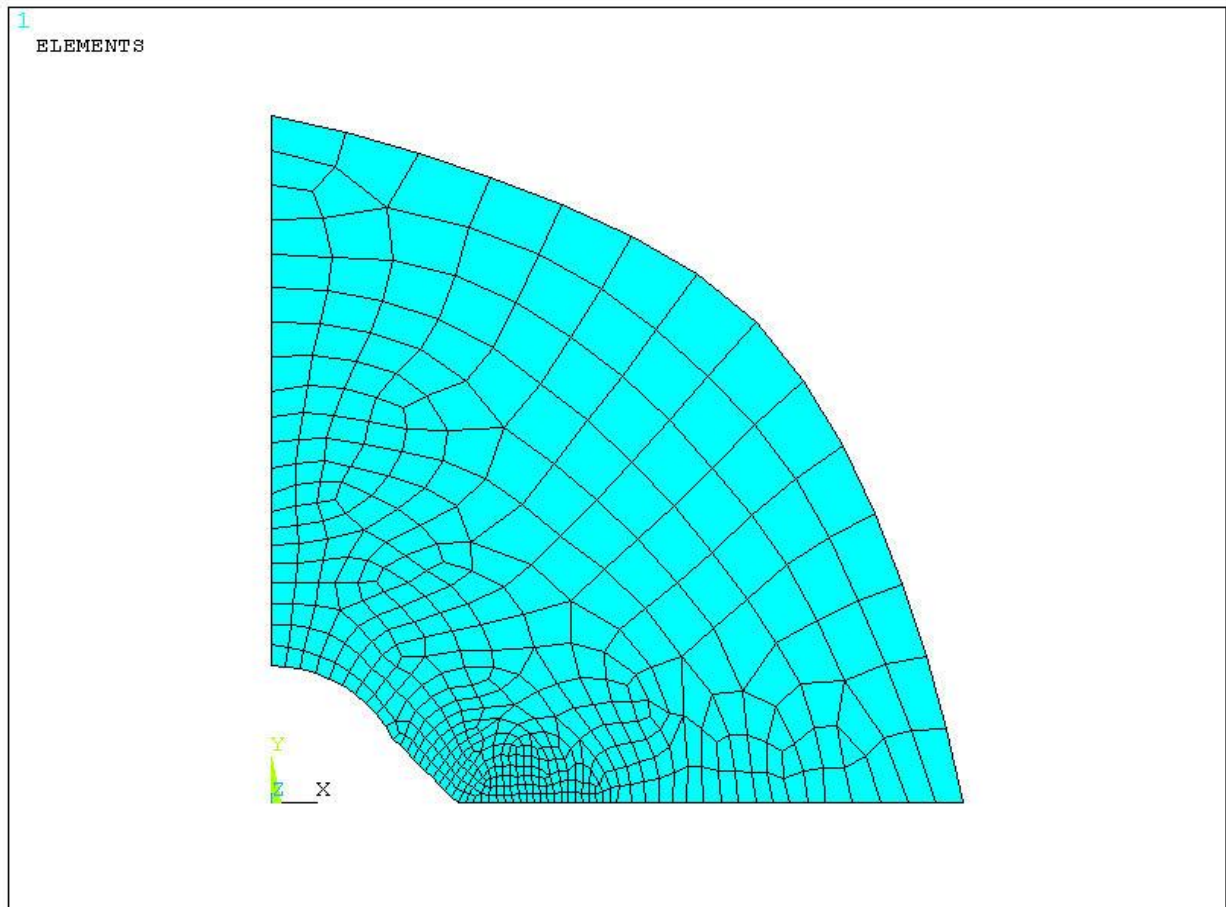


Рис. 2.16. Сітка скінченних елементів біля шпура з концентратором напружень глибиною 7мм.

Поле головних напружень σ_1 під дією внутрішнього розподіленого тиску $p=32,2\text{МПа}$ представлено на рис. 2.17.

Як видно з епюри, наведеної на рис. 2.17, максимальне головне напруження в вершині концентратора досягає значення $\sigma_1=14\text{МПа}$, що дорівнює допустимому опору габро-діабазу при розтягуванні і що забезпечить тріщиноутворення в шпурі.

Подальший аналіз включає розрахунок двох зосереджених сил, які повинні забезпечити розвиток отриманої тріщини.

Розрахунок здійснювався в зоні, яка має розмір одного порядку з діаметром шпуру.

На рис. 2.18 представлена схема з фіксованими положеннями точок, які лежать на шляху поетапного розвитку тріщини.

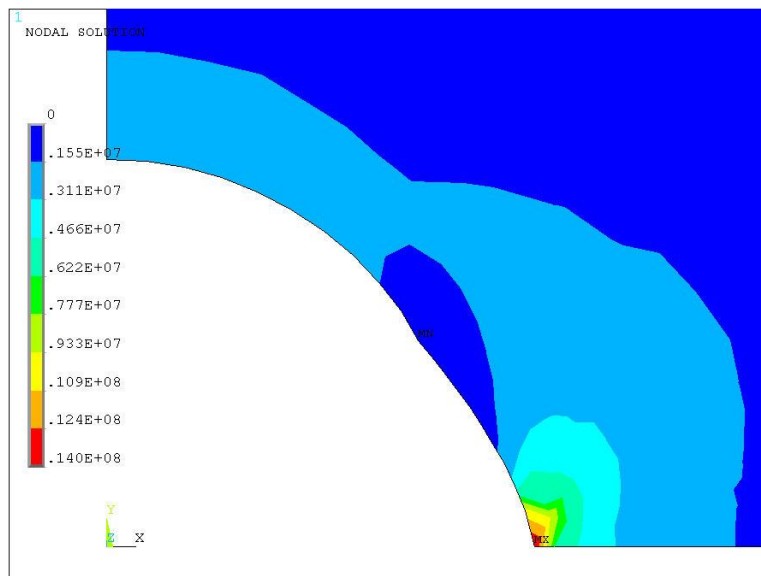
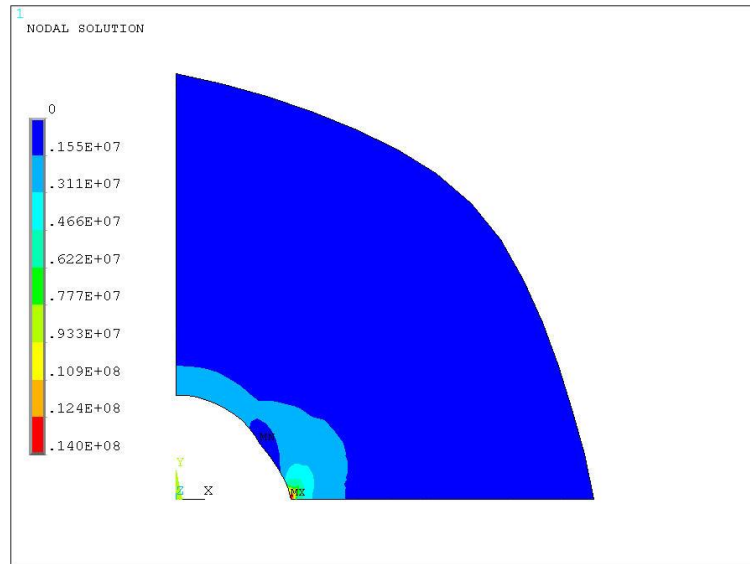


Рис. 2.17. Поле головних напружень під дією внутрішнього розподіленого тиску $p=32,2\text{МПа}$ (матеріал габро-діабаз, глибина концентратора – 7мм, напруження в концентраторі $\sigma_1= 14\text{МПа}$).

Перед початком аналізу процесу розвитку тріщини за рахунок дії гідропоршневого агрегату було зроблено припущення, що до моменту тріщиноутворення в вершині концентратора, за рахунок пружності робочої рідини та граніту, був накопичений певний запас потенціальної енергії. Тому одразу після тріщиноутворення на вершині концентратора ця накопичена потенціальна енергія призвела до «стрибка» тріщини від вершини концентратора (точка 1) до точки 2, тобто на 8мм (рис. 2.18).

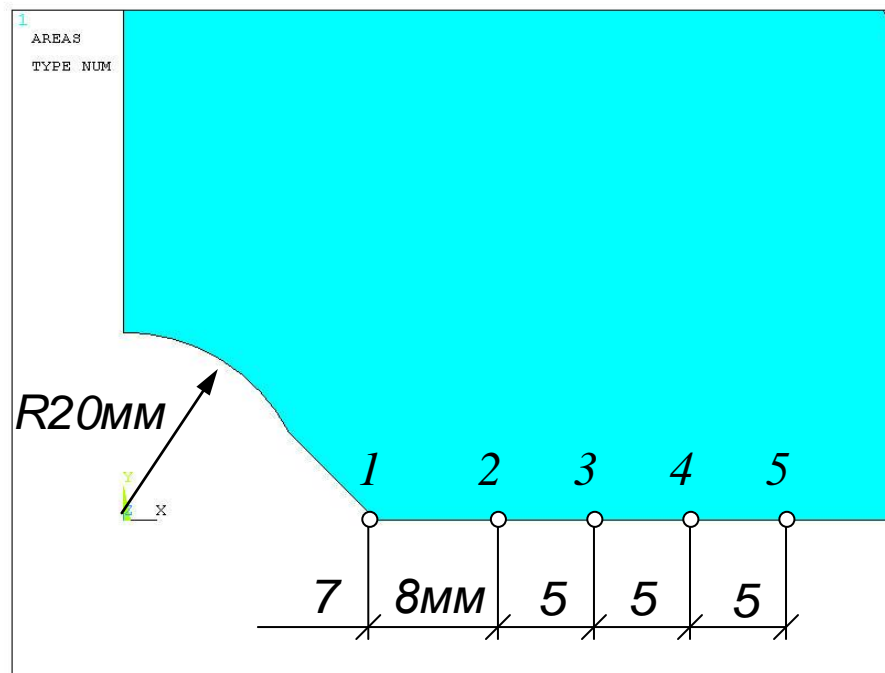


Рис. 2.18. Схема розташування розрахункових точок для поетапного аналізу процесу розвитку тріщини.

Проведені в третьому розділі даної роботи експериментальні дослідження підтвердили правомірність такого припущення.

Розглядається точка 2. Слід зазначити, що вершина створеної тріщини лежить в точці 2, а тому вона і являє собою в даному випадку вершину розростаючого концентратора.

Співвідношення сил при тріщиноутворенні та при подальшому розвитку тріщини представлено на рис. 2.19.

На рис. 2.20 представлено поле головних напружень σ_1 під дією зосередженої сили $F=64,83кН$, яка викликає в вершині концентратора (точка 2) максимальне напруження $\sigma_1=14 МПа$, що гарантує подальший розвиток тріщини для породи габро-діабаз.

Аналогічно розраховуються і поля головних напружень для точок 3, 4 і 5. Ці поля представлені на рис. 2.21, 2.22 та 2.23 і відповідають моментам послідовного розвитку тріщини в точках 3, 4 та 5.

Слід зазначити, що в зоні аналізу сила, яка розвиває отриману тріщину, практично постійна і її коливання складають всього кілька відсотків (рис. 2.23, точки 2-5).

Це явище можна пояснити такими фізичними процесами:

- по мірі розвитку тріщини збільшується коефіцієнт інтенсивності напружень цього концентратора, що повинно спричиняти зменшення сили, необхідної для подальшого проникнення тріщини в глибину породи;

– по мірі збільшення довжини тріщини, для її розвитку виникає потреба навантажувати та деформувати все більший об'єм породи, що повинно викликати збільшення сили, необхідної для зростання тріщини.

Про існування другого фактора свідчить поява, спочатку незначної, навантаженої зони на периферії розрахункової моделі (рис. 2.19 точка 4).

Подальше зростання цієї зони можна прослідкувати на рис. 2.22 (точка 5).

Таким чином, можна стверджувати, що перелічені два фактори діють одночасно і компенсують один одного, що й призводить до стабілізації сили, яка забезпечує розвиток тріщини в наміченій для аналізу зоні.

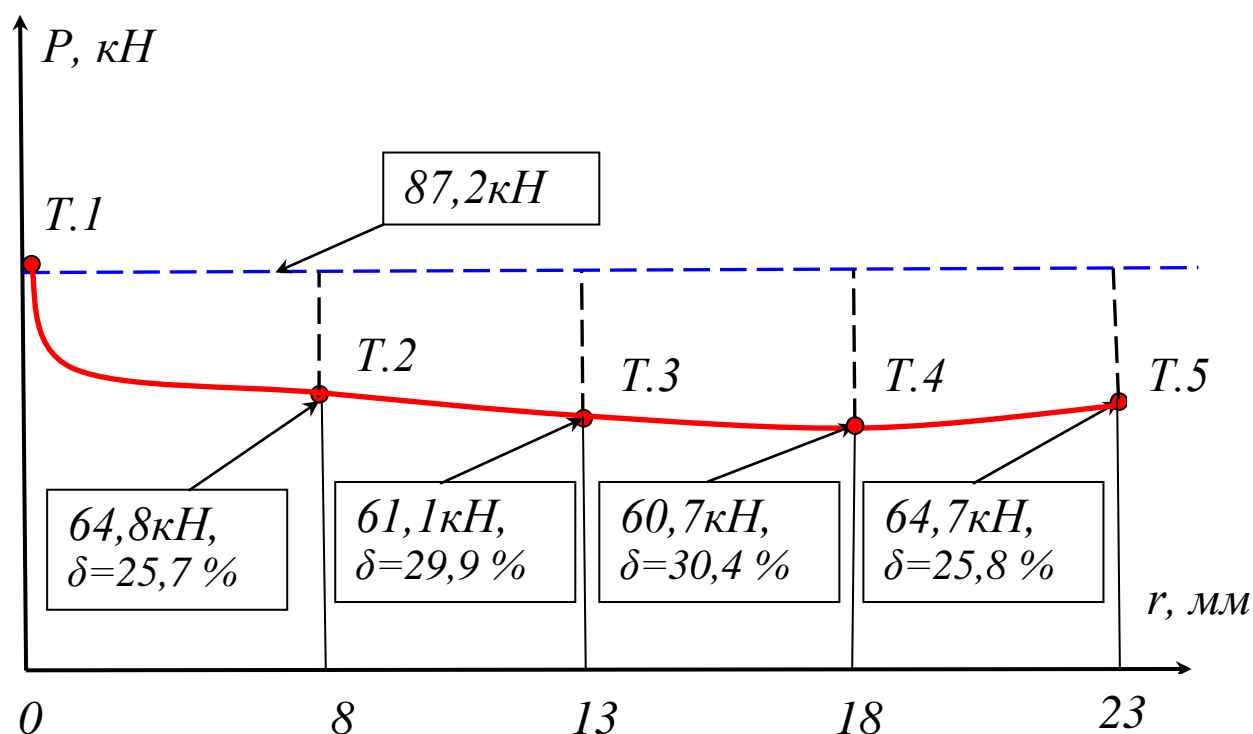


Рис. 2.19. Співвідношення сил при тріщиноутворенні та при подальшому розвитку тріщини.

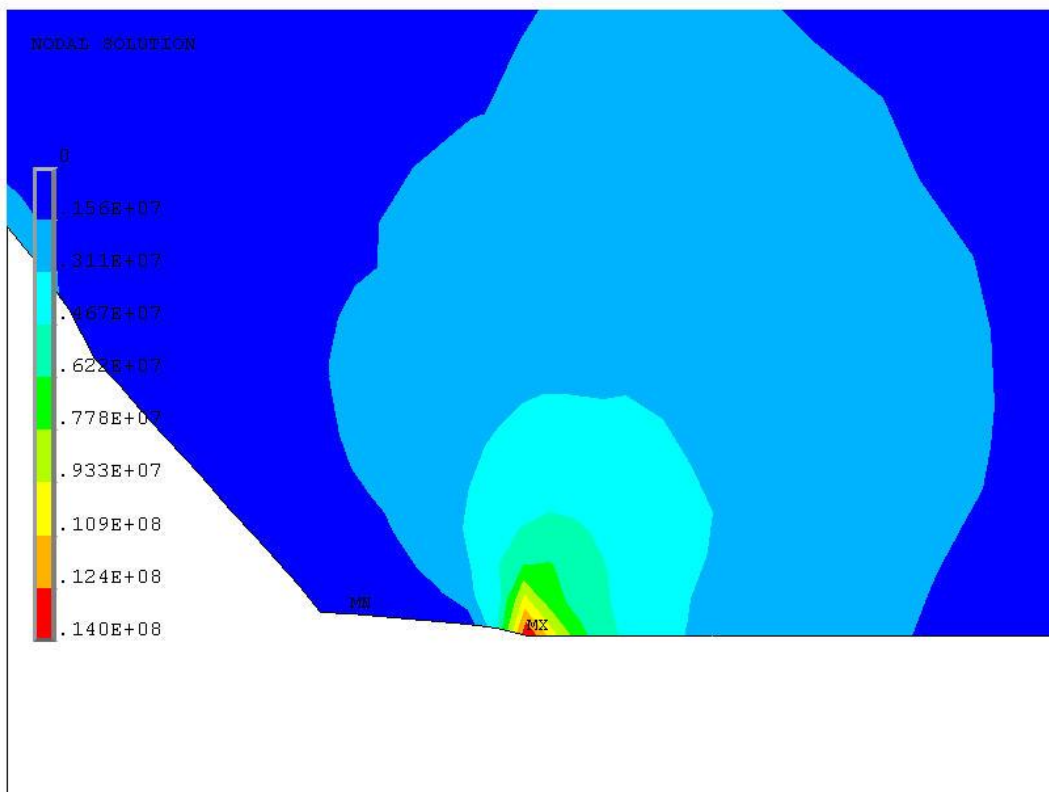
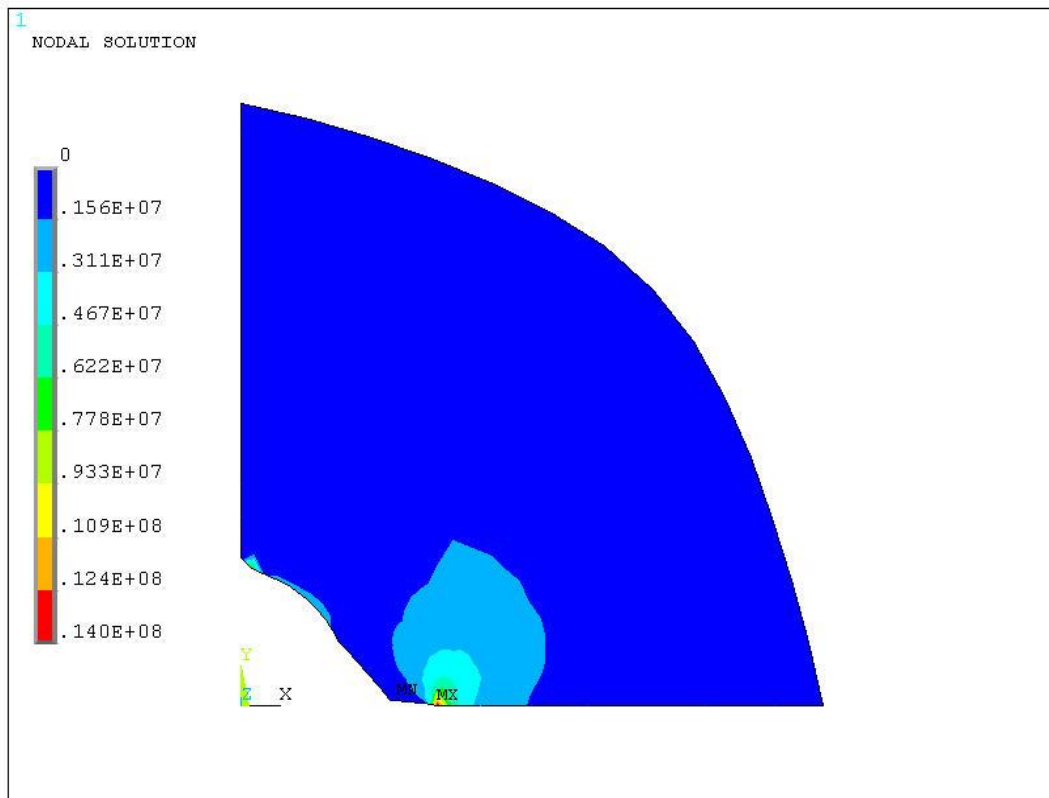


Рис. 2.20. Поле головних напружень σ_1 під дією зосередженої відкоригованої сили $F=64,83кН$ (точка 2).

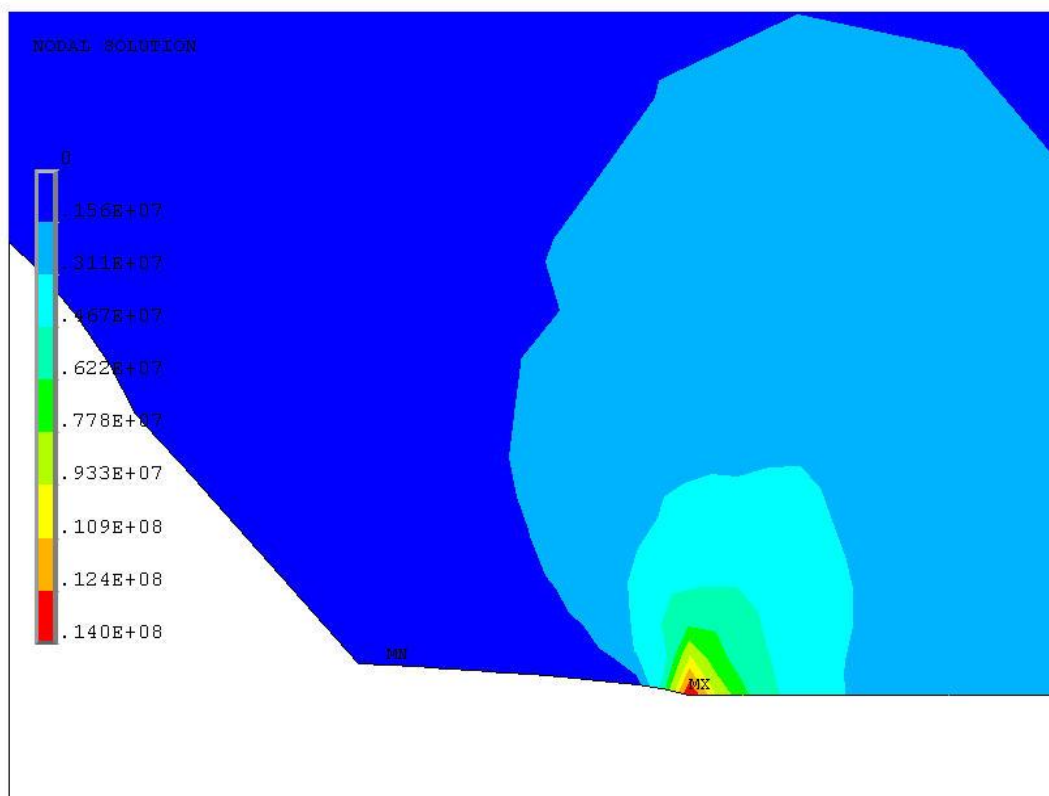
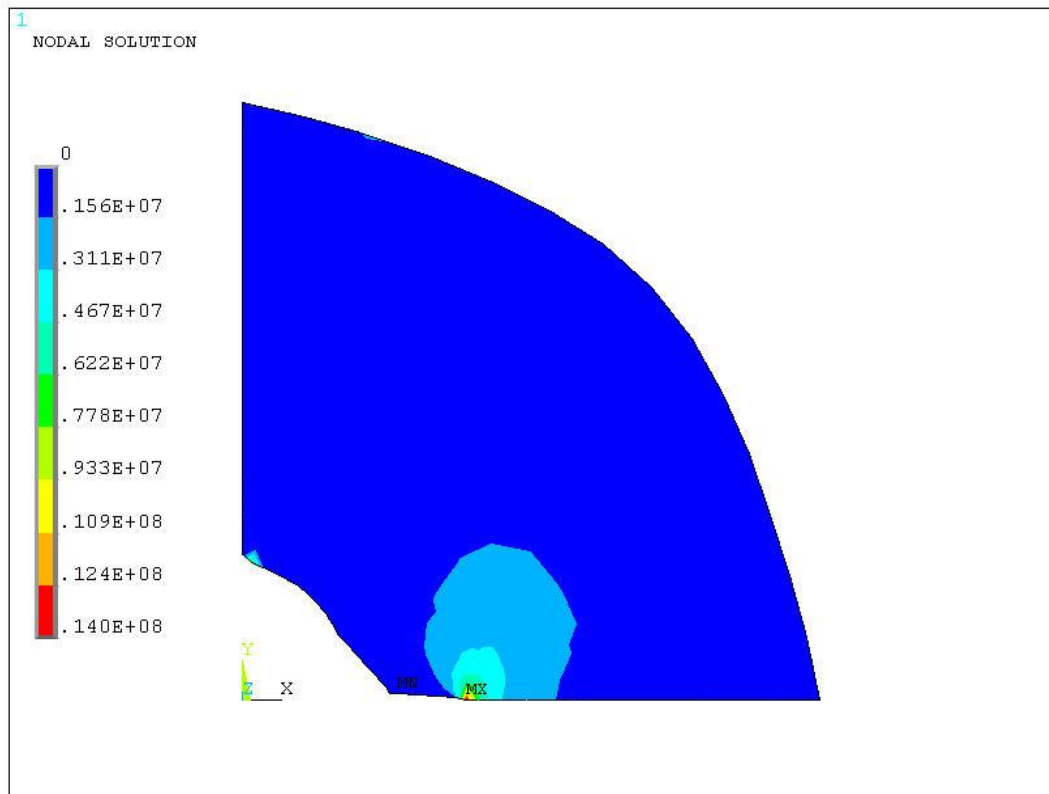


Рис. 2.21. Поле головних напружень σ_1 під дією зосередженої відкоригованої сили $F=61,13кН$ (точка 3).

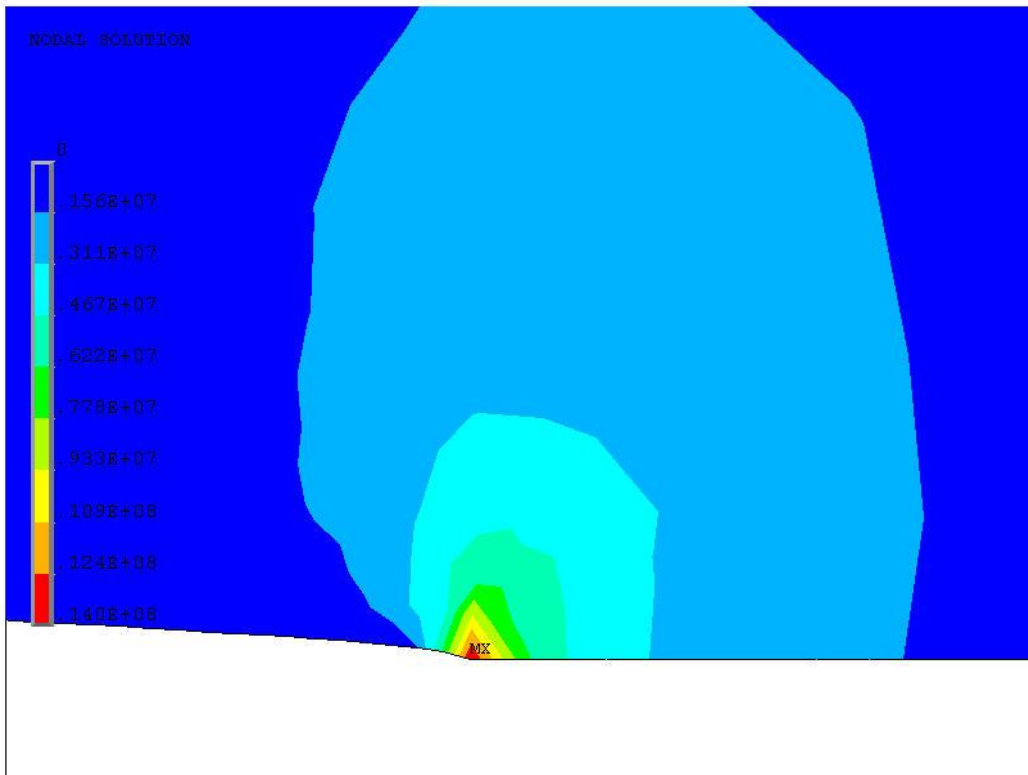
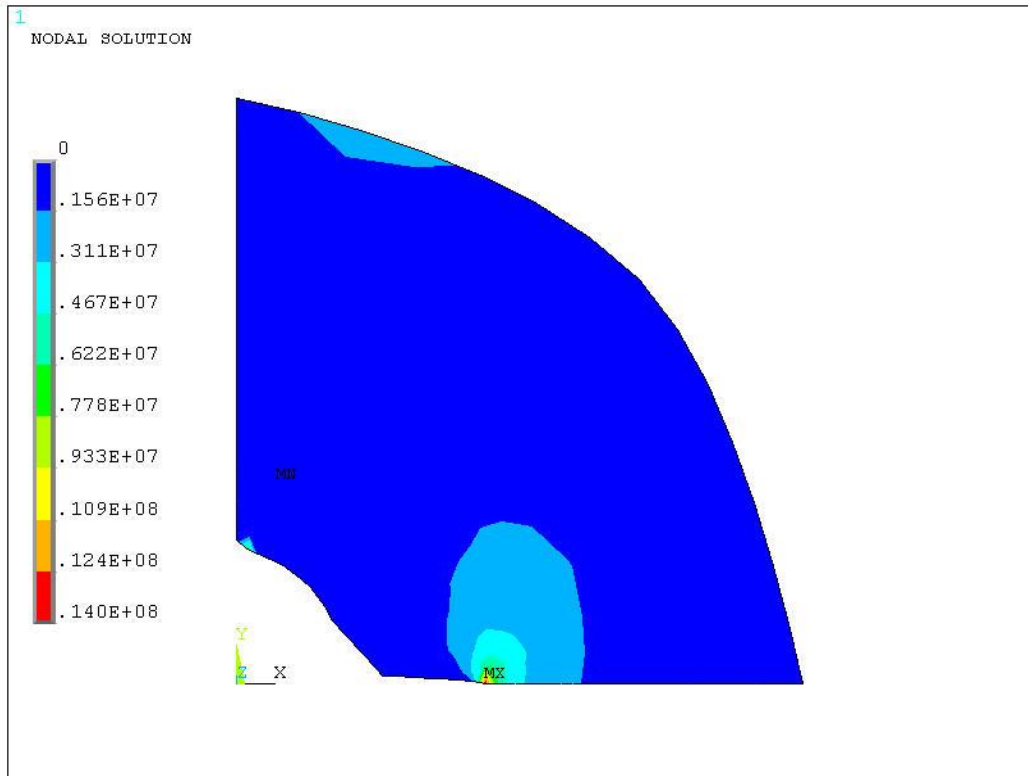


Рис. 2.22. Поле головних напружень σ_1 під дією зосередженої відкоригованої сили $F=60,71\text{кН}$ (точка 4).

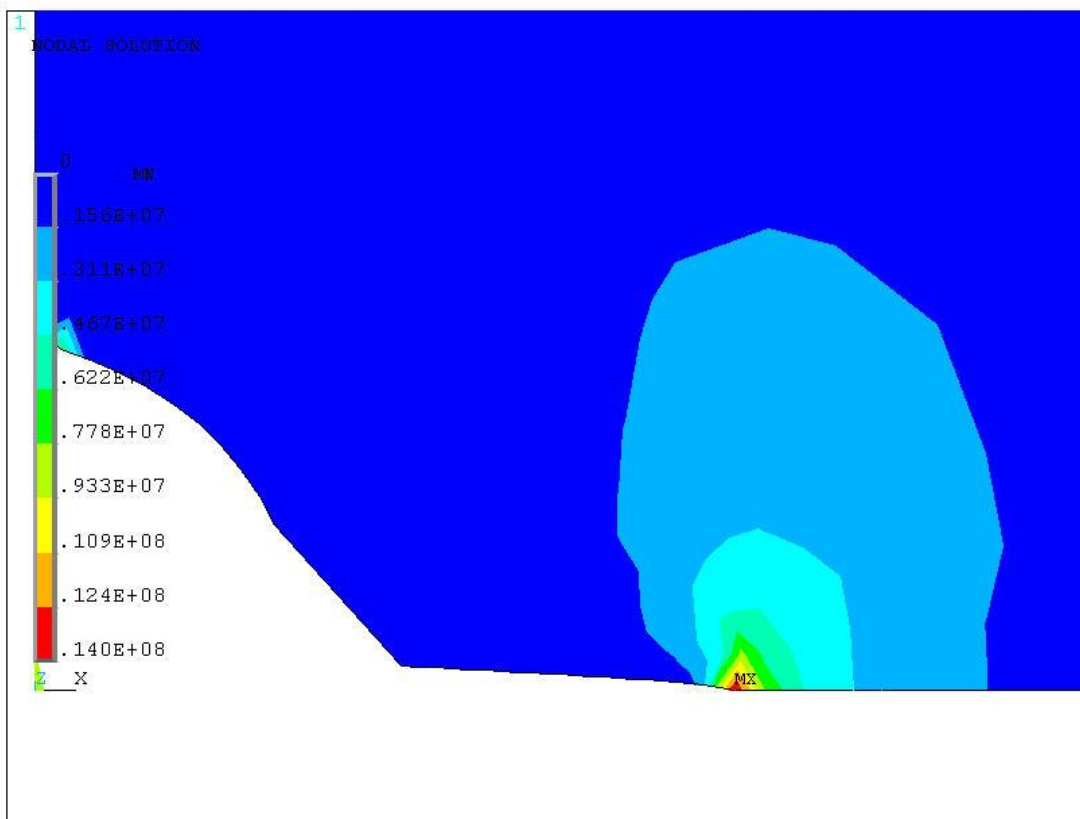
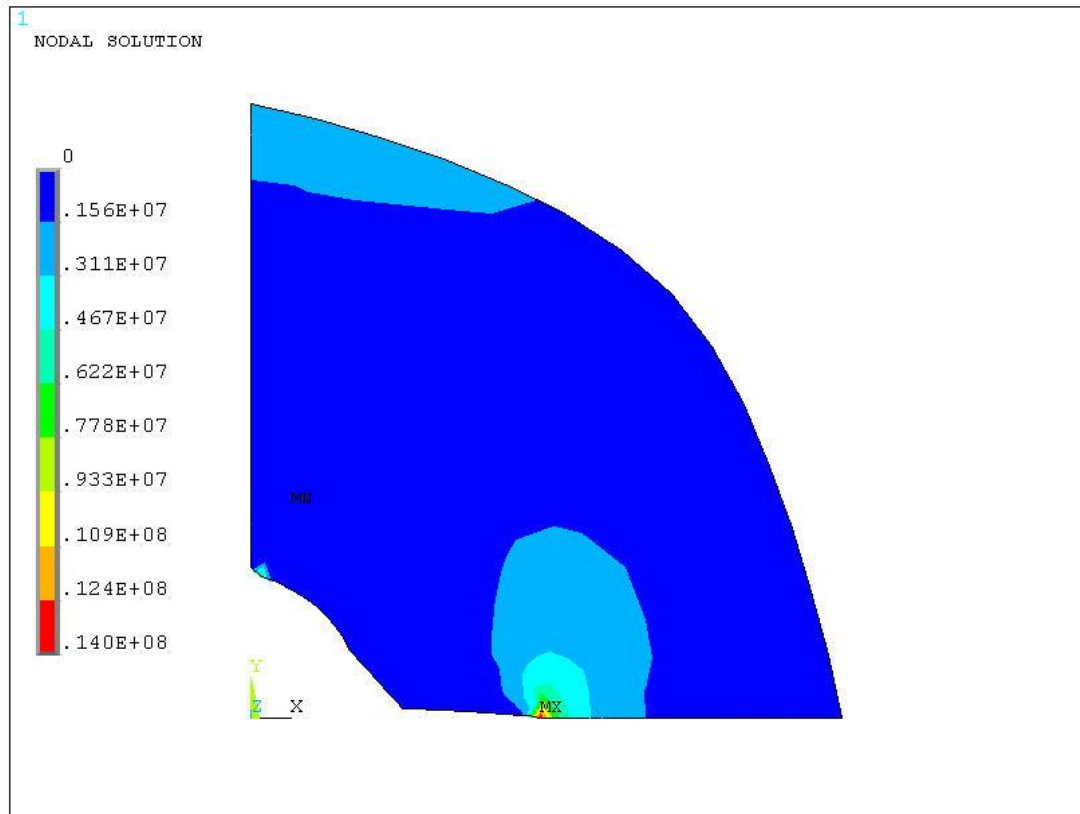


Рис. 2.23. Поле головних напружень σ_1 під дією зосередженої відкоригованої сили $F=64,7\text{кН}$ (точка 5).

РОЗДІЛ 3

ДОСЛІДЖЕННЯ ДИНАМІЧНИХ ЯВИЩ ПРИ ДІЇ СИСТЕМИ ВИПРОМІНЮВАЧІВ

3.1. Взаємодія динамічних полів напружень поблизу гармонічно навантажених шпурів

Питання розробки математичних моделей динаміки неоднорідних суцільних середовищ при дії динамічних збурень досить гостро стоять в гірничій справі. Особливість динамічних явищ, що вивчаються в цій галузі знань, в загальному випадку, залежать від необхідності врахування великої кількості факторів, які суттєво ускладнюють постановку задачі. До таких факторів відносяться неоднорідність гірських порід і їх анізотропія, а також наявність в такому середовищі тріщин і шаруватість структури.

Друга група факторів, які вносять специфіку у вивчення динамічних процесів гірничої галузі, пов'язана з типом навантаження середовища. Як правило, вони представляють собою продуковані вибухами або механічними пристроями короткочасні високоінтенсивні початкові поля тиску, які розповсюджуються потім в середовищі у формі гармонічних або нестационарних хвиль зі складним профілем. По мірі розповсюдження профіль хвилі та її фронт трансформуються, змінюється також імпульс і енергія, яка в ньому переноситься. Розривний характер функцій, які описують ці хвилі, і великий показник їх змінювання по часовій і просторовій координатах ускладнюють задачу їх описання як в класі функцій, що задаються аналітично, так і чисельними методами.

Відмічені особливості при теоретичному моделюванні таких процесів вимагають найбільш простих математичних моделей, які зберігають основні властивості фізичної системи. При цьому слід зауважити, що вдалий вибір розрахункової моделі багато в чому визначає успіх досліджень. Модель повинна бути по можливості простою, але в той же час вона повинна відбивати основні властивості реального об'єкту або процесу. В зв'язку з цим, вивчаючи дію динамічних хвиль на об'єкти, що знаходяться на деякому віддаленні від місця джерела збурення, обмежимося лінійним наближенням теорії пружності, яке застосовується у випадках не дуже інтенсивних хвильових полів. Якраз у цьому наближенні і будуть описані процеси взаємодії вибухових і механічних збурень з шпурами у гірничих породах.

В роботі [3] теоретично і експериментально досліджено задачі дифракції пружних хвиль в нескінченному масиві з двома однаковими круглими циліндричними шпурами, завантаженими гармонічним тиском. Доведено, що характер розподілення напружень в зоні впливу взаємодіючих зарядів буде суттєво відрізнятися від статичного коли вибух шпурових зарядів генеруватиме короткохвильові навантаження. Переважаючими по величині стають напруження σ_{rr} , причому максимуми досягаються в точці O

всередині між центрами зарядів. Рівень напружень різко підвищується, при цьому як σ_{rr} , так і $\sigma_{\theta\theta}$ досягають найбільшого значення в точці O . З результатів математичного моделювання видно, що при взаємодії цілого числа хвиль від подовжених зарядів спостерігаються явища, які нагадують резонанс [3]. Результати експериментальних досліджень на п'езоматеріалах показали, що при відповідному доборі динамічних навантажень на контури сусідніх кругових отворів у пластині з органічного скла можна досягти руйнівних напружень на середині перемички між отворами за рахунок суперпозиції хвиль, які ініціюються круговими п'езокерамічними кільцями.

Слід відмітити, що аналогічні явища для одного шпура не спостерігаються. Виявлені явища залежності σ_{rr} і $\sigma_{\theta\theta}$ в точці O між центрами зарядів від довжини хвилі нагадують резонансні явища з демпфуванням, де амплітуда зростає. Аналогічні явища для одної відбиваючої поверхні не спостерігаються. Виявлене явище характерне для задач з декількома поверхнями відбиття і його можливо назвати “місцевим резонансом”, який, певно, виникає в результаті накладення відбитих хвиль декількома відбиваючими поверхнями. Скінченні значення напружень отримуються, вірогідно, внаслідок випромінювання на безмежність.

Це свідчить про те, що необхідно розглянути періодичну задачу для ряду паралельних циліндричних шпурів, навантажених внутрішнім гармонічним тиском. Можливо, за рахунок суперпозиції хвиль можна досягти у випадку плоскої деформації умов для утворення тріщини, спрямованої через центри шпурових зарядів при значному їхньому розташуванні.

Прийемо, що гірська порода є пружним середовищем, властивості якої не залежать від координат її елемента і орієнтації розглядуваної площини (однорідне ізотропне пружне середовище). Лінійне рівняння руху у векторній формі для такого ідеально пружного ізотропного однорідного тіла при відсутності масових сил має вигляд

$$\mu\Delta\vec{U} + (\lambda + \mu)\nabla(\nabla\vec{U}) - \rho\ddot{\vec{U}} = 0, \quad (3.1)$$

де λ, μ – постійні Ламе, ρ – густина,

$$\Delta = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2}; \quad \nabla \equiv \frac{\partial}{\partial x} \vec{i} + \frac{\partial}{\partial y} \vec{j} + \frac{\partial}{\partial z} \vec{k}.$$

Відмітимо, що замість постійних Ламе часто використовують технічні константи: модуль пружності E , коефіцієнт Пуассона ν і модуль зсуву G :

$$E = \frac{\mu(3\lambda + 2\mu)}{\lambda + \mu}; \nu = \frac{\lambda}{2(\lambda + \mu)}; G = \mu.$$

Якщо вектор переміщень зобразити у вигляді:

$$\vec{U} = \vec{U}_p + \vec{U}_s, \quad (\vec{U}_p = \nabla\Phi; \vec{U}_s = \nabla \times \vec{\psi}; \nabla\vec{\psi} = 0), \quad (3.2)$$

де перший доданок описує потенціальне поле, а другий – соленоїдальне, то рівняння (3.1) розпадається на два хвильових рівняння:

$$\Delta_3 \Phi - \frac{1}{c_1^2} \ddot{\Phi} = 0; \quad \Delta \vec{\Psi} - \frac{1}{c_2^2} \ddot{\vec{\Psi}} = 0. \quad (3.3)$$

Індекс 3 означає сумування по просторовим координатам x_1, x_2, x_3 , а точки – диференціювання по часові,

$$c_1 = \sqrt{\frac{\lambda + 2\mu}{\rho}}, \quad c_2 = \sqrt{\frac{\mu}{\rho}}.$$

Функції Φ та $\vec{\Psi}$ описують зміни в середовищі, які обумовлені повздовжніми хвилями або хвилями стискання (розрідження) і поперечними (зсувними) хвилями, фронти яких розповсюджуються із швидкостями c_1 і c_2 відповідно.

Тензор деформацій визначимо наступним чином:

$$2\varepsilon_{ij} = u_{ij} + u_{ji}. \quad (3.4)$$

Зв'язок між тензором напружень і тензором деформацій виражається формулою

$$\sigma_{ij} = \lambda \varepsilon_{ij} \delta_{ij} + 2\mu \varepsilon_{ij}. \quad (3.5)$$

Для усталеного руху частинок тіла залежність Φ і $\vec{\Psi}$ від часу враховується співмножником $(-i\omega t)$ і рівняння (3.3) приймають вигляд:

$$\Delta \Phi - \frac{1}{c_1^2} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial t^2} = 0; \quad \Delta \vec{\Psi} - \frac{1}{c_2^2} \frac{\partial^2 \vec{\Psi}}{\partial t^2} = 0. \quad (3.6)$$

Розглянемо випадок, коли пружне тіло знаходиться в умовах плоскої деформації в площині (x_1, x_2) . Це означає, що $\vec{U} \cdot \vec{e}_3 = 0$. В цьому випадку векторний потенціал $\vec{\Psi}$, можна записати в формі

$$\vec{\Psi} = \Psi \vec{e}_3; \quad \Psi = \Psi(x_1, x_2, t); \quad \Phi = \Phi(x_1, x_2, t). \quad (3.7)$$

Переміщення визначаються згідно формули

$$\vec{U} = \text{grad} \Phi + \text{rot} \cdot \vec{e}_3 \Psi. \quad (3.8)$$

Для встановленого руху отримаємо

$$\Delta \Phi - \frac{1}{c_1^2} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial t^2} = 0; \quad \Delta \Psi - \frac{1}{c_2^2} \frac{\partial^2 \Psi}{\partial t^2} = 0. \quad (3.9)$$

Переміщення в координатній формі визначається формулами:

$$u_{x_1} = \frac{\partial \Phi}{\partial x_1} + \frac{\partial \Psi_3}{\partial x_2}; \quad u_{x_2} = \frac{\partial \Phi}{\partial x_2} - \frac{\partial \Psi_3}{\partial x_1}. \quad (3.10)$$

Компоненти тензора напружень пов'язані з Φ і Ψ такими залежностями:

$$\begin{aligned}
\sigma_{x_1x_1} &= \lambda\Delta\Phi + 2\mu\left(\frac{\partial^2\Phi}{\partial x_1^2} + \frac{\partial^2\psi_3}{\partial x_1\partial x_2}\right); \\
\sigma_{x_2x_2} &= \lambda\Delta\Phi + 2\mu\left(\frac{\partial^2\Phi}{\partial x_2^2} + \frac{\partial^2\psi_3}{\partial x_1\partial x_2}\right); \\
\sigma_{x_1x_2} &= \mu\left(2\frac{\partial^2\Phi}{\partial x_1\partial x_2} + \frac{\partial^2\psi_3}{\partial x_2^2} - \frac{\partial^2\psi_3}{\partial x_1^2}\right).
\end{aligned} \tag{3.11}$$

В (3.11) через ψ_3 позначена складова вектора $\vec{\psi}$.

При плоскій деформації компоненти напружень $\sigma_{x_1x_1}, \sigma_{x_2x_2}, \sigma_{x_1x_2}$ відмінні від нуля. У випадку узагальненого плоского напруженого стану постійну λ необхідно замінити на

$$\lambda' = \frac{2\mu\lambda}{\lambda + 2\mu}. \tag{3.12}$$

При розв'язку крайових задач для кам'яного блоку зі шпурами до рівнянь руху в потенціалах (3.9) необхідно додати умови на контурах шпурів $\delta_{i,j}$, де діють напруження від навантажень

$$\sigma_{ij} \cdot n_i = p_{ij}(x, t); x \in S_i. \tag{3.13}$$

В загальному випадку руху необхідно врахувати ще початкові умови по часові. При дії на стінки шпурів перфоратора або вибухового пристрою навантаження можна представити у вигляді гармонічної по часові функції $p_j(x_j, t) = p_j(x_j)e^{i\omega t}$, тому немає необхідності задовольняти таким умовам.

3.2. Вплив параметрів середовища та джерел динамічного навантаження на формування полів напружень

Розглянемо великий блок гірської породи, від якого за допомогою k однакових паралельних циліндричних шпурів радіуса R , які не дотикаються один до одного, треба відколоти блок потрібних розмірів. Відстань між центрами шпурів дорівнює L . Всі розміри такого блоку не менше як в п'ять разів перевищують радіус шпура R . Стаціонарні хвилі збуджуються навантаженням у вигляді рівномірного нормального гармонічного тиску з амплітудою p , прикладеного до стінок шпурів. Припускається, що навантаження не змінюється вздовж вісі шпура (вісь Ox_3). В такому випадку блок гірської породи знаходиться в стані плоскої деформації, а розв'язки хвильових рівнянь (3.9) зручніше шукати в круговій циліндричній системі координат. Виберемо в блоці деяку площину, перпендикулярну до вісей шпурів. В цій площині введемо k систем полярних координат (r_k, θ_k) (рис. 3.1) так, щоб їх центри співпадали з центрами шпурів і координатна лінія $r_k = R$ – з контуром шпура.

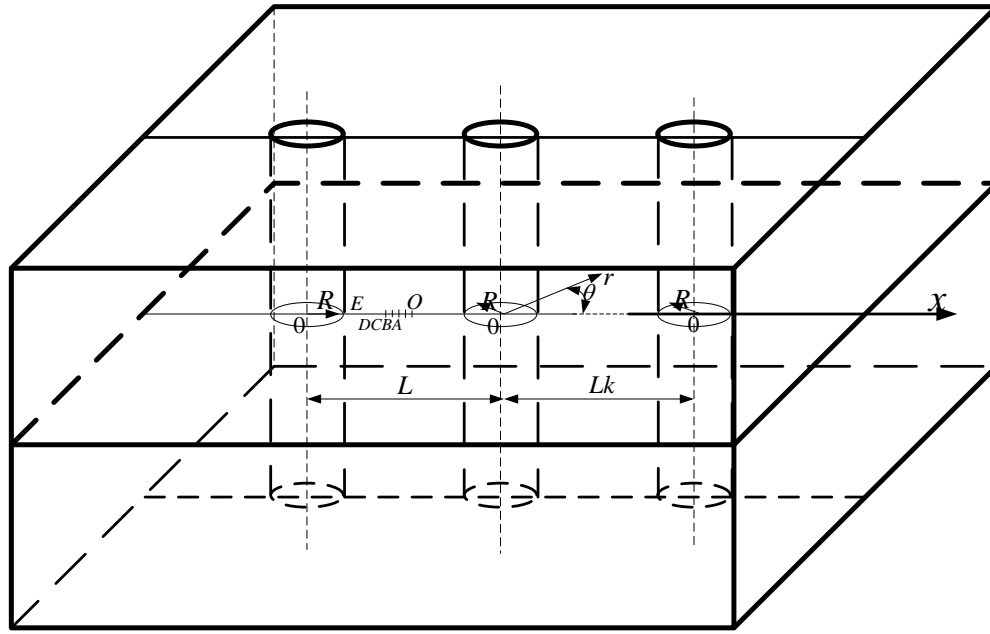
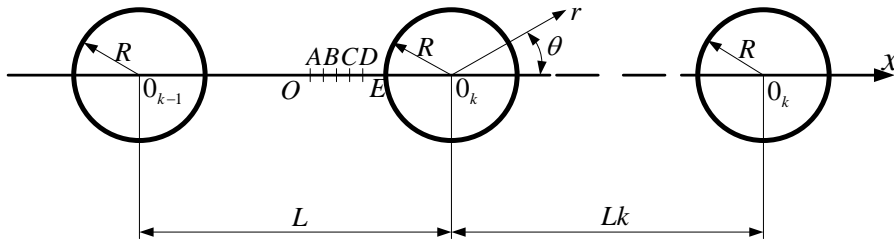


Рис. 3.1. Розрахункова та просторова схема плоскої деформації в системі полярних координат.

Тоді рівняння (3.9) запишуться у вигляді:

$$\begin{aligned} \Delta\Phi + c_1^2\Phi &= 0; \\ \Delta\Psi + c_2^2\Psi &= 0, \end{aligned} \tag{3.14}$$

де $\Delta = \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2}{\partial \theta^2}$.

Якщо пружне тіло знаходиться в умовах плоскої деформації, то напружено-деформований стан в круговій циліндричній системі координат визначається за формулами:

$$\begin{aligned}
u_r &= \frac{\partial}{\partial r} \Phi + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \theta} \Psi_1; & u_\theta &= \frac{\partial}{\partial \theta} \Phi + \frac{\partial}{\partial r} \Psi_1; \\
-\frac{1}{2\mu} \sigma_{rr} &= a\alpha^2 \Phi + \frac{1}{r} \left(\frac{\partial}{\partial r} \Phi + \frac{1}{r} \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} \Phi + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \theta} \Psi_1 - \frac{\partial^2}{\partial r \partial \theta} \Psi_1 \right); \\
\frac{1}{2\mu} \sigma_{\theta\theta} &= (1-a)\alpha^2 \Phi + \frac{1}{r} \left(\frac{\partial}{\partial r} \Phi + \frac{1}{r} \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} \Phi + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \theta} \Psi_1 - \frac{\partial^2}{\partial r \partial \theta} \Psi_1 \right); \\
\frac{1}{2\mu} \sigma_{r\theta} &= \frac{1}{2} \beta^2 \Psi_1 + \frac{1}{r} \left(\frac{\partial}{\partial r} \Psi_1 + \frac{1}{r} \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} \Psi_1 - \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \theta} \Phi + \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} \Phi \right); \\
a &= \frac{\lambda + 2\mu}{2\mu}.
\end{aligned} \tag{3.15}$$

Якщо для зручності подальших викладок перейти до безрозмірних лінійних координат, прийнявши за одиницю виміру відстані радіус отвору R , то в цьому випадку на контурі циліндричного шпура повинні виконуватися граничні умови

$$\begin{aligned}
\sigma_{r_k} &= -p, & \tau_{r_k \theta k} &= 0, & r_k &= 1. \\
& & & & (k &= 0, \pm 1, \pm 2)
\end{aligned} \tag{3.16}$$

Після такої процедури обезрозмірювання хвильові числа α і β також стають безрозмірними: $(\alpha = \frac{\omega R}{c_1}, \beta = \frac{\omega R}{c_2})$, але ми залишаємо для них попередні позначення. Якщо Λ_1 і Λ_2 визначають довжину відповідно повздожньої і поперечної хвиль, то $\alpha = \frac{2\pi R}{\Lambda_1}$ і $\beta = \frac{2\pi R}{\Lambda_2}$, таким чином безрозмірні хвильові числа мають просте геометричне тлумачення: відношення довжини контура отвору до довжини хвилі відповідного типу.

Для випадку плоскої деформації розв'язок рівнянь (3.14) запишемо у вигляді потенціалів:

$$\begin{aligned}
\Phi &= \sum_k \sum_n a_{n1} H_n(\alpha r_k) e^{in\theta_k}; \\
\Psi &= \sum_k \sum_n a_{n2} H_n(\beta r_k) e^{in\theta_k},
\end{aligned} \tag{3.17}$$

де $H_n(\alpha r_k), H_n(\beta r_k)$ – функції Ханкеля.

Представляючи розв'язок рівнянь (3.14) у вигляді (3.17) і задовольняючи граничним умовам (3.16) на кожному контурі циліндричного шпура, приходимо до безкінечної системи алгебраїчних рівнянь:

$$\sum_{m=1}^2 a_{nm} \xi_{nl}^{(m)}(\gamma_m R_k) = fnl - \sum_{m=1}^2 \sum_p a_{pm} \eta_{nl}^{(m)}(\gamma_m R_k) Q_{npm}; \tag{3.18}$$

$$n = 0, \pm 1, \dots; l = 1, 2; \gamma_1 = \alpha; \gamma_2 = \beta;$$

$$Q_{npm} = \sum_{s=1}^{\infty} (-1)^{n-p} H_{n-p}(\gamma_m s \delta). \tag{3.19}$$

Якщо на краях циліндричних шпурів задані напруження (3.16), то $\xi_{nl}^{(m)}$ і $\eta_{nl}^{(m)}$ мають вигляд:

$$\begin{aligned}\xi_{n1}^{(1)}(\alpha R_k) &= \left(\alpha \alpha^2 - \frac{n^2}{R_k^2} \right) H_n(\alpha R_k) + \frac{\alpha}{R_k} H_n'(\alpha R_k); \\ \xi_{n1}^{(2)}(\beta R_k) &= \frac{in}{R_k} \left[H_n(\beta R_k) - \frac{\beta}{R_k} H_n'(\beta R_k) \right]; \\ \xi_{n2}^{(1)}(\alpha R_k) &= \frac{in}{R_k} \left[H_n(\alpha R_k) - \frac{\alpha}{R_k} H_n'(\alpha R_k) \right]; \\ \xi_{n2}^{(2)}(\beta R_k) &= \left(\frac{1}{2} \beta^2 - \frac{n^2}{R_k^2} \right) H_n(\beta R_k) + \frac{\beta}{R_k} H_n'(\beta R_k).\end{aligned}\tag{3.20}$$

Коефіцієнти $\eta_{nl}^{(m)}$ отримують при заміні в (3.20) функцій Ханкеля H_n на функції Беселя першого роду.

Роблячи заміну в системі (3.18)

$$\sum_{m=1}^2 a_{nm} \xi_{nl}^{(m)}(\gamma_m R_k) = X_{nl}; \quad n = 0, \pm 1, \dots; \quad l = 1, 2,$$

приходимо до нескінченної системи в канонічному вигляді

$$\begin{aligned}X_{nl} &= f_{nl} - \sum_p \sum_{i=1}^2 X_{pi} c_{np}^{li}; \quad c_{np}^{li} = \sum_{m=1}^2 \eta_{nl}^{(m)}(\gamma_m R_k) \frac{\Delta_p^{mt}}{\Delta_p} Q_{npm}; \\ n &= 0, \pm 1, \dots; \quad l = 1, 2.\end{aligned}\tag{3.21}$$

Система (3.21) має нормальний визначник і її можна розв'язувати методом редукції. Виключення складають лише точки “ковзання”, це ті співвідношення параметрів для дійсних хвильових чисел, які задовольняють умові

$$2\pi k = \gamma_m L(1 \pm \xi); \quad k = 1, 2.\tag{3.22}$$

В цих точках “ковзання” рівень напружень різко збільшується, причому як $|\sigma_{\theta\theta}|$, так і $|\sigma_{rr}|$ досягають свого найбільшого значення в точці O . Таке явище збільшення і різкої зміни поля напружень отримала назву аномалій Вуда.

Для розв'язуваної задачі $\xi = 0$, а коефіцієнти f_{nl} розкладу навантаження в ряд Фур'є мають вигляд:

$$f_{01} = \frac{R^2}{2\mu} P; \quad f_{nl} = 0; \quad n = \pm 1, \pm 2, \dots; \quad l = 1, 2.$$

Внаслідок симетрії задачі відносно вісі Ox_l коефіцієнти перед невідомими з непарними індексами дорівнюють нулю.

Розв'язок виконувався в наступній послідовності: зі скінченної системи алгебраїчних рівнянь, яка відповідає нескінченній системі даної задачі, визначалися довільні сталі. Потім вираховувалися напруження в деяких

точках між отворами. Ця процедура повторювалася при різних параметрах задачі, які змінювалися у визначених практикою межах.

Для наближеного розв'язку система (3.17) замінювалася на скінченну, порядок якої визначався – $n = 4$. В даній задачі є два незалежних параметри: хвильове число α і відстань між шпурами L . Хвильове число

$$\beta = \alpha \sqrt{\frac{2}{1-\nu}},$$

де ν – коефіцієнт Пуассона.

Умови для точок “ковзання” в даному випадку приймуть вигляд

$$2\pi k = \alpha L. \quad (3.23)$$

Для видобутку кам'яних блоків та їх пасировки досить часто використовуються наступні параметри для лінії шпурів: $0,015\text{м} \leq R \leq 0,020\text{м}$ і $0,3\text{м} \leq L \leq 0,4\text{м}$. При використанні механічних агрегатів для навантаження стінок шпурів частотний діапазон навантажень лежить в межах $16 \leq f \leq 30\text{Гц}$. Для створення навантажень з більш високими частотними показниками необхідно застосовувати конструкції з використанням пристроїв, де джерелом навантаження є енергія вибуху [5, 7], або застосувати обладнання, розроблене в Інституті імпульсних процесів і технологій НАН України для обробки шпурів при інтенсифікації видобутку нафти і газу.

Розрахунки проводились для найбільш поширених у практиці діапазонів хвильових чисел $0,05 \leq \alpha \leq 1,0$, $\Delta\alpha = 0,1$ і вказаних вище геометричних параметрів лінії шпурів ($3,0 \leq L \leq 10,0$; $\Delta L = 1,0$).

Результати обчислень напружень для певних значень параметрів α і L наведені на рис. 3.2 – 3.10 і в табл. 3.1-3.3.

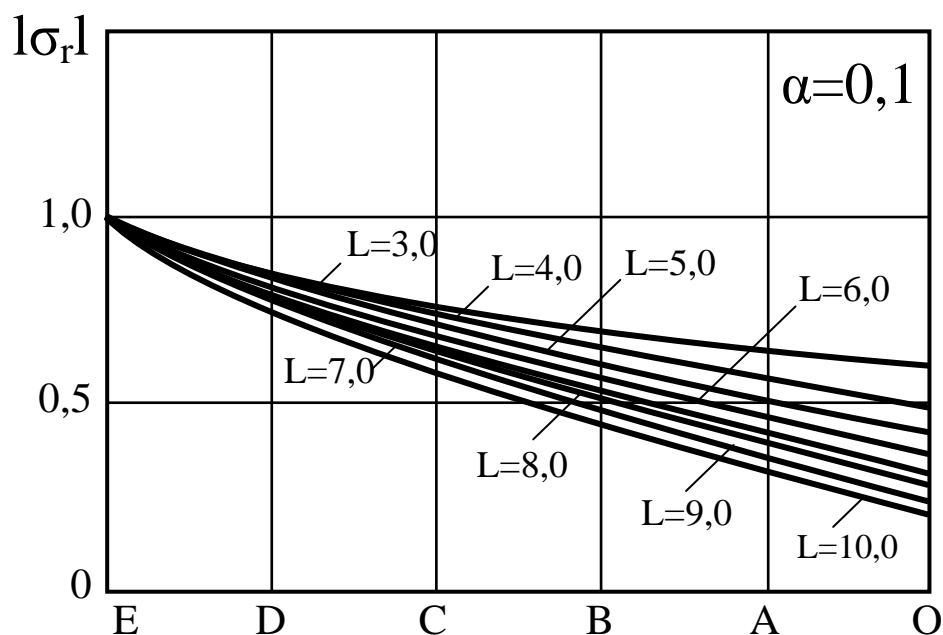


Рис. 3.2. Результати обчислень напружень σ_r для $\alpha = 0,1$ та різних значень параметрів L .

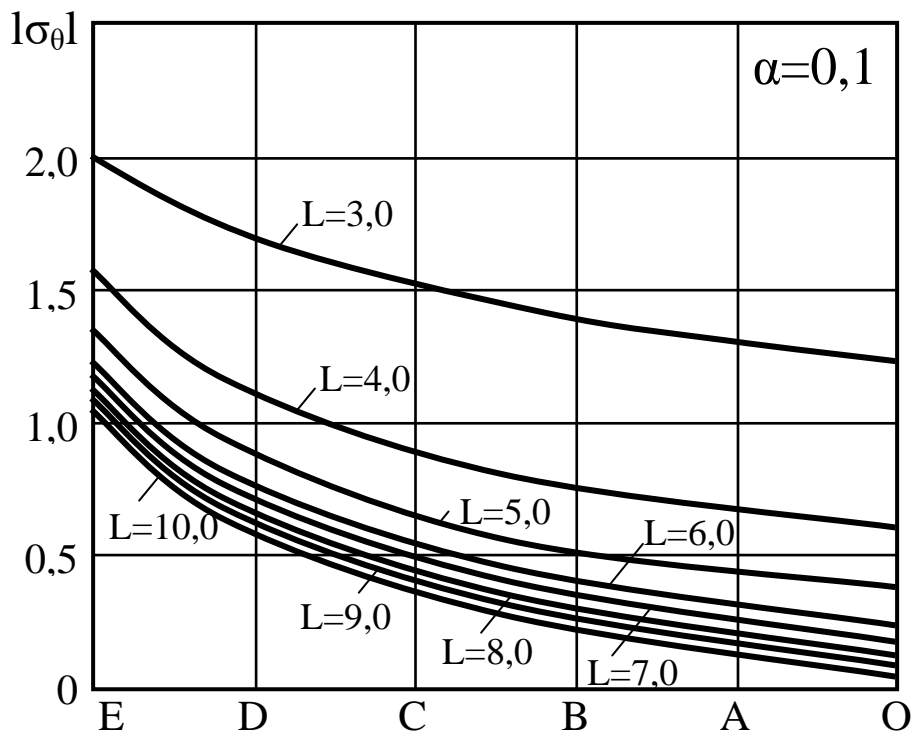


Рис. 3.3. Результати обчислень напружень σ_θ для $\alpha = 0,1$ та різних значень параметрів L .

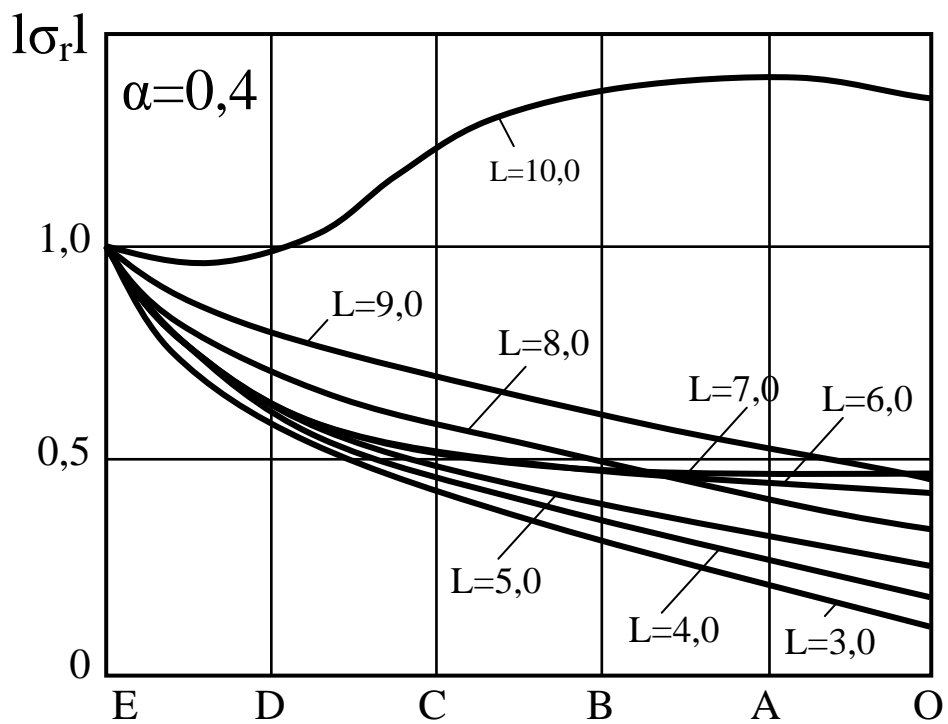


Рис. 3.4. Результати обчислень напружень σ_r для $\alpha = 0,4$ та різних значень параметрів L .

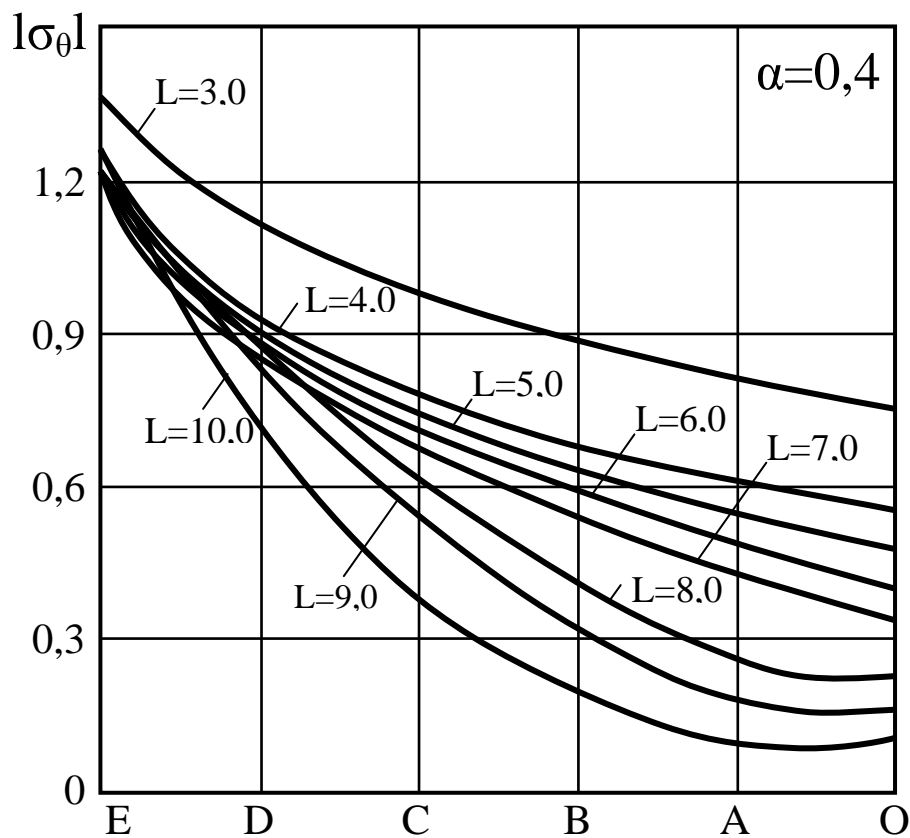


Рис. 3.5. Результати обчислень напружень σ_θ для $\alpha = 0,4$ та різних значень параметрів L .

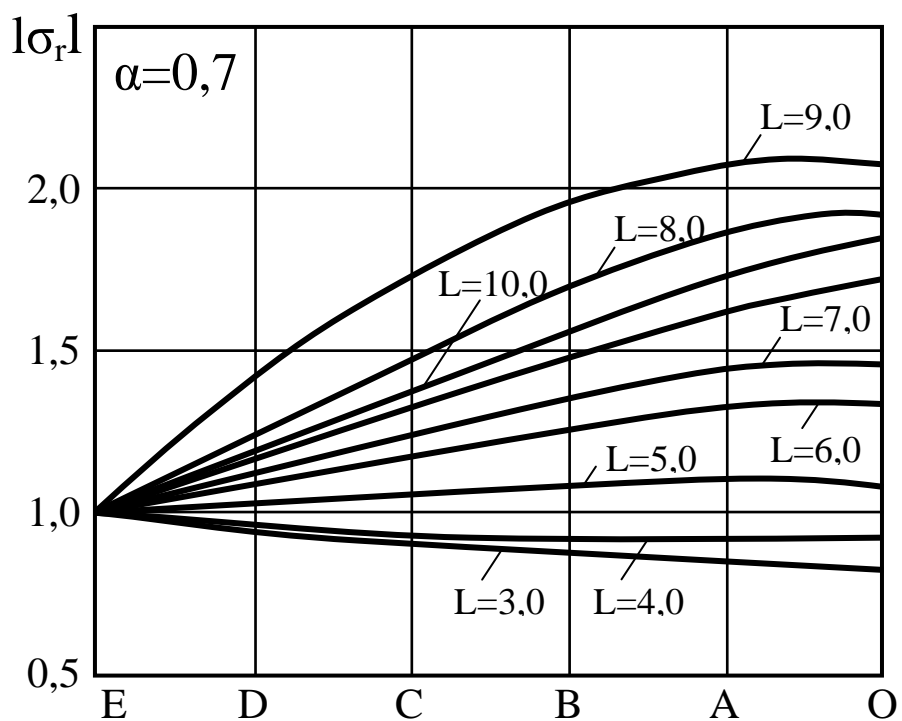


Рис. 3.6. Результати обчислень напружень σ_r для $\alpha = 0,7$ та різних значень параметрів L .

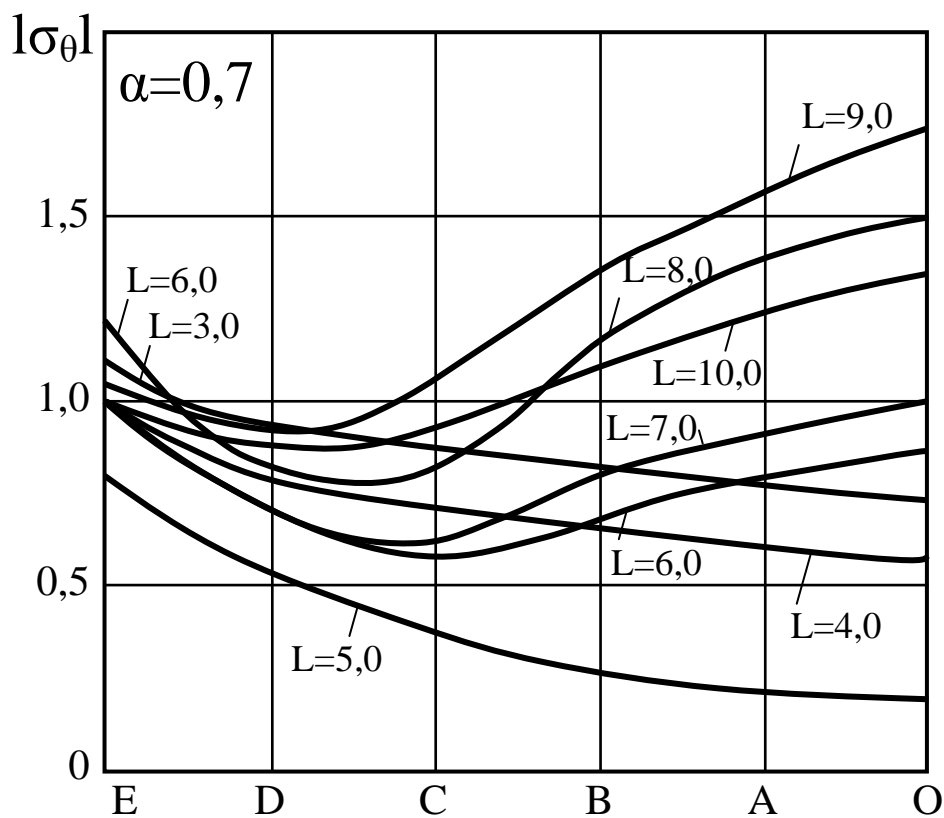


Рис. 3.7. Результати обчислень напружень σ_θ для $\alpha = 0,7$ та різних значень параметрів L .

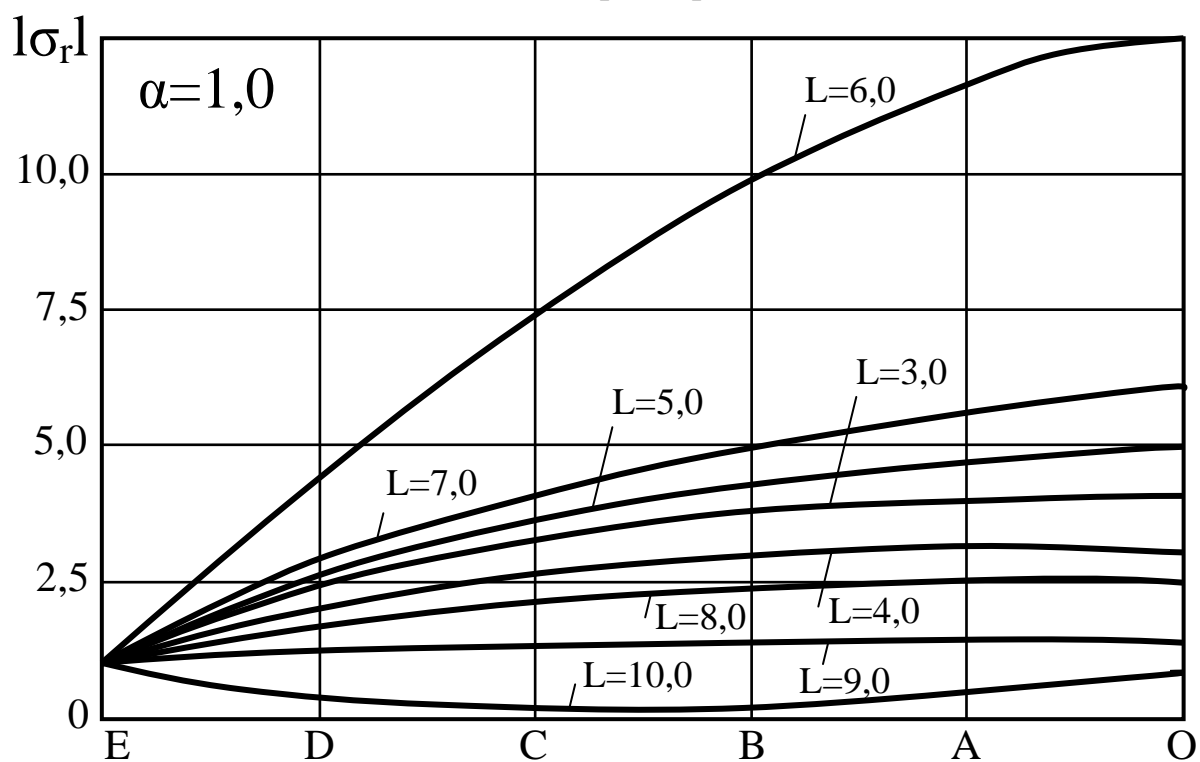


Рис. 3.8. Результати обчислень напружень σ_r для $\alpha = 1,0$ та різних значень параметрів L .

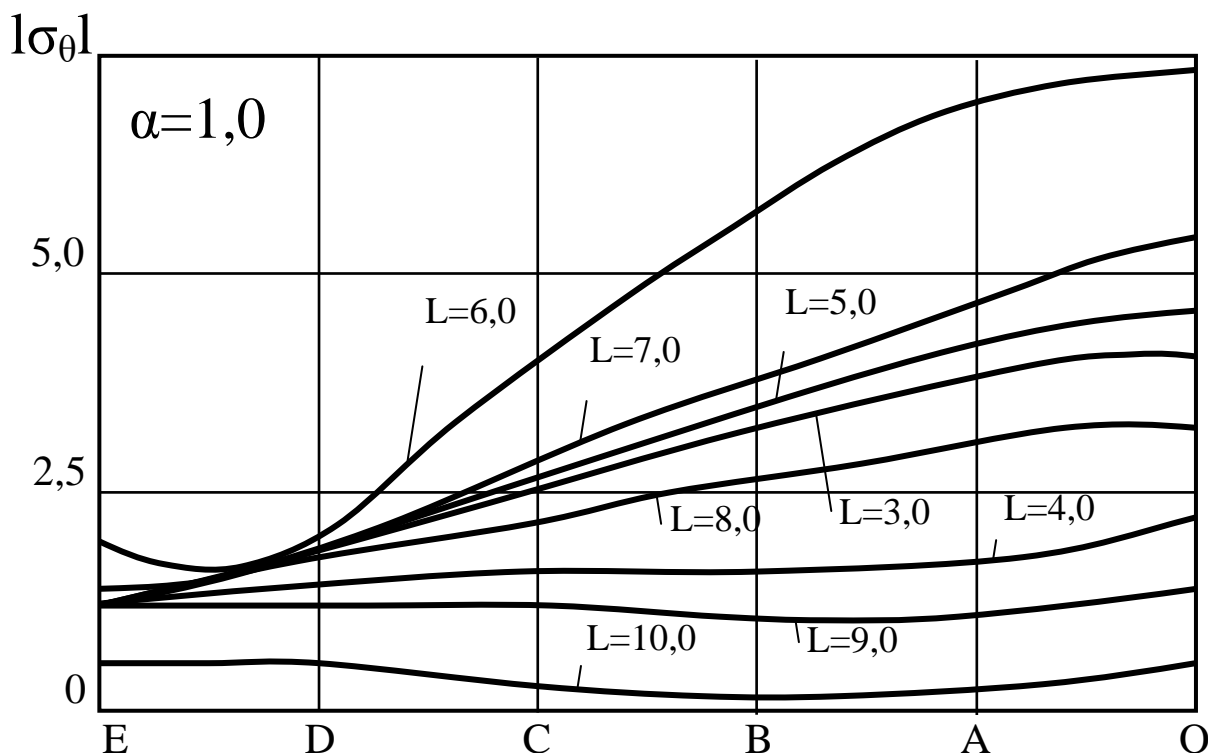


Рис. 3.9. Результати обчислень напружень σ_{θ} для $\alpha = 1,0$ та різних значень параметрів L .

Аналіз результатів розрахунків показує, що для довгих хвиль розподіл напружень якісно співпадає з статичним: найбільш високий рівень мають напруження $\sigma_{\theta 0}$, причому обидва напруження монотонно зменшуються від точки E до точки O.

Зближення отворів призводить до збільшення максимальних напружень $|\sigma_{\theta 0}|$. При зменшенні довжини хвилі характер розподілу напружень суттєво змінюється. Максимум напружень досягається в точці O. Таке явище збільшення і різкої зміни поля напружень для більш простих задач оптики і акустики отримало назву аномалій Вуда. З представленого тут розв'язку для досліджуваної задачі, яка включає вже два хвильові рівняння, також спостерігаються явища різкої зміни поля напружень типу аномалій Вуда.

3.3. Створення раціональних дифракційних режимів навантажень шпурів для відколювання кам'яних блоків

Розглянемо випадки, найбільш перспективні для використання вказаних вище резонансних явищ при відокремленні кам'яних блоків. На рис. 3.10 наведено графіки, які демонструють різке підвищення напружень $|\sigma_{\theta 0}|$ в точці O при $\alpha L \rightarrow 2\pi$, це перша точка “ковзання”. З рис. 3.10 слідує, що для $\alpha = 0,6 - 1,0$ при $\alpha L \rightarrow 2\pi$ напруження σ_{θ}^0 значно зростають і графіки для цих

значень αL нагадують резонансні криві. З фізичної точки зору це відповідає такій ситуації, коли хвильові поля, відбиті від кожної з шпурових поверхонь, підсилюють одне одного. Завдяки наявності великої кількості відбиваючих поверхонь це підсилення призводить до росту сумарного поля для $\alpha L \rightarrow 2\pi$. Ця обставина має місце і для інших значень величин αL , кратних 2π . Спостерігається явище типу резонансу, яке відрізняється від звичайного резонансу для пружного тіла скінченних розмірів тим, що формально не залежить від граничних умов. Моменти часу, коли напруження на перемичці мають найбільш високий рівень, не завжди співпадають з початком періоду, коли зовнішнє навантаження приймає максимальне значення. При деяких значеннях α це спостерігається якраз тоді, коли тиск на контурі шпура проходить через нуль. В ці моменти часу пластина навантажена лише інерційними силами.

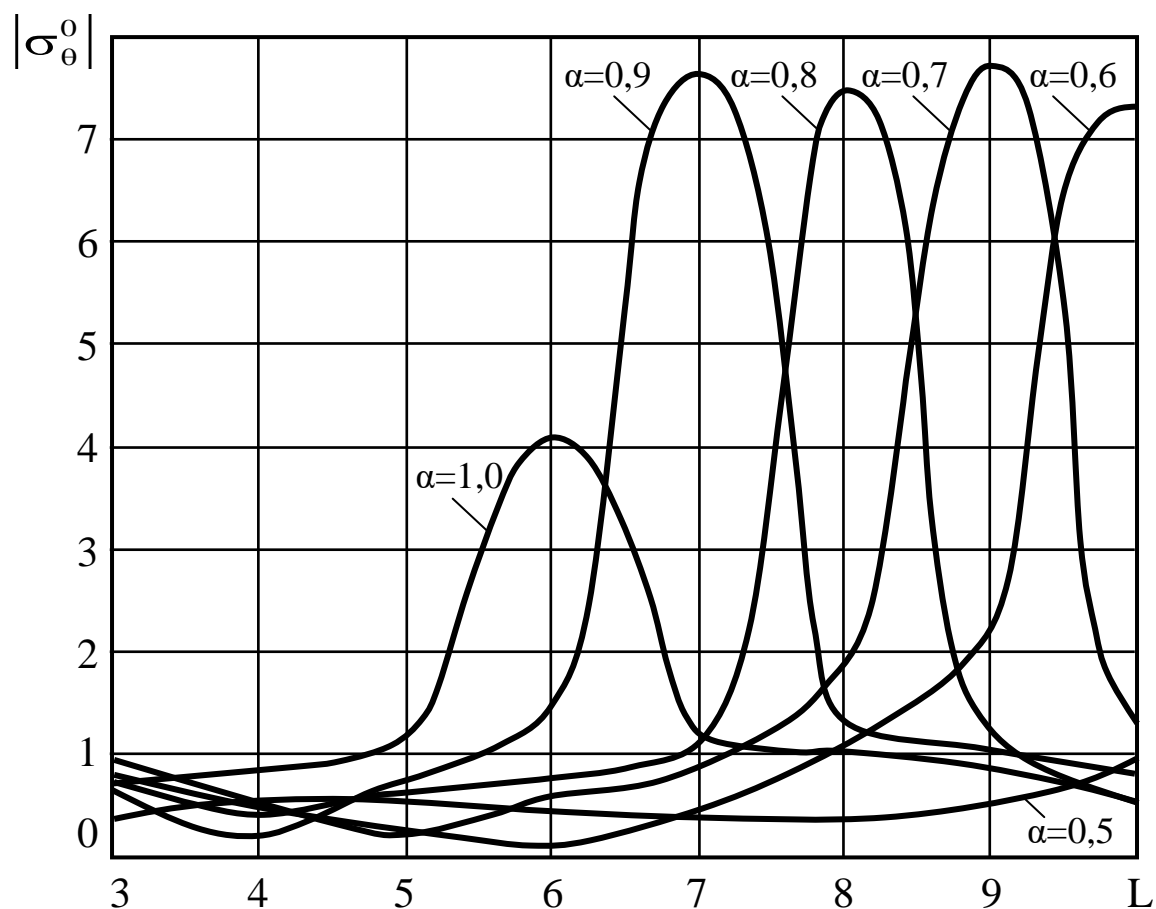


Рис. 3.10. Значення модуля напружень σ_θ в точці O в залежності від хвильового числа α і відстані між шпурами L .

Проведені дослідження резонансних дифракційних явищ вказують на можливість створення і вдосконалення відносно нової технології відокремлення кам'яних блоків. Для її реалізації можна використати існуючі газодинамічні пристрої навантаження стінок шпурів [6 - 11].

В таблиці 3.1 наведені значення модуля напружень $|\sigma_\theta^E|$ в точці E в залежності від хвильового числа α і відстані між шпурами L .

Таблиця 3.1.

Значення модуля напружень $|\sigma_{\theta}^E|$ в точці E в залежності від хвильового числа α і відстані між шпурами L .

α	L							
	10,0	9,0	8,0	7,0	6,0	5,0	4,0	3,0
0,05	0,81	0,83	0,85	0,89	0,94	1,04	1,25	1,91
0,10	0,88	0,92	0,99	1,02	1,15	1,19	1,31	1,52
0,20	0,91	0,98	1,00	1,07	1,20	1,26	1,40	1,66
0,30	0,97	1,13	1,19	1,24	1,29	1,39	1,60	2,12
0,40	1,05	1,10	1,15	1,20	1,25	1,32	1,47	1,86
0,50	1,20	1,11	1,15	1,18	1,21	1,25	1,35	1,64
0,60	2,15	1,62	1,41	1,33	1,22	1,18	1,24	1,50
0,70	1,09	2,21	1,53	1,12	0,96	1,10	1,15	1,34
0,80	0,97	1,31	2,25	1,27	1,04	1,02	1,06	1,24
0,90	0,90	1,11	1,23	2,31	1,28	1,02	0,85	1,16
1,00	0,88	1,08	1,14	1,22	2,12	1,04	1,26	1,10

З таблиці 3.1 слідує, що концентрація напружень навколо шпурового отвору суттєво залежить від хвильового числа α і відстані між шпурами L . Найбільшого значення 2,31 вона досягає при хвильовому числі $\alpha = 0,90$ і відстані між шпурами $L = 7,0$.

В таблиці 3.2 наведені значення модуля напружень $|\sigma_r^0|$ в точці O в залежності від хвильового числа α і відстані між шпурами L .

В таблицях 3.2 і 3.3 подані значення і в точці O. В досліджуваних діапазонах змінних α і L напруження приймають максимальні значення або в точці O, або в точці E. Отримані числові дані, які наведені в табл. 3.1- 3.3, дозволяють встановити в яких точках виникають найбільші напруження, що в свою чергу дозволяє вибрати раціональні параметри строчки шпурів для відбійки кам'яних блоків.

В таблиці 3.3 наведені значення модуля напружень $|\sigma_{\theta}^0|$ в точці O в залежності від хвильового числа і відстані між шпурами L .

Таблиця 3.2.

Значення модуля напружень $|\sigma_r^0|$ в точці О в залежності від хвильового числа α і відстані між шпурами L .

α	L							
	10,0	9,0	8,0	7,0	6,0	5,0	4,0	3,0
0,05	0,91	0,93	0,95	0,99	0,94	1,00	1,05	1,01
0,10	0,88	0,92	0,90	0,87	0,85	0,89	0,91	0,98
0,20	0,71	0,68	0,66	0,65	0,70	0,70	0,69	0,66
0,30	0,17	0,19	0,21	0,24	0,29	0,39	0,50	0,61
0,40	0,31	0,29	0,28	0,30	0,36	0,62	0,67	0,69
0,50	0,38	0,41	0,45	0,48	0,50	0,52	0,60	0,74
0,60	13,75	2,48	1,27	1,20	1,21	0,71	0,67	0,78
0,70	1,29	14,21	2,63	0,75	0,80	1,05	0,77	0,83
0,80	0,87	1,31	13,95	1,37	1,09	0,97	0,91	0,87
0,90	0,80	1,11	1,33	14,25	2,68	1,12	1,35	0,89
1,00	0,78	1,08	1,14	1,22	7,47	1,54	1,06	0,94

Слід зауважити, що відносні похибки, які виникають при визначенні напружень за рахунок заміни нескінченної системи в канонічному вигляді даної задачі відповідною скінченною системою алгебраїчних рівнянь, яка відповідає зміні параметрів α і L в розглядуваних інтервалах, не перевищує 5%.

Слід зауважити, що відносні похибки, які виникають при визначенні напружень за рахунок заміни нескінченної системи в канонічному вигляді даної задачі відповідною скінченною системою алгебраїчних рівнянь, яка відповідає зміні параметрів α і L в розглядуваних інтервалах, не перевищує 5%.

Таблиця 3.3.

Значення модуля напружень $|\sigma_{\theta}^0|$ в точці O в залежності від хвильового числа α і відстані між шпурами L .

α	L							
	10,0	9,0	8,0	7,0	6,0	5,0	4,0	3,0
0,05	0,31	0,62	0,73	0,85	0,97	1,06	1,12	1,31
0,10	0,28	0,55	0,67	0,71	0,85	0,89	1,11	1,28
0,20	0,21	0,44	0,53	0,59	0,67	0,75	1,02	1,25
0,30	0,17	0,19	0,21	0,24	0,28	0,39	0,61	1,22
0,40	0,18	0,20	0,21	0,18	0,29	0,39	0,58	1,08
0,50	0,35	0,49	0,41	0,37	0,29	0,39	0,56	0,97
0,60	7,35	2,05	1,13	0,56	0,10	0,37	0,53	0,90
0,70	1,29	7,73	1,85	0,86	0,65	0,19	0,51	0,82
0,80	0,61	1,21	7,53	1,07	0,84	0,76	0,47	0,78
0,90	0,78	1,01	1,33	7,78	1,49	0,84	0,17	0,75
1,00	0,66	0,83	1,04	1,18	4,08	1,09	0,85	0,73

РОЗДІЛ 4

СПОСОБИ І ЗАСОБИ КОМБІНОВАНОГО УПРАВЛІННЯ ПРОЦЕСОМ ТРІЩИНОУТВОРЕННЯ

4.1 Поля напружень навколо шпура при нормальних статичних навантаженнях

В більшості випадків при використанні статико-динамічних методів відколювання гранітних блоків динамічні навантаження носять нестационарний характер, коли діюче навантаження довільним чином змінюється з часом. При наявності перехідних процесів розв'язок дифракційних задач суттєво ускладнюється, оскільки не вдається відокремити часову змінну традиційним шляхом і доводиться використовувати інтегральні перетворення. В нашому випадку взаємодію статичних і динамічних полів напружень, яка відбувається при застосуванні статико-динамічних методів відколювання гранітних блоків, простіше досліджувати з допомогою експериментальних методів. Для цього необхідно створити відповідну експериментальну методику.

Видобування кам'яних блоків великих розмірів і розколювання їх на плити потрібних розмірів в більшості випадків виконується з допомогою стрічки циліндричних шпурів, пробурених в запланованій площині відколювання. Процес відколювання ініціюється прикладенням до стінок циліндричних шпурів статичних або динамічних навантажень. Оскільки стрічка шпурів створює в блоці гірської породи направлену штучну анізотропію [10], яка сприяє утворенню площини відколювання в запланованому напрямку, то важливо знати, яке поле напружень виникає навколо окремого шпура при його навантаженні. Для цього проведено експериментальне дослідження розподілу напружень навколо поперечного перетину поодинокого циліндричного шпура при дії на його стінки нормального статичного навантаження. Оскільки натурні експерименти вимагають великих матеріальних витрат і необхідної значної кількості багатоканальної вимірювальної апаратури, яка має широкі можливості в амплітудному і частотному діапазонах реєстрації параметрів досліджуваних процесів, то основну увагу приділимо лабораторному моделюванню.

Експериментальна методика. В гірничій справі експериментальне моделювання застосовується для вирішення задач статичної і динамічної породних масивів. При цьому розглядаються просторові (трьохвимірні) і плоскі (двохвимірні) задачі геомеханіки, причому зазвичай перевага віддається, якщо це можливо, плоским задачам, які дозволяють досліджувати більш багатопараметричні системи. В даній роботі розглядаються різні аспекти технологій відділення каменю з допомогою буріння стрічки циліндричних шпурів, довжина яких значно більша від їх діаметра, тому можна вважати, що їх кінцеві частини не впливають на середню частину

шпура і для неї реалізуються умови плоскої деформації. В такому випадку для кожного перпендикулярного до осей шпурів стрічки перетину будемо мати однаковий розподіл напружень навколо контурів шпурів. Та обставина, що рівняння, які описують розподіл напружень при плоскій деформації відрізняються від рівнянь, які описують розподіл напружень при плоскому напруженому стані, відрізняються лише постійним множником, дає нам змогу виконати експериментальні моделювання на пластинах, а не на трьохвимірних зразках.

Таким чином, для визначення розподілу напружень навколо поперечного перетину циліндричного шпура маємо подібну задачу про плоский напружений стан. Зауважимо, що при експериментальному моделюванні необхідно щоб отвір в пластині, яка вирізана з об'ємного зразка перпендикулярно осі шпура, мав навантаження відповідне до реального. Граничні умови на краях пластини повинні відповідати граничним умовам об'ємного зразка. В подальшому будемо вважати, що грані кам'яних блоків вільні від навантажень.

В якості експериментального матеріалу були вибрані пластини з органічного скла, механічні якості якого подібні до властивостей гірських порід середньої міцності. Окрім цього процес тріщиноутворення в таких пластинах добре спостерігається візуально. Тому використання органічного скла знайшло широке застосування при моделюванні різних процесів тріщиноутворення і руйнування гірських порід у відомих наукових школах. Фізико-механічні параметри органічного скла наступні: модуль пружності – $E = 5,25 \cdot 10^9$ Па; коефіцієнт Пуасона $\nu = 0,35$, щільність $\rho = 1,12 \cdot 10^3$ кг/м³.

Спочатку була розроблена методика створення статичних навантажень на контур шпурового отвору. При видобутку кам'яних блоків з застосуванням НРС, або створення нормального тиску на стінки шпура з допомогою еластичної камери в поперечному перетині шпура виникає вісесиметричне навантаження. Аналогічне навантаження необхідно прикласти до стінок кругового отвору в пластині з органічного скла.

В пластині з органічного скла 1 рис. 4.1 товщиною $h = 4,0$ мм висвердлювався круговий отвір діаметром $D = 16$ мм. Розміри пластини по ширині і довжині в 20 разів перевищували діаметр отвору. Статичне навантаження на контур отвору в пластині 1 створювалося з допомогою пристрою, який має шток 2 з конусом і різьбою М8. Завдяки циліндричному стакану 3, вісь якого проходить через центр отвору і співпадає з віссю штока 2, з допомогою гвинта 8, який вкручується в конічну частину штока 2, створюється рівномірне вісесиметричне навантаження на контур отвору. Циліндричний стакан 3, опираючись на пластину, врівноважує зусилля F , яке створюється гвинтом 4.

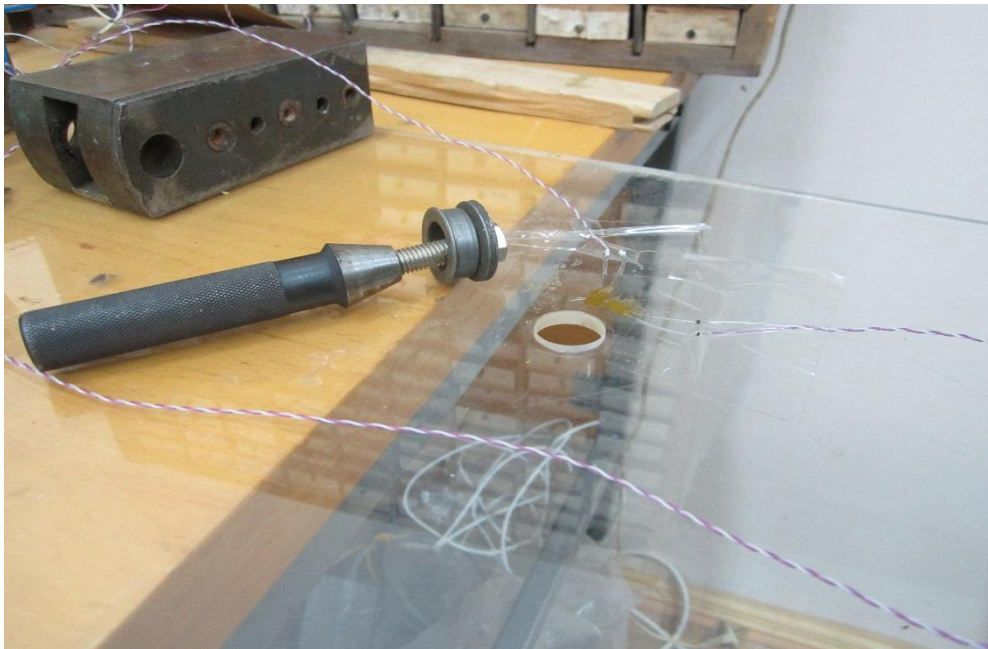
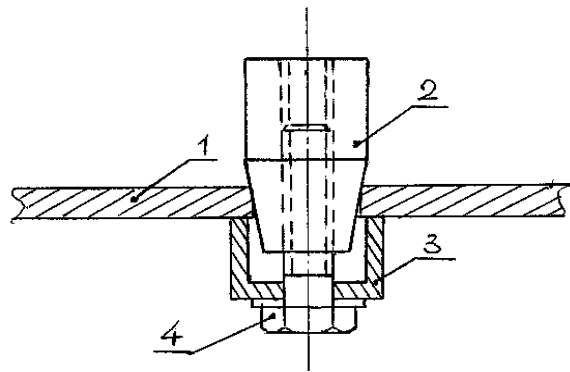


Рис. 4.1. Пристрій для створення статичних навантажень.

Статичне навантаження контуру отвору в пластині створюється гвинтом з допомогою динамометричного ключа. Виконаємо розрахунок навантаження контуру отвору, використовуючи схему на рис. 4.2.

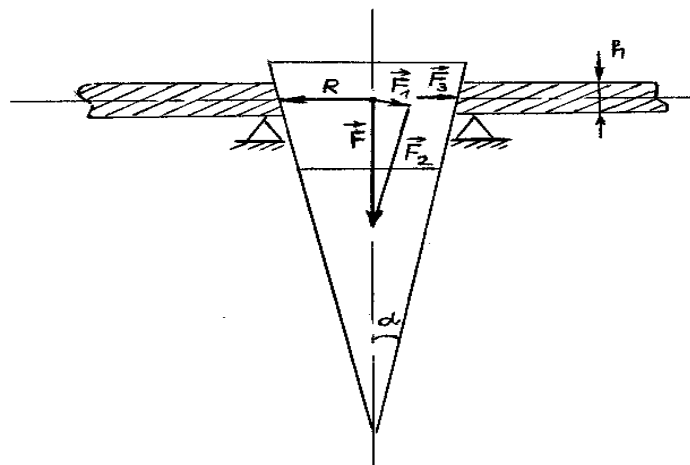


Рис. 4.2. Розрахункова схема для визначення навантаження контуру отвору.

З розрахункової схеми слідує:

$$F_1 = F \sin \alpha; F_2 = F \cos \alpha; F_3 = F_1 \cos \alpha = \frac{1}{2} F \sin 2\alpha.$$

В проведених дослідах використовувався шток 2 (рис. 4.1) зі зрізаним конусом, розміри якого наступні: діаметр зрізаної вершини конуса – 11,5 мм; діаметр основи конуса – 19,5мм; висота зрізаного конуса – 16,5 мм. Звідси слідує, що кут конусності $\alpha = 13^{\circ}25'$.

Згідно принципу Сен-Венана на відстані товщини пластини h від зовнішньої стінки циліндричного стакана 3 можна вважати, що радіальні зусилля F_3 створюють рівномірні напруження по товщині пластини, які визначаються наступним чином $\sigma_r = \frac{F_3}{\pi Dh}$. Для такого випадку навантаження в пластині в зоні $r > R + h$ реалізується осесиметричний плоский напружений стан.

Вага пристрою для навантаження контуру отвору в пластині (див. рис. 4.1) незначна, тому при визначенні напружень вона не враховувалась.

Посилаючись на сказане вище, тензодатчики для вимірювання радіальних і тангенціальних деформацій від дії осесиметричного рівномірного навантаження на контур отвору наклеювалися на пластину з допомогою епоксидної смоли на віддалі $r = 14,8$ мм від центра отвору. Тензодатчик для вимірювання радіальних деформацій – ε_r наклеювався по лінії, що проходить через центр отвору, а для тангенціальних деформацій – ε_{θ} – перпендикулярно цій лінії. Для виміру статичних деформацій використовувалися тензодатчики R_B марки КФ4П1-5-200В-12 з опором 216 Ом і базою $l = 5$ мм, і коефіцієнтом чутливості $\gamma = 2,16$.

Датчики підключалися в мостову схему. В якості опорів мостової схеми можна використати такі ж тензорезистори як і вимірювальні, але наклеєних поза зоною вимірів деформацій. Оскільки вони знаходяться в тих самих умовах, що і вимірювальний тензорезистор R_0 , то термокомпенсація мостової схеми буде виконана (рис. 4.3).

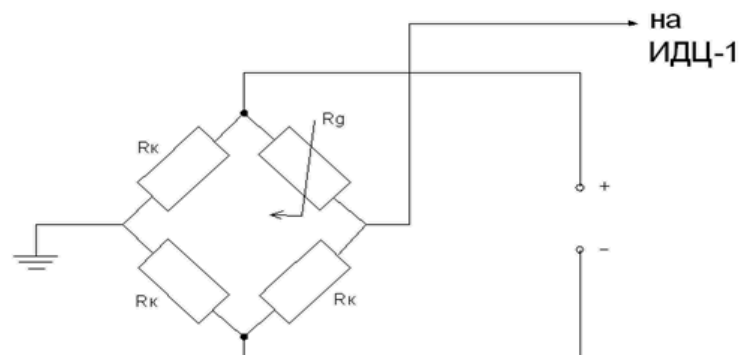


Рис. 4.3. Мостова схема дослідження впливу статичних навантажень.

Наклеєні тензодатчики і встановлений навантажувальний пристрій показані на рис. 4.4.



Рис. 4.4 Тензодатчики і встановлений навантажувальний пристрій.

Статичне навантаження контуру отвору в пластині з органічного скла виконувалося з допомогою динамометричного ключа, яким закручувався гвинт 4 (рис. 4.1) з кроком в півоберта. Сигнал розбалансу мостової схеми подавався на цифровий вимірювач деформацій ИДЦ – 1 (рис. 4.1, 4.5). Радіальним - ϵ_r і тангенціальним - ϵ_θ деформаціям на цифровому моніторі відповідають величини вимірів у Мв (N). Підрахунок деформацій виконувався за формулою:

$$\epsilon = 10^{-5} \cdot \frac{2\Delta N}{\gamma}, \quad (4.1)$$

де γ – коефіцієнт чутливості тензодатчика.



Рис. 4.5. Установа для дослідження статичних деформацій.

Результати експериментальних досліджень. Результати вимірювань наведено в табл. 4.1. В першому рядку таблиці вказано величина інтенсивності дії рівномірного осесиметричного навантаження P на контур отвору в пластині з органічного скла. В другому рядку вказано величини розбалансу мостової схеми тензодатчика в Мв (N_θ), який вимірює тангенціальні деформації – ε_θ . В третьому рядку наводяться значення реальних тангенціальних деформацій – ε_θ , вираховані за формулою (4.1). В четвертому рядку наводяться значення розбалансу мостової схеми тензодатчика в Мв (N_r), який вимірює радіальні деформації – ε_r , а в п'ятому – відповідні реальні величини радіальних деформацій – ε_r , вираховані за формулою (4.1).

З таблиці 4.1 видно, що тріщина утворилась на етапі навантаження контуру отвору дією рівномірного осесиметричного навантаження P при величині інтенсивності від $2,0 \cdot 10^7$ Па до $2,5 \cdot 10^7$ Па. Візуальному спостереженню утворення тріщини відповідає різке падіння величин деформацій ε_r і ε_θ .

Розрахункові дані.

$P, \text{ Па}$	0,0	$0,15 \cdot 10^7$	$0,25 \cdot 10^7$	$0,5 \cdot 10^7$	$1,0 \cdot 10^7$	$1,5 \cdot 10^7$	$2,0 \cdot 10^7$	$2,5 \cdot 10^7$
$N_\theta, \text{ мВ}$	645	703	771	832	889	955	1014	700
$\varepsilon_\theta \cdot 10^3$	0,0	0,58	1,26	1,87	2,44	3,12	3,69	0,55
$N_r, \text{ мВ}$	956	924	898	853	821	787	755	837
$\varepsilon_r \cdot 10^3$	0,0	-0,32	-0,68	-1,03	-1,35	-1,69	-1,69	-1,02

Оскільки навантаження при цьому перевищило межу пружності органічного скла, то при утворенні тріщини навколо отвору збереглися залишкові деформації, величина яких вказана в останньому стовпці таблиці. Тріщина розповсюдилась на відстань $l = 29 \text{ мм}$ (рис. 4.6).

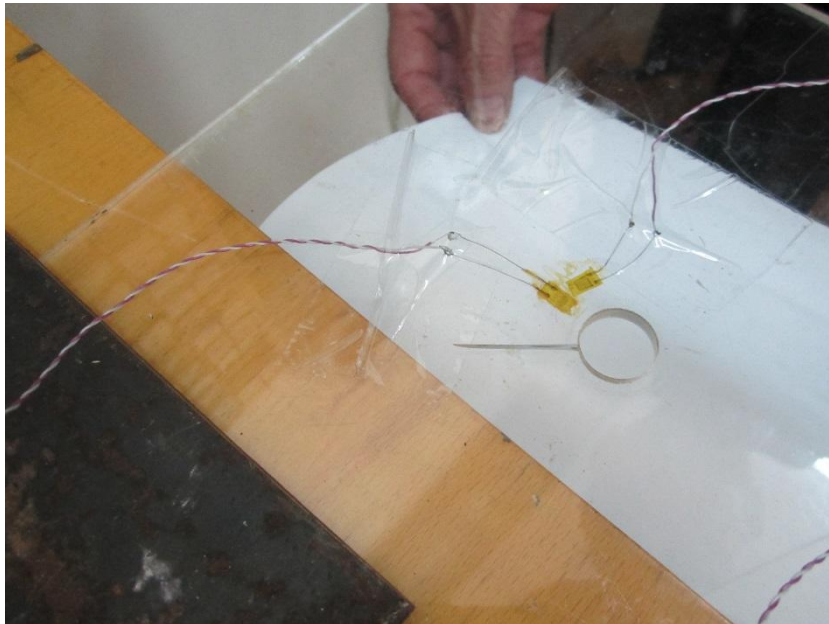


Рис. 4.6. Натуральний вигляд тріщини.

З механіки руйнування суцільних середовищ відомо, що тріщина утворюється в зоні розтягуючих і розвивається в напрямку стискаючих напружень. Оскільки краї пластини вільні від навантажень, то в зоні з радіусом більшим ніж $R+l$ стискаючі напруження мають недостатню інтенсивність для подальшого розвитку тріщини, а статичне навантаження на контур отвору знизилось за рахунок появи тріщини.

Зі схеми навантаження отвору (рис. 4.2) видно, що в ізотропній пластині з отвором реалізується осесиметричний напружений стан відносно центру отвору. Тому навіть при ідеальному просвердлюванні окремого отвору і його осесиметричному навантаженні практично неможливо заздалегідь передбачити точку на контурі отвору, де зароджується тріщина.

З таблиці видно, що на початку навантаження тангенціальні деформації ε_θ перевищують радіальні деформації ε_r . Після утворення тріщини

тангенціальні деформації ϵ_{θ} різко падають. Вони не спадають до нульових значень, оскільки навантаження на контур отвору викликали пластичні деформації, і виникло явище “наклепу”, іншими словами розвантаження вже пройшло не по лінії навантаження.

Процес тріщиноутворення по лінії шпурів при статичних навантаженнях. Відомо, що ряд шпурів створює в блоці гірської породи направлену штучну анізотропію, яка сприяє утворенню лінії найменшого опору і площини відколювання в запланованому напрямку. Проведемо експериментальне моделювання процесу тріщиноутворення для випадку нормального рівномірного статичного навантаження стінок двох сусідніх шпурів в лінії шпурів за допомогою пристрою, конструкцію якого наведено вище (рис. 4.1). Оскільки при такому навантаженні навколо шпурів в кам'яному блоці виконуються умови плоскої деформації, то експериментальне моделювання тріщиноутворення проведемо на пластинах з органічного скла. В пластині розмірами 0,21 x 0,23 x 0,004 м по її діагоналі просвердлено три кругові отвори діаметром 0,016 м, відстань між центрами яких становить 0,08 м. Оскільки для поодинокого шпура тріщина розповсюдилася на відстань 0,029 м від контура отвору, що складає 36% відстані між центрами сусідніх отворів, то при наявності сусіднього навантаженого отвору тріщини від них повинні з'єднатися по лінії запланованого відколювання.

Затискаємо в лещатах навантажувальні пристрої паралельно один другому, що імітує паралельність двох сусідніх шпурів, як показано на рис. 4.7. Потім з допомогою динамометричного ключа почергово і покроково з кроком $0,5 \cdot 10^7$ Па навантажуюємо стінки отворів аж до появи тріщин. Перша тріщина з'явилася між отворами, які навантажувалися при величині тиску в одному з отворів $2,0 \cdot 10^7$ Па. В другому отворі навантаження в цей час складало $1,6 \cdot 10^7$ Па, що становить 80% від навантаження тріщиноутворення.



Рис. 4.7. Утворення тріщини по лінії запланованого відколювання.

При подальшому навантаженні другого отвору з'явилися тріщини по запланованій лінії відколювання, які з'єднали навантажуваний і вільний отвори і другий навантажуваний отвір з кутом пластини (рис. 4.7.).

Цей експеримент підтвердив той факт, що ряд шпурів, центри яких лежать на запланованій лінії відколювання, вносить штучну анізотропію, яка забезпечує передбачуваний напрямок утворення і розповсюдження тріщин на відміну від поодинокого шпура. Окрім цього аналіз результатів тріщиноутворення показує, що заплановану тріщину відколювання можливо отримати при доведенні навантаження шпура до тріщиноутворення через один шпур.

Проведені дослідження вказали на перспективний шлях розробки агрегатів тиску, які виконують осесиметричне навантаження на стінки шпурів і створюють сприятливі умови для зародження і розповсюдження тріщин в запланованому напрямку.

З літератури відомо, що для видобутку кам'яних блоків часто використовують штучно створені концентратори напружень [10], з допомогою яких можна зменшити величину статичних навантажень і поліпшити якість відбійки блоків. Застосування циліндричних елементів армування дозволило отримати розподіл зовнішніх зусиль, зконцентрованих в напрямку заданого руйнування. Встановлено, що при зростанні довжини концентратора напружень l зменшується критичне навантаження. Особливо інтенсивно воно зменшується при $\frac{l}{R} = 0,25$. Обґрунтовано, що ефективна довжина концентратора напружень повинна бути не менше 0,25 радіуса шпура. Наявність концентраторів напружень дозволяє збільшити відстань між шпурами на 20 – 36%.

Створення штучної концентрації напружень по лінії відколювання блоків можливе також за рахунок певного виду навантаження на стінки шпура. Якщо в пристрої (рис. 4.1) для рівномірного статичного навантаження контура використати вкладки 5 таким чином, як це показано на рис. 4.8, то в точках контура отвору, які лежать на лінії відколювання виникнуть найбільші розривні напруження. Вкладки виготовлялися з практично нестисливого матеріалу - щільного поліетилену білого кольору і вставлялися в навантажувальні пристрою, як показано на рис. 4.8 і рис. 4.9. Навантаження стінок отворів з допомогою вкладок для створення концентрації напружень проводилося таким же чином і в такій же послідовності як і для вісесиметричного випадку. Перша тріщина, яка з'єднала отвори, з'явилася коли тиск в одному з отворів дорівнював $1,3 \cdot 10^7$ Па, що майже на 54% менше ніж для вісесиметричного навантаження контура отвору. При подальшому навантаженні другого навантажувального пристрою з вкладками тріщина чітко розповсюдилась по запланованій лінії відколювання (рис. 4.9). Отже, експерименти показали, що використання вкладок, за допомогою яких статичне навантаження на стінки отвору прикладається таким чином, що у

відповідних точках отвору штучно створюється концентрація напружень, дало змогу керувати направленням тріщини по лінії відколювання.

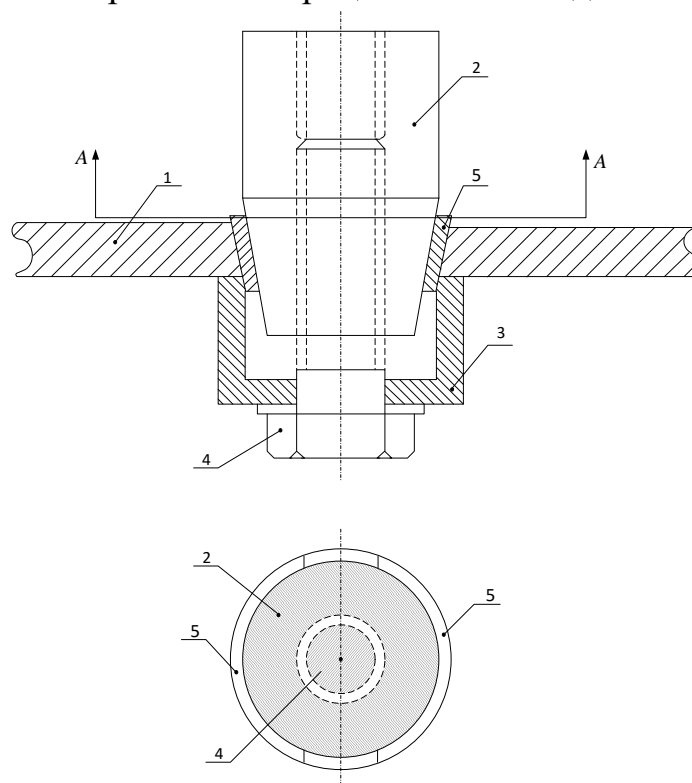


Рис. 4.8 Схема пристрою з вкладками які слугують концентраторами напружень для створення статичних навантажень.



Рис. 4.9. Характер розповсюдження тріщини при штучній концентрації напружень.

За рахунок цього з'являється можливість зменшити величину навантаження для зародження тріщини, і збільшується вірогідність розповсюдження тріщини по лінії відколювання.

4.2. Застосування гідропоршневих агрегатів для створення взаємодіючих розривних зусиль

Перевірка технології розколювання проводилась на блоках з різними габаритами, різною глибиною шпурів і різною глибиною концентраторів напружень, а також на блоках без концентраторів напружень.

В табл. 4.2 наведена характеристика трьох типових блоків, процес розколювання яких продемонстровано в даному підрозділі на графіках та фотографіях.

Таблиця 4.2

Геометричні характеристики досліджуваних блоків

Характеристики блоків	Блок №1	Блок №2	Блок №3
Висота, м.	0,7	1,6	1,9
Ширина, м.	1,3	1,5	1,3
Довжина, м.	1,6	2,0	2,8
Довжина шпурів, м.	0,5	1,0	1,0
Довжина концентраторів напружень, м.	0	0	0,9
Глибина концентраторів напружень, мм.	0	0	7
Відстань між шпурами, см.	18	18	30

Примітки:

1. Діаметр шпурів – 40мм.
2. Кут при вершині концентраторів – 90°.
3. Максимальна кількість агрегатів – 7.

При аналізі технології розколювання фіксувались такі параметри, як розривне зусилля, що розвиває агрегат; ширина тріщини та час технологічного процесу.

Розривне зусилля, що розвиває гідропоршневий агрегат, вимірювалось за допомогою динамометричного гайкового ключа з месдозою.

Для аналізу процесу розколювання блоку аналізувалась саме ширина тріщини, що отримується, а не її довжина. Це пояснюється тим, що ширину тріщини можна заміряти калібрами з дроту різного діаметру, а довжину тріщини заміряти візуально проблематично, оскільки зафіксувати мікротріщину, що зароджується між кристалами породи в умовах кар'єру, досить важко.

На рис. 4.10 – 4.15 представлені графіки та фото, що характеризують процес розколювання блоку № 1, характеристика якого наведена в табл. 4.2.

Технологія розколювання блоку №1 висотою 0,7м включає наступну послідовність (рис. 4.10 та 4.11):

- 0-1 - попереднє навантаження шпуру гідропоршневим агрегатом №1 (крайній агрегат);
- 1-2 - попереднє навантаження шпуру іншими агрегатами;
- 2-3 - максимальне навантаження шпуру агрегатом №1;
- 3 - момент тріщиноутворення в районі агрегату №1;
- 3-4 - максимальне навантаження шпуру іншими агрегатами
- 4-5 - навантаження шпуру агрегатом №1;
- 5-6 - навантаження шпуру іншими агрегатами;
- 6-7 - навантаження шпуру агрегатом №1;
- 7-8 - навантаження шпуру іншими агрегатами;
- 8 - повний розкол блоку.

Час розколювання склав 7 хвилин.

На рис. 4.16 – 4.17 представлені графіки, що характеризують процес розколювання блоку №2, характеристика якого наведена в табл. 4.2.

Враховуючи, що блок №2 мав більшу висоту ніж блок №1, було вирішено провести його розкол з більшою кількістю етапів навантаження шпурів. Час розколу склав 8 хвилин 45 секунд.

Враховуючи, що блок №3 мав більшу висоту, ніж блоки №1 та №2 (табл. 4.2), технологія його розколу включала не тільки попереднє навантаження всіма агрегатами та 4 послідовних етапи навантаження шпурів, але й етап з використанням шпурових вкладишів товщиною 6мм, що дало змогу розширити тріщину до 13,5мм та забезпечити повний розкол блоку.

Поетапна зміна розривного зусилля гідропоршневого агрегату №1 в процесі розколювання блоку №3 та динаміка зміни тріщини в районі агрегату №1 представлені на рис. 4.22 та 4.23.

Технологія розколу блоку №3 включає наступну послідовність (рис. 4.22 та 4.23):

- 0-9 - попереднє та чотири послідовних етапи навантаження шпурів гідропоршневими агрегатами;
- 9-10 - скидання тиску в агрегаті №1;
- 10-11 - скидання тиску в інших агрегатах, засування поршнів та встановлення шпурових вкладишів;
- 11-12 - спрацювання агрегату №1;
- 12-13 - спрацювання інших агрегатів з вкладишами;
- 13 - повний розкол блоку.

Час розколювання блоку склав 10,4 хвилини.

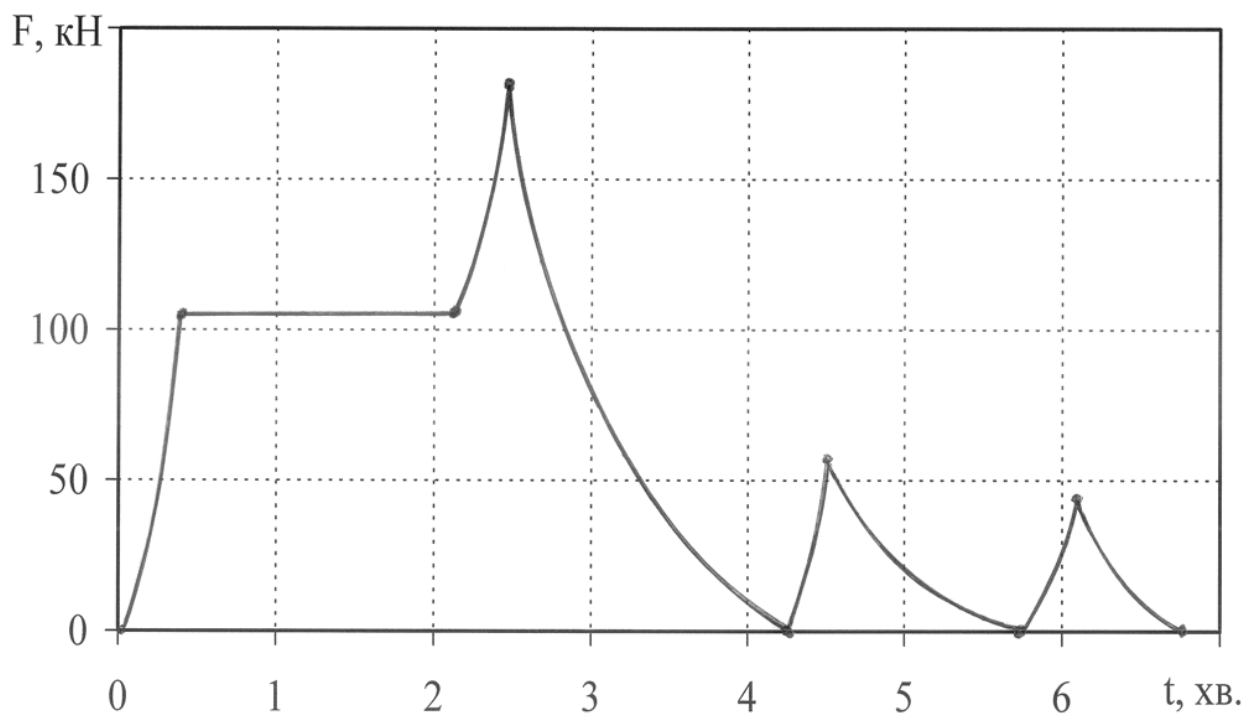


Рис. 4.10. Поетапна зміна розривного зусилля гідропоршневого агрегату №1 в процесі розколювання блоку №1.

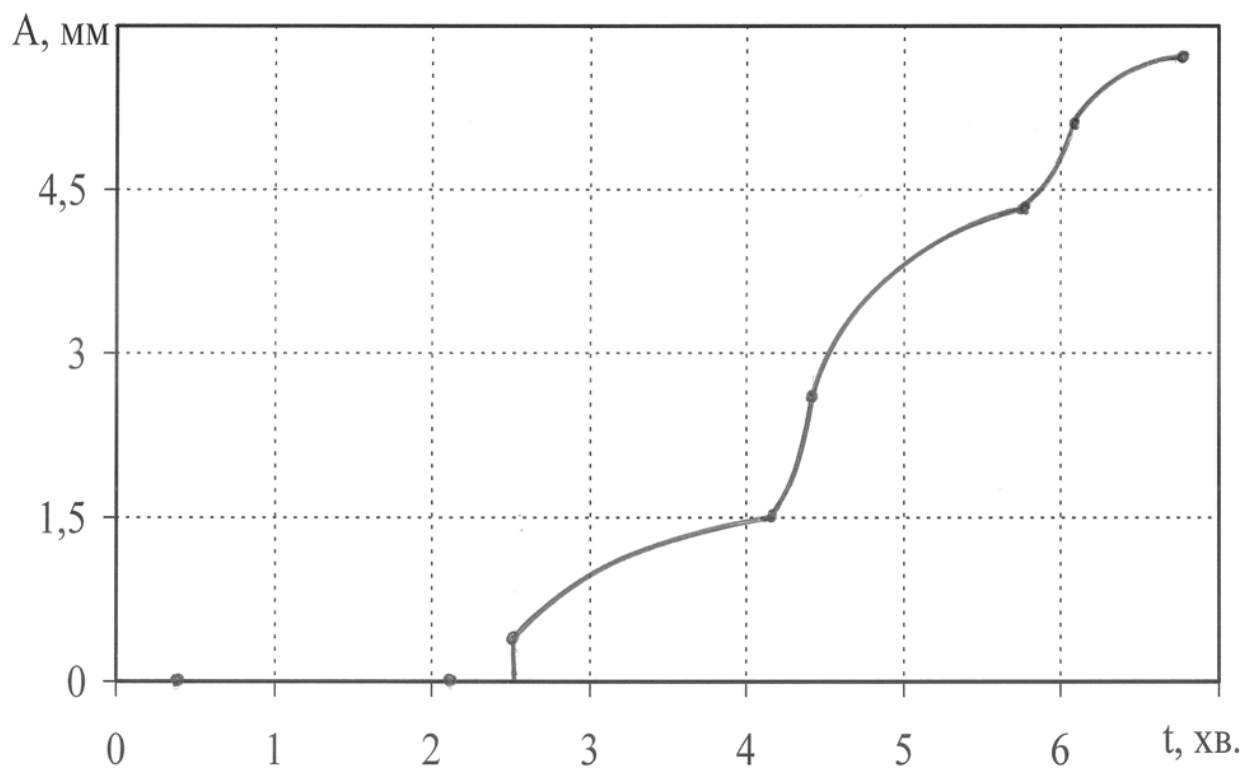


Рис. 4.11. Динаміка зміни ширини тріщини розколювання блоку №1.



Рис. 4.12. Встановлення гідропоршневих агрегатів в шпура блоку №1 (на задньому плані тарувальний гайковий ключ з месдозою).



Рис. 4.13. Тріщиноутворення в блоці №1.



Рис. 4.14. Завершення тріщиноутворення по всій площині розколювання блоку №1.



Рис. 4.15. Розколотий блок №1 (поверхня розколювання відповідає вимогам якості)

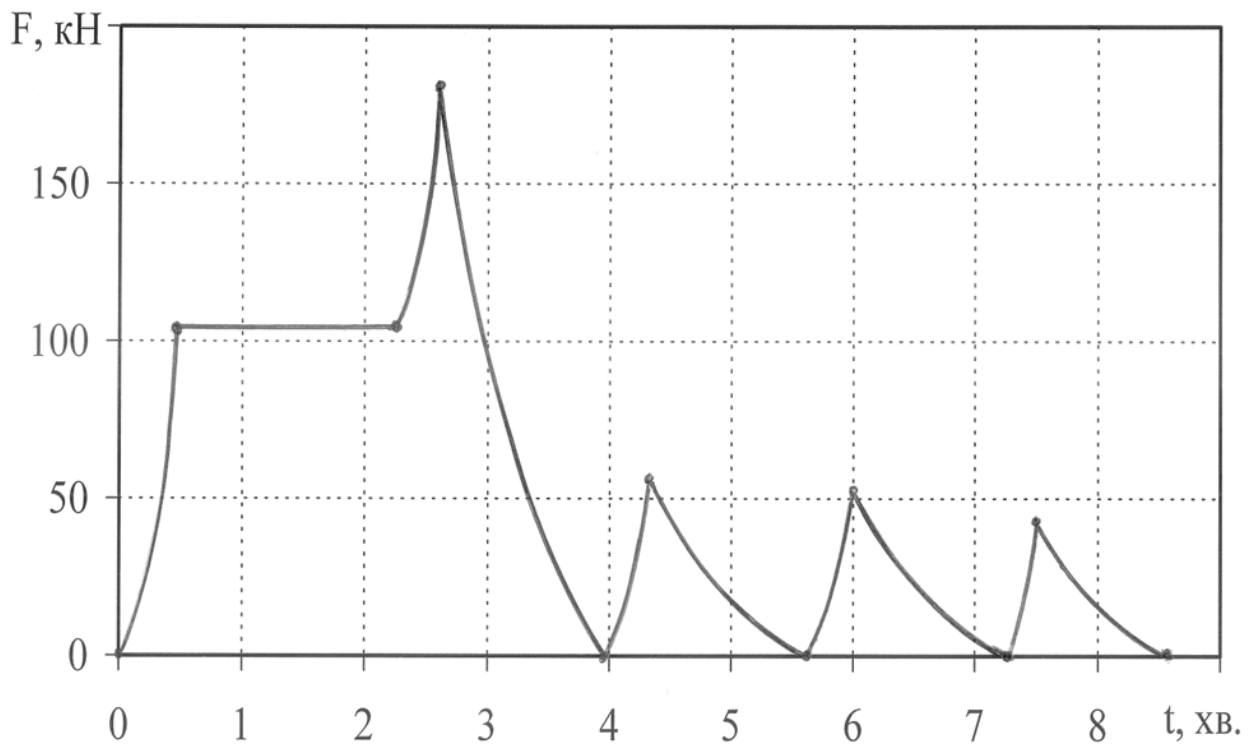


Рис. 4.16. Поетапна зміна розривного зусилля гідропоршневого агрегату №1 в процесі розколювання блоку №2.

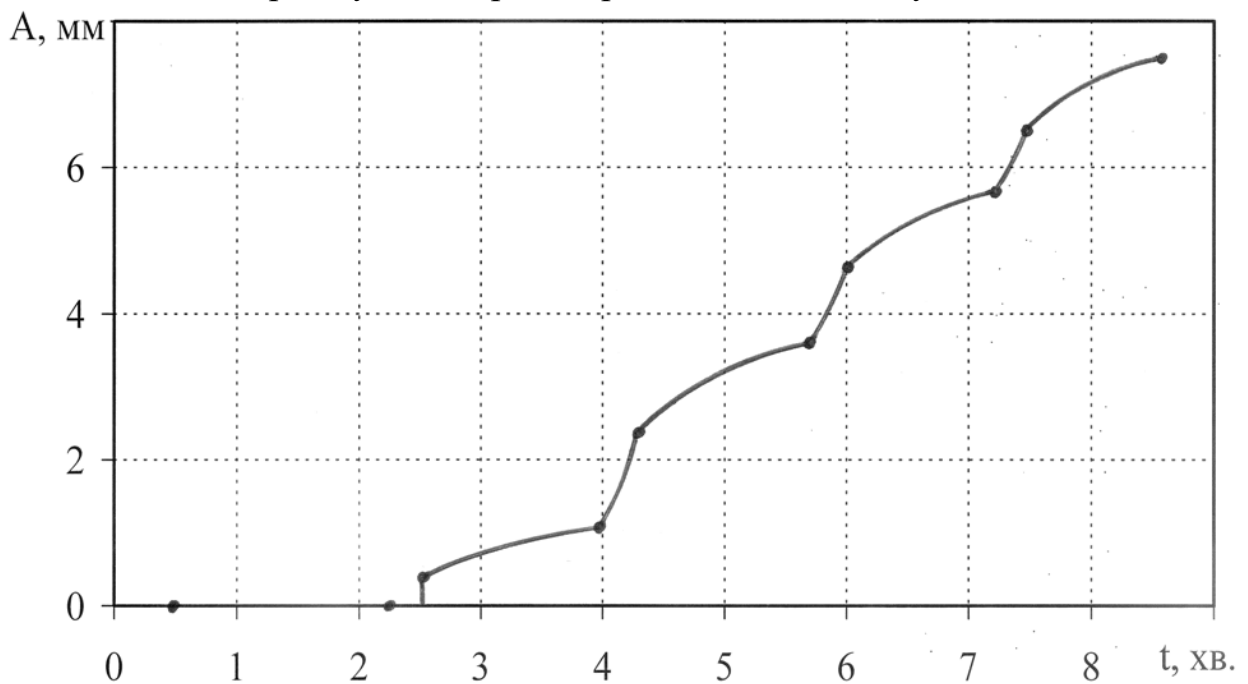


Рис. 4.17. Динаміка зміни ширини тріщини розколювання блоку №2.

На рис. 4.18 – 4. 21 представлені фото, які ілюструють процес розколу блоку №2.

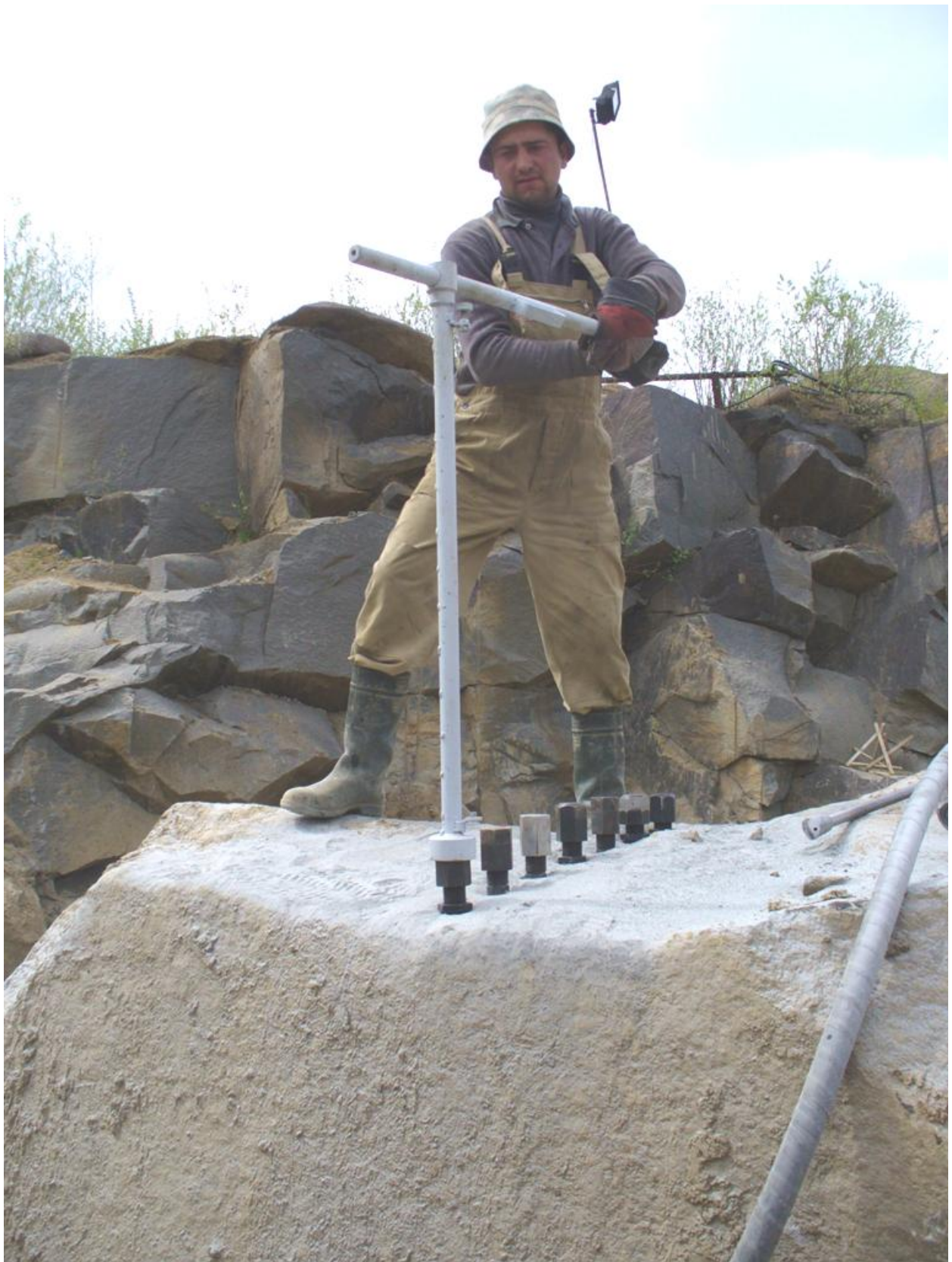


Рис. 4.18. Створення розривного зусилля в шпурах блоку №2 гідропоршневими агрегатами.



Рис. 4.19. Тріщиноутворення в блоці №2.



Рис. 4.20. Розширення тріщини розколювання в блоці №2.



Рис. 4. 21. Завершення тріщиноутворення по всій площині розколювання блоку №2 (гідропоршневі агрегати витягнуті зі шпурів).

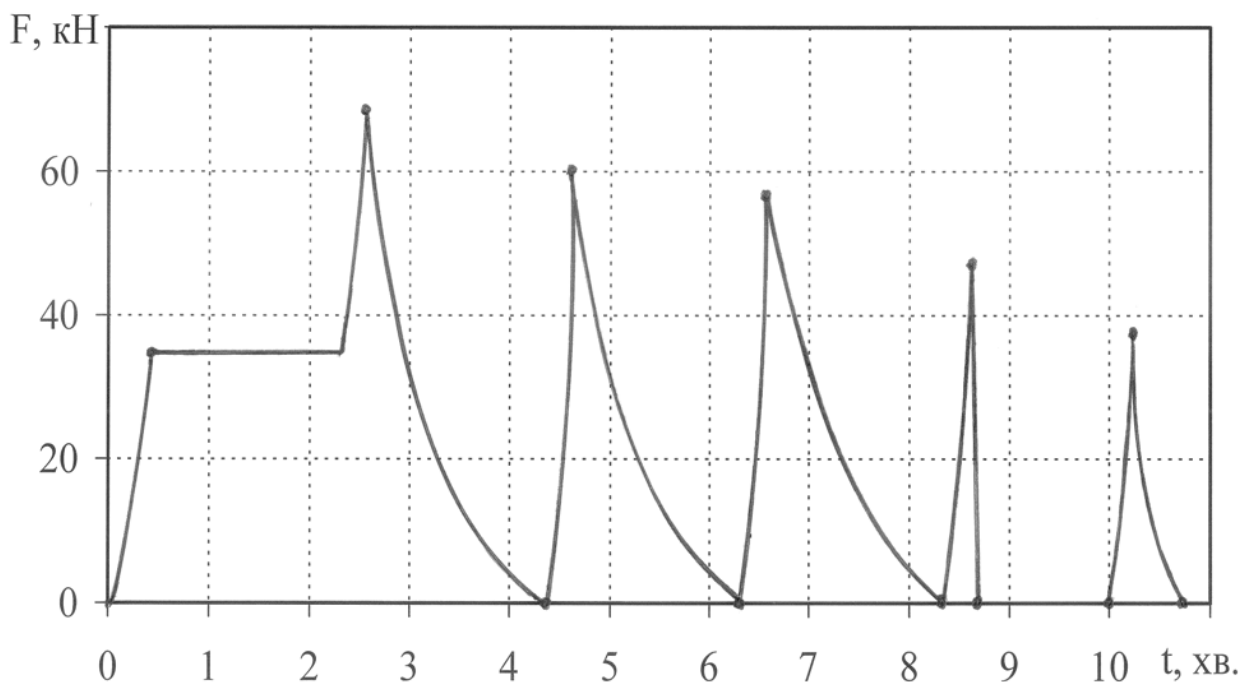


Рис. 4.22. Поетапна зміна розривного зусилля гідропоршневого агрегату в процесі розколювання блоку №3.

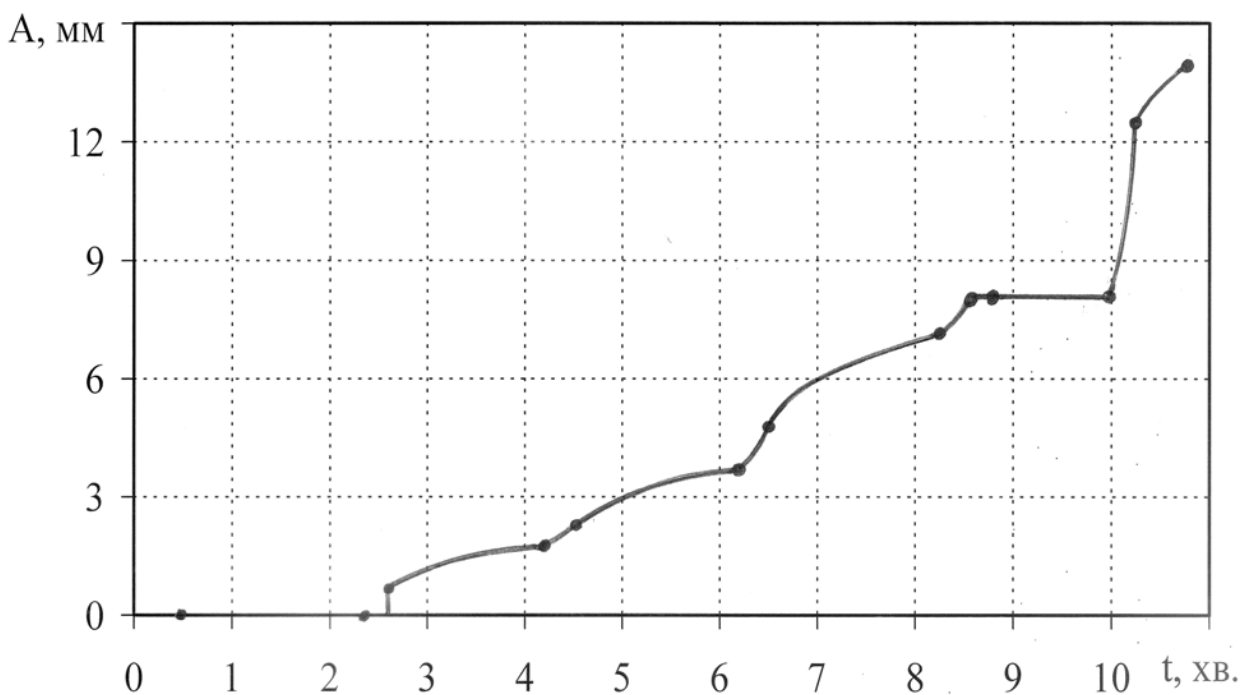


Рис. 4.23. Динаміка зміни ширини тріщини розколювання блоку №3.

Проведені промислові випробування технології використання портативних гідропоршневих агрегатів для розколювання гранітних блоків дозволили провести порівняльний аналіз важливого технологічного показника, а саме – часу, який витрачається на розкол одного блоку за допомогою різних технологій. Дані цих випробувань наведені в табл. 4.3,

Таблиця 4.3

Значення часу на розколювання блоку для різних технологій

Технологія розколювання блоків	Орієнтовний час на розкол одного блоку, год.
Використання портативних гідропоршневих агрегатів	0,10 – 0,25
Використання ручних клинів	0,85 – 1,50
Використання НРС	
Температура середовища +25°C	24 – 30
Температура середовища –5°C	42 – 48

Наведені в табл. 4.3 цифри свідчать, що технологія застосування гідропоршневих агрегатів дозволяє суттєво скоротити технологічний час на розкол блоку в порівнянні з такими поширеними технологіями, як використання ручних клинів або невибухових руйнуючих сумішей.

4.3 Умови ефективного застосування схем навантаження шпурів за рахунок гідроагрегатів

Четверта серія експериментів з перевірки ефективності розроблених засобів і способів добування блочного каменю в промислових умовах стосувалась розколювання крупних блоків з висотою 2,0 – 2,1м.

При такій висоті блоків розкол за допомогою тільки одних портативних гідропоршневих агрегатів мав певні технологічні складнощі, котрі пояснювались, перш за все, незначною довжиною активної зони агрегату, що складала всього 8-10см і яка була не в змозі забезпечити достатньо глибоку тріщину по висоті блоку, оскільки хід поршнів складав 8мм.

Для блоків висотою більше 2 метрів розкол портативними гідропоршневими агрегатами, як правило, вимагає додаткових технологічних операцій, в порівнянні з розколом блоків висотою до 2м.

Була розроблена та успішно застосована в промислових умовах наступна технологія розколювання блоків висотою більше 2 метрів за допомогою портативних гідроагрегатів:

1 етап – зародження тріщини в шпурі за допомогою агрегатів для розколювання монолітних об'єктів гідророзривом.

2 етап – заміна гідроагрегатів, котрі використовувались під час 1-го етапу на портативні гідропоршневі агрегати.

3 етап – розширення, за допомогою гідропоршневих агрегатів, отриманої на першому етапі технологічного процесу утворення тріщини.

4 етап – якщо хід поршнів гідропоршневого агрегату в 8мм не забезпечує утворення тріщини по всій висоті блоку, то застосовується технологічна операція з встановлення вкладишів товщиною 6мм між стінкою

шпуру, де утворилася тріщина біля 7мм та корпусом гідропоршневого агрегату.

Встановлення вкладишів забезпечує отримання ширини тріщини розколювання в зоні встановлення гідропоршневих агрегатів біля 14мм, що, як показала практика, достатньо для розколювання блоку по всій його висоті.

Слід зазначити, що у випадку застосування вкладишів для остаточного розколювання блоку, пропонується використовувати не всі, а тільки половину гідропоршневих агрегатів.

Нижче, на прикладі блоку габро висотою 2,1м, проілюстрована описана вище технологія розколювання блоку.

Шпури в блоці були виконані без концентраторів напружень, що спричинило необхідність створення більш високого тиску тріщиноутворення. Відстань між шпурами визначалась за формулою

$$L = \frac{0,5 \cdot \pi \cdot d_{ш} \cdot l_{ш} \cdot p}{H \cdot \sigma_p \cdot k}, \quad (4.2)$$

де $d_{ш}$ – діаметр шпуру, м; $l_{ш}$ – довжина шпуру, м; p – тиск тріщиноутворення (не залежить від часу навантаження), МПа; H – висота (довжина) блоку, м; σ_p – межа міцності каменю на розтягування, МПа; k – коефіцієнт, який враховує тільки анізотропію каменю (не залежить від часу навантаження).

Розрахована відстань між шпурами склала 18см.

На рис. 4.24 представлений гранітний блок з вставленими агрегатами для розколювання монолітних об'єктів гідророзривом (початок 1-го етапу технологічного процесу).



Рис. 4.24. Гранітний блок з вставленими агрегатами для розколювання монолітних об'єктів гідророзривом.

Тріщиноутворення в блоці (рис. 4.25) відбулося при тиску 44МПа та було зафіксовано по швидкому падінню тиску в гідросистемі та по витіканню рідини (води) з тріщини, що зародилася.

Розширення тріщини проводилось за 3 серії послідовного навантаження шпурів розривними зусиллями до отримання в верхній площині блоку, де встановлені гідропоршневі агрегати, тріщини з максимальною шириною біля 7,0–7,5мм, що обумовлено конструкцією агрегату.

Застосування не одної, а декількох серій послідовного навантаження шпурів забезпечує формування більш якісної площини розколювання блоку, що підтверджено багаторічним досвідом застосування ручних клинів.

Цей принцип керування тріщиноутворенням був запозичений і для технології застосування портативних гідропоршневих агрегатів.



Рис. 4.25. Тріщиноутворення в шпурах блоку в кінці першого етапу технологічного процесу.

Оскільки в кінці третього етапу технологічного процесу тріщина не досягла нижньої площини блоку на відстань 48-57см, виникла необхідність в четвертому етапі технологічного процесу, який полягає у вилученні зі шпурів половини агрегатів, встановленню їх поршнів в вихідне положення та встановленню агрегатів в шпура разом зі вкладишами завтовшки бмм.

Всі чотири етапи розробленого технологічного процесу розколювання крупних гранітних блоків за допомогою портативних гідроагрегатів представлені на рис. 4.26 і 4.27.

Рис. 4.26 ілюструє зміну розривного зусилля (тиску) в шпурі в часі на різних етапах технологічного процесу, а рис. 4.27 – динаміку розширення тріщини розколювання блоку під час цих етапів.

На рис. 4.26 цифрами позначені характерні моменти відповідних етапів технологічного процесу розколювання блоку.

- 0-1 - зростання тиску в порожнині шпурі за рахунок роботи агрегату для розколювання монолітних об'єктів гідророзривом;
- 1 - момент тріщиноутворення в шпурі;
- 1-2 - падіння тиску в шпурі після тріщиноутворення (кінець першого етапу процесу);
- 2-3 - заміна агрегатів, які використовувались на першому етапі на гідропоршневі агрегати (другий етап техпроцесу);
- 3-4 - зростання розривного зусилля в шпурі за рахунок роботи агрегату (початок третього етапу техпроцесу);
- 4-5 - зниження розривного зусилля даного агрегату за рахунок зростання розривних зусиль у інших агрегатів і розширення тріщини;
- 5-6 - зростання розривного зусилля в шпурі за рахунок роботи агрегату (початок другої серії послідовного навантаження шпурів всіма агрегатами);
- 6-7 - зниження розривного зусилля даного агрегату за рахунок зростання зусиль у інших агрегатів і розширення тріщини;
- 7-8 - зростання розривного зусилля в шпурі за рахунок роботи агрегату (початок третьої серії послідовного навантаження шпурів всіма агрегатами);
- 8 - гайка приводу плунжерного насоса агрегату доходить до упору і нагнітання робочої рідини припиняється;
- 8-9 - зниження розривного зусилля даного агрегату за рахунок зростання зусиль у інших агрегатів і розширення тріщини;
- 9 - гайки приводів плунжерних насосів всіх агрегатів доходять до упору і нагнітання робочої рідини припиняється;
- 9-10 - скидання залишкового тиску в агрегаті;
- 10-11 - вилучення агрегатів зі шпурів, встановлення поршнів у вихідне положення, встановлення до шпурів вкладишів і агрегатів (початок четвертого етапу техпроцесу);
- 11-12 - зростання розривного зусилля в шпурі за рахунок роботи агрегату;
- 12 - гайка приводу плунжерного насоса агрегату доходить до упору і нагнітання робочої рідини припиняється;
- 12-13 - робота інших агрегатів з вкладишами та розширення тріщини до 14мм по всій ширині блоку;
- 13 - остаточний розкол блоку;
- 13-14 - скидання тиску в агрегаті;

Необхідно зазначити, що навіть при повному розколі блоку (тріщина утворилась по всьому поперечному перетину блоку) в агрегаті продовжує діяти невеликий тиск (біля 3МПа), оскільки на агрегат діє відповідне стискаюче зусилля з боку двох частин розколотого блоку (див. рис. 4.26, точка 13).

Це явище пояснюється різною шириною тріщини розколювання блоку і різним переміщенням розколотих частин блоку в його верхній і нижній частинах. А тому на агрегат в шпурі діє певна складова сил тяжіння двох частин розколотого блоку.

Для вилучення агрегатів зі шпурів необхідно на декілька обертів викрутити гайки приводу плунжерного насосу і за рахунок цього забезпечити повне скидання тиску в агрегаті.

Час описаного технологічного процесу склав 14,6хв.

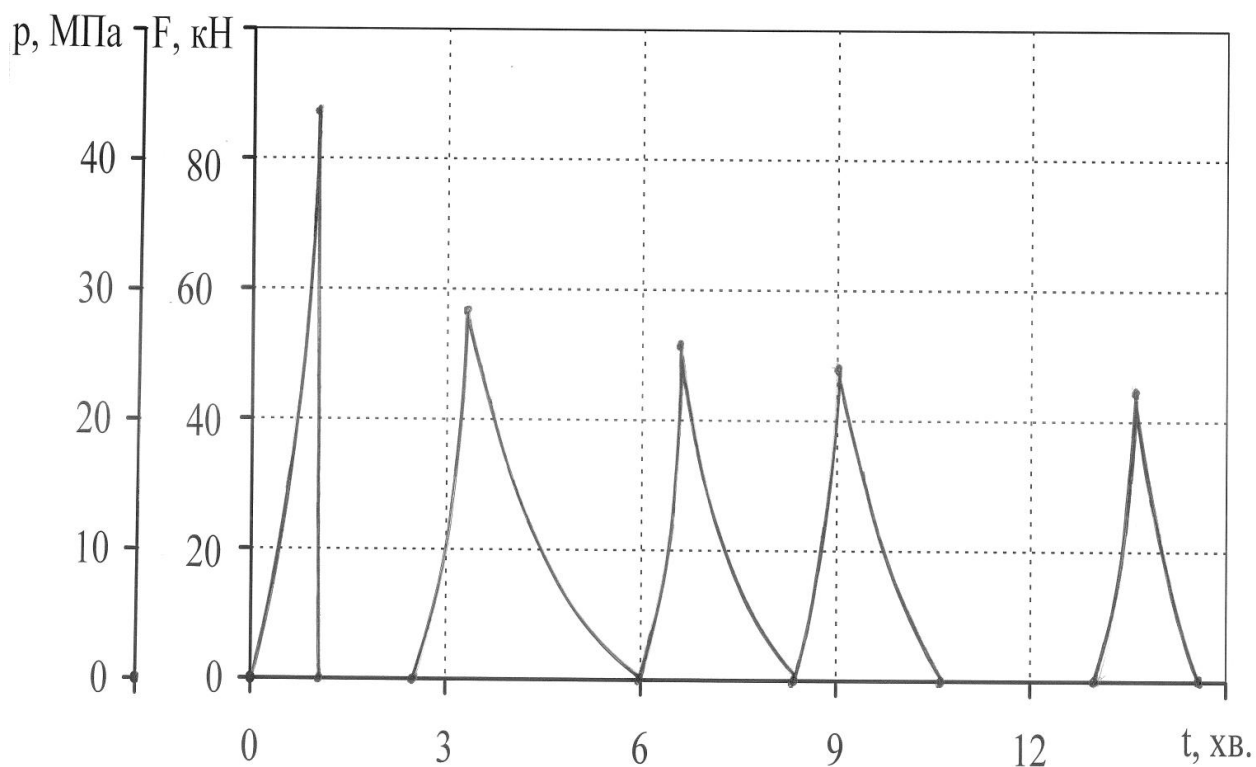


Рис. 4.26. Зміна зусилля та тиску розколювання в шпурі.

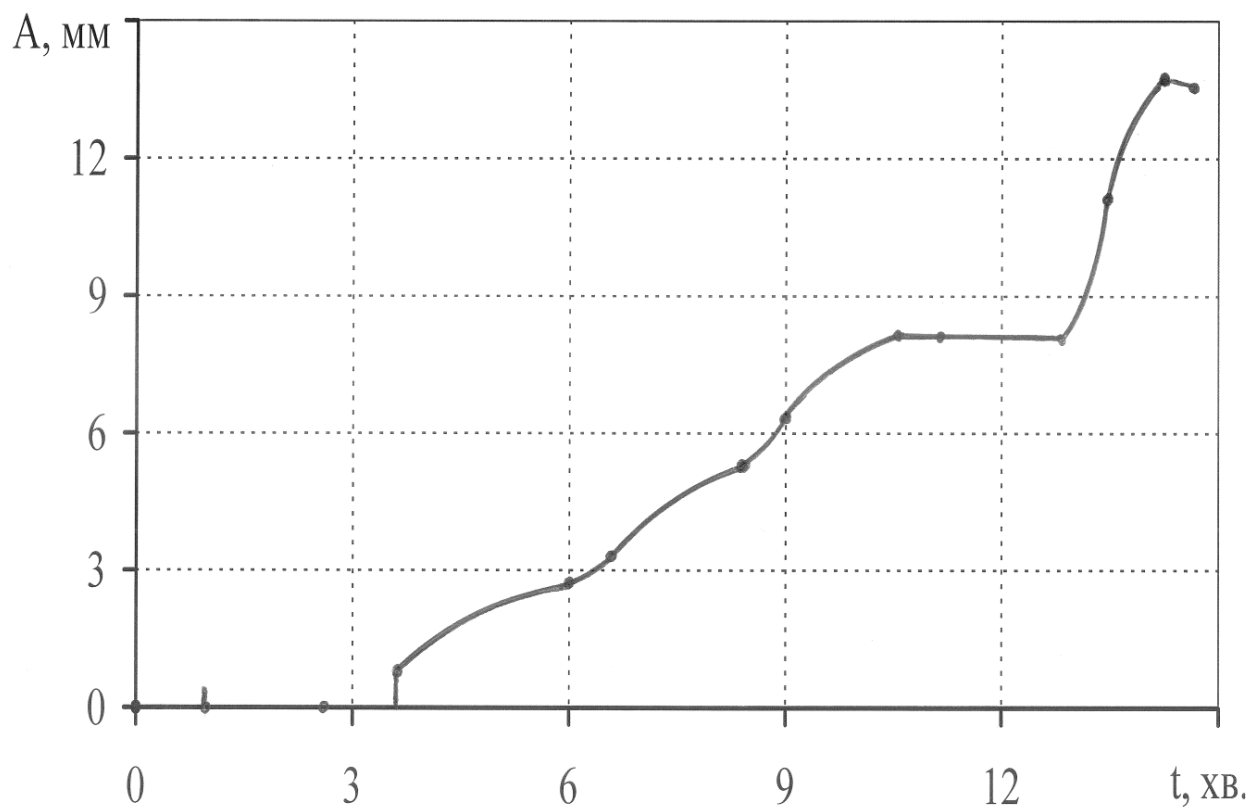


Рис. 4.27. Динаміка розширення тріщини при розколі

4.4. Експериментальні дослідження впливу динамічних навантажень на процеси тріщиноутворення

Оскільки при динамічних навантаженнях стінок циліндричних шпурів гірський масив перебуває в стані плоскої деформації, то експериментальне моделювання буде, як і для статичного випадку, проводитися на пластинах, середина поверхня яких співпадає з площиною перпендикулярній вісі шпура. Для експериментальних досліджень хвильових механічних ефектів в пластинах з оргскла була розроблена спеціальна методика. Геометричні параметри пластини наступні: $a = 1,0 \text{ м}$; $b = 0,5 \text{ м}$; $h = 0,0045 \text{ м}$.

Джерелом динамічних збурень слугує ударник у вигляді сталюї кульки вагою $0,035 \text{ кг}$, який скидається на пластину з висоти $H = 0,25 \text{ м}$ на відстані l від тензодатчика. Схему дії ударного навантаження наведено на рис. 4.28.

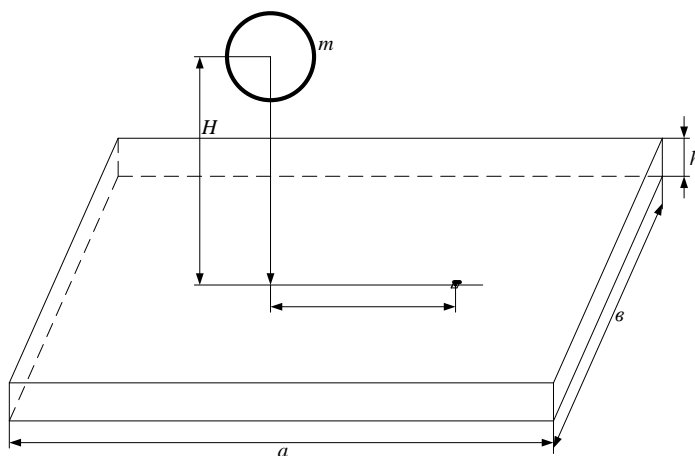


Рис. 4.28. Схема дії ударного навантаження.

Для реєстрації динамічних деформацій використовувався напівпровідниковий тензорезистор КТД 7Б з базою $L = 0,007 \text{ м}$, активним опором 620 Ом і коефіцієнтом чутливості $\gamma = 100$.

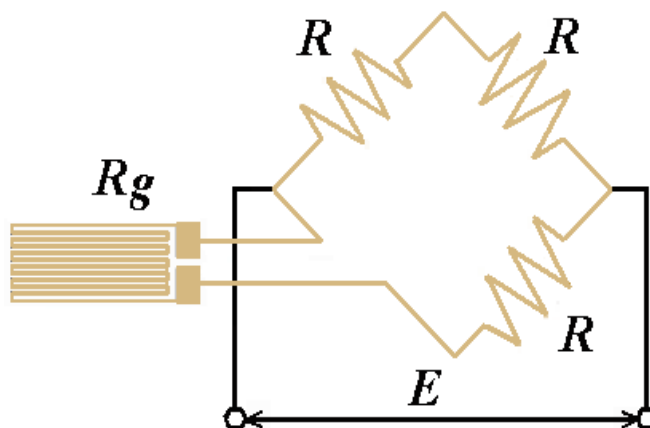


Рис. 4.29. Мостова схема дослідження впливу динамічних навантажень.

Тензорезистор для вимірювання деформацій ε_r^d наклеювався епоксидною смолою ЕД-20 по лінії l , яка проходить через центр отвору і точку падіння сталевої кульки на пластину (рис. 4.28) і включався в мостову схему (рис. 4.29).

Підкреслимо, що при проведенні експерименту була можливість фіксовано перемішувати місце падіння кульки на відстань l по відношенню до одного тензодатчика (рис. 4.28). Перевага запропонованої схеми, полягає в тому, що послідовне зміщення джерела динамічних збурень по відношенню до одного й того ж наклеєного на пластині датчика еквівалентне випадкам позиціювання датчиків в різних точках поверхні пластини і фіксованому розташуванню точки падіння кульки. Оскільки в цьому випадку виходить, що використовується один і той самі датчик з одним і тим самим способом наклеювання, то є можливим проводити вимірювання деформацій на різних відстанях від місця падіння сталевої кульки з однаковою похибкою.

Для живлення тензорезистора використовувався акумулятор марки NP7 -12 В. Амплітуда деформацій фіксувалася в мВ, а час дії в мкс. Перерахунок значень динамічних деформацій ε_r^d виконувався згідно формули

$$\varepsilon_r^d = \frac{4\Delta u}{\gamma u}, \quad (4.3)$$

де Δu – приріст деформацій у мВ, $u = 12$ В.

Великий розкид частот і мала тривалість ударного сигналу, його значна амплітуда потребують застосування широкосмугових швидкодіючих вимірювальних систем з великим динамічним діапазоном. Таким вимогам відповідає сучасний двопробеневий осцилограф з пам'яттю GDS – 806S ~ 8 (рис. 4.30).

Такі осцилографи забезпечують можливість підключення до персонального комп'ютера через порти RS-232 або USB і можливість підключення до зовнішнього лазерного принтера, для роздрукування результатів відображених на дисплеї. Для реєстрації розвитку динамічних деформацій у часі використовувався один з променів осцилографа GDS-8065-9 9. Типова осцилограма у мВ – час в мкс показана на Рис. 4.31.

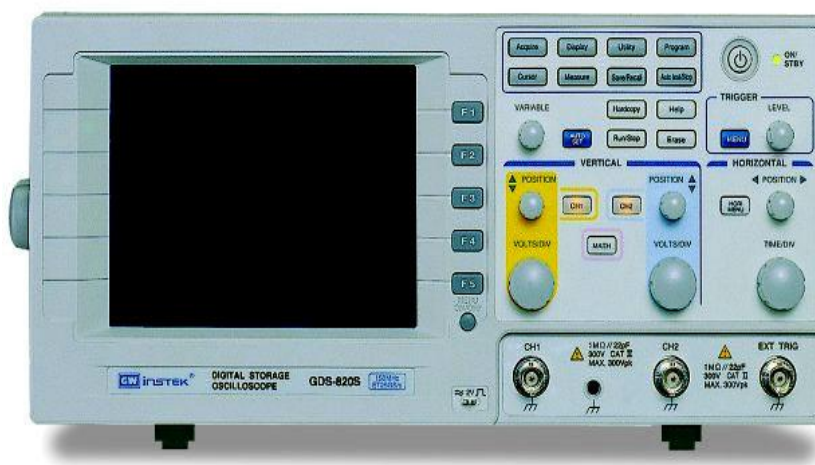


Рис.4.30. Двопробеневий осцилограф з пам'яттю GDS - 806S ~ 8.

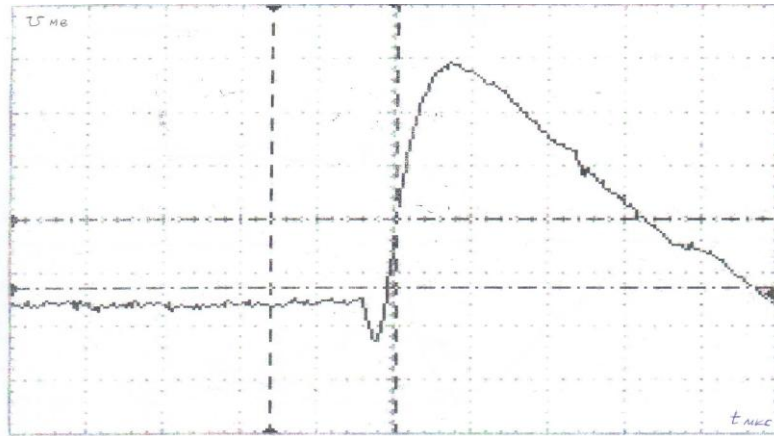


Рис. 4.31. Типова осцилограма ε_r^d у МВ – час в мкс.

Таблиця 4.4 демонструє характер затухання амплітуди ε_r^d від відстані датчика до точки удару сталеві кульки по пластині. В табл. 4.4 наведено дані, осереднені за трьома аналогічними експериментами.

Величину ударної сили можна вважати сталою протягом всього часу дії удару, а її значення визначається співвідношенням

$$F = \frac{m\sqrt{2gH}}{\tau} \quad (4.4)$$

де m – маса кульки, g – прискорення земного тяжіння, H – висота скидання кульки, τ – час дії удару.

Таблиця 4.4.

Характер затухання амплітуди ε_r^d від відстані датчика до точки удару.

$l, м$	0,04	0,08	0,12	0,16	0,20
ΔU мВ	220,5	94,2	28,8	12,3	7,5
$\varepsilon_r^d \cdot 10^3$	-0,735	-0,314	-0,096	-0,041	-0,025

Для більш точної ідентифікації ударних навантажень, які виникають у пластині при падінні на неї сталеві кульки, необхідно розв'язувати обернену задачу математичної фізики. Це дає можливість поновити аналітичний вигляд імпульсного навантаження, як функції часу, за її проявленям деформаційного характеру. Цей деформаційний характер визначається згідно осцилограми, яку наведено на рис. 4.31. Відпрацьований метод ідентифікації імпульсних навантажень, у тому числі й ударних, на основі експериментальних даних є ефективним і стійким до похибок, які виникають на шляху експериментальних вимірювань деформацій тензометричним методом.

На рис. 4.32 наведено графік, який описує характер залежності максимальних деформацій ε_r^d від відстані l до центра падіння сталеві

кульки на пластину. Графік на рис. 4.32 можна описати з допомогою функції $\varepsilon_r^d = al^b e^{cl}$.

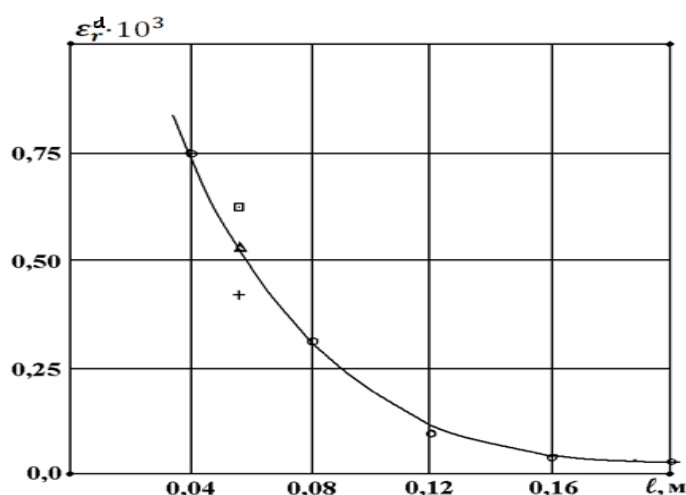


Рис. 4.32. Залежності максимальних деформацій ε_r^d від відстані l до центра падіння стальної кульки на пластину.

Сталі a, b, c визначимо, користуючись даними експериментальних вимірювань деформацій тензометричним методом, які наведено в табл. 4.4: $a = 0,3982$; $b = -0,05889$; $c = -21,886$.

Слід підкреслити, що динамічні збурення від ударних навантажень інтенсивно затухають при збільшенні відстані від точок її дії (див. рис. 4.32.). Цей факт необхідно враховувати при вдосконаленні статико-динамічних методів видобутку гранітних блоків, оскільки він вказує, що в цьому випадку зародження тріщин доцільніше ініціювати ударними навантаженнями.

Оскільки в подальшому розглядаються умови поширення тріщин в пластині з органічного скла, швидкість яких досягає від 0,2 до 0,3 від швидкості поширення звуку в матеріалі пластини, то доцільно більш детально дослідити хвильові процеси, які виникають у пластині. Для повної характеристики поширення хвильових збурень від удару стальної кульки по пластині з органічного скла по лінії l експериментально визначалася їх швидкість. Пластина встановлювалася на ударній трубі, вага якої в 10^4 раз більша за вагу пластини (рис. 4.33) і була механічно розв'язана з ударною трубою з допомогою поролонових прокладок, жорсткість яких дуже мала в порівнянні з жорсткістю пластини, тому нічого не заважало вільному поширенню збурень від удару шарів за час вимірювання деформацій.

Вимірювання швидкості поздовжніх хвиль здійснювалося за допомогою чутливих акселерометрів та осцилографа GDS-806-S. Два акселерометри марки АП – 19 наклеювались на плиту з органічного скла по прямій лінії на відстані $\Delta l = 160$ мм. Сигнали з акселерометрів виводились на обидва промені осцилографа GDS-806-S, що дозволило визначити час пробігу збурення між акселерометрами, який склав $\Delta t = 64$ мкс (рис.4.34.).

Таким чином, середня швидкість розповсюдження збурень по площині дорівнює: $v_l = \frac{\Delta l}{\Delta t} = 2500 \frac{м}{с}$.

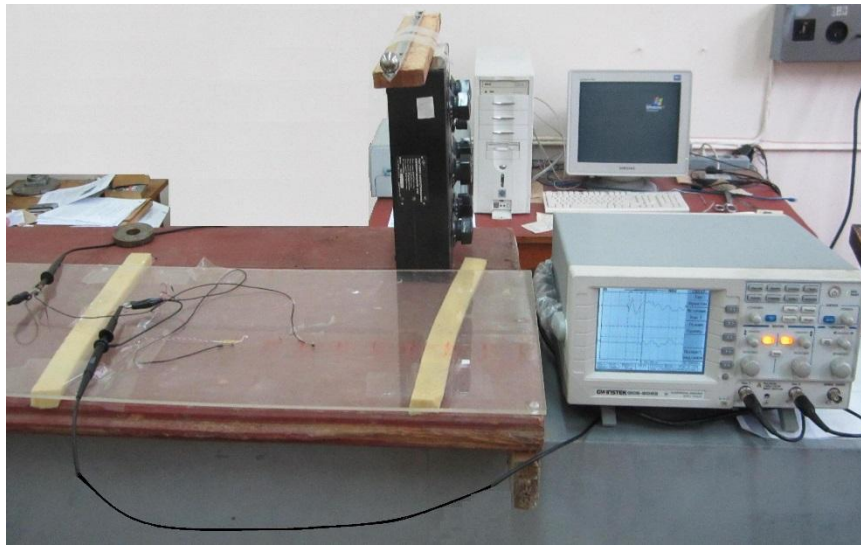


Рис. 4.33. Стенд для визначення швидкості поширення динамічних збурень.

Підкреслимо, що акселерометри наклеювалися таким чином, щоб відбиті від вільних сторін пластини хвилі не впливали на вимірювання швидкості поширення збурень.

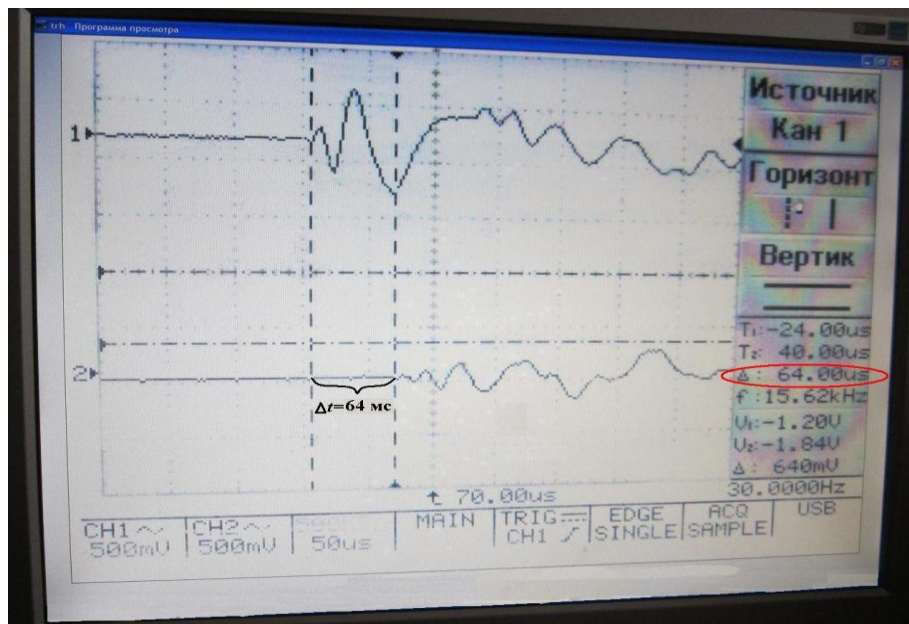


Рис. 4.34. Осцилограма швидкості поширення динамічних збурень.

4.5. Дослідження взаємодії статичних і динамічних навантажень при статико-динамічному методі відділення монолітів

Гірські породи, що перебувають у напруженому стані, близькому до межі міцності, при прикладенні незначного динамічного навантаження інтенсивно руйнуються. Експериментальне дослідження принципу взаємодії полів напружень при статичних і динамічних навантажених дає підставу вважати, що цей принцип з певними припущеннями може бути використаний для прогнозу напруженого стану середовищ і при комбінованому, статико-динамічному впливі. Проте це положення має бути перевірене експериментально.

Маючи відпрацьовані методики дослідження дії статичних навантажень на стінки отвору і поширення динамічних збурень проведемо експериментальне моделювання взаємодії статичних і динамічних полів напружень при комбінованому, статико-динамічному способі відбійки кам'яних блоків.

Після відпрацювання методики вимірювання параметрів динамічних збурень, які поширюються по пластині від удару сталюї кульки, в пластині був просвердлений отвір. Центр отвору діаметром $d = 0,016$ м знаходився на прогнозованій лінії відколювання, вздовж якої був наклеєний тензорезистор марки КТД 7Б на відстані 0,020 м від центра отвору. В процесі дослідів стінки отвору статично навантажувалися з допомогою пристрою, конструкція якого наведена на рис. 4.1. Моделювання дії ударних джерел збурення виконувалося з допомогою сталюих кульок різної ваги, які скидувалися з висоти $H = 0,19$ м на пластину в точку розташовану на лінії прогнозованого відколювання. Виходячи з геометричної подібності ця точка знаходилась на відстані $l = 0,075$ м від центру отвору, що відповідає середньому значенню відношення діаметра шпура до відстані між шпурами, яке прийнято в практиці відбійки кам'яних блоків.

В серії експериментів використовувалися сталюї кульки трьох типів:

1 – $D = 0,0145$ м, вага – 0,0119 кг;

2 – $D = 0,0205$ м, вага – 0,0358 кг;

3 – $D = 0,0230$ м, вага – 0,0497 кг.

Перша серія досліджень була проведена для випадку, коли отвір в пластині був вільним від статичних навантажень. Враховуючи добру повторюваність між результатами однотипних дослідів середні величини деформацій ε_r обраховувалися за трьома однакоовими експериментами. Експерименти проводилися в наступній послідовності: спочатку для вільного отвору було проведено осцилографування динамічних деформаційних процесів ε_r^d в точці наклейки тензодатчика при трикратному скидуванні сталюих кульок різної ваги; потім в процесі дослідів стінки отвору покроково статично навантажувалися за допомогою пристрою (рис. 4.1), і для кожного кроку статичного навантаження проводилося осцилографування спільних (статичних і динамічних $\varepsilon_r^c + \varepsilon_r^d$) деформаційних процесів в точці

наклеювання тензодатчика при трикратному скидуванні сталених кульок різної ваги, за допомогою першого променя осцилографа з пам'яттю GDS - 806S ~ 8.

Підкреслимо, що вимірювання статичних деформацій при покроковому статичному навантаженні проводилося з використанням того самого тензодатчика і другого променя вказаного осцилографа. Це дало можливість оцінювати статичні деформації з такою само приладною похибкою як і спільну деформацію при взаємодії полів статичних і динамічних напружень.

На рис. 4.35 – рис. 4.37 наведено осцилограми, які характеризують залежність динамічних деформацій від часу, які виникають в місці наклеювання тензорезистора при скиданні сталених кульок вагою 0,0119 кг; 0,0358 кг; 0,0497 кг відповідно. При цьому отвір залишається вільним від статичних навантажень.

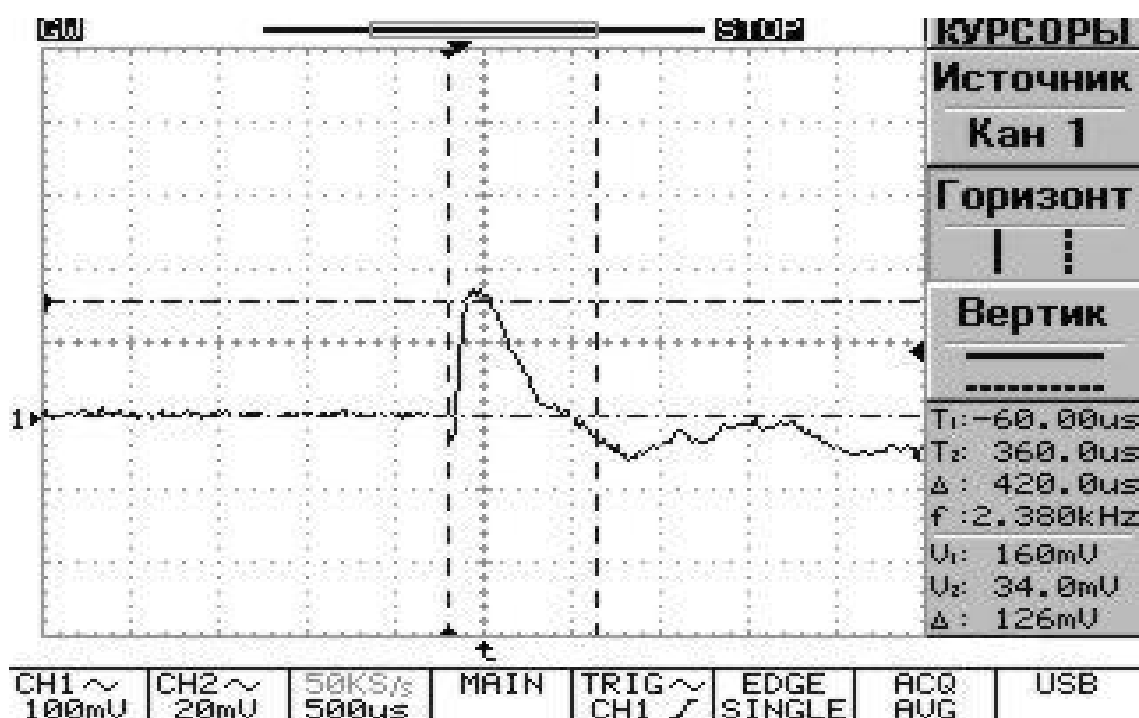


Рис. 4.35. Залежність $\epsilon_r^d(t)$ при дії кульки вагою 0,0119 кг при вільному контурі отвору.

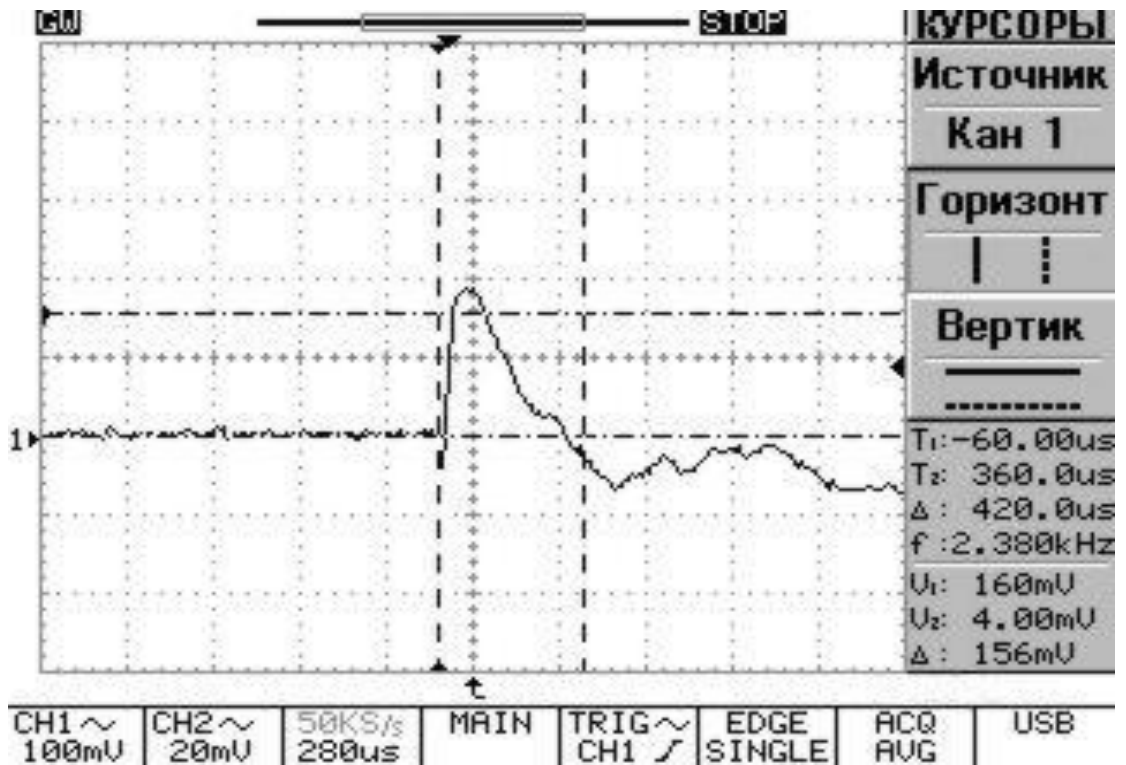


Рис. 4.36. Залежність $\varepsilon_r^d(t)$ при дії кульки вагою 0,0358 кг при вільному контурі отвору.



Рис. 4.37. Залежність $\varepsilon_r^d(t)$ при дії кульки вагою 0,0497 кг при вільному контурі отвору.

З осцилограм слідує, що для вільного отвору амплітуда ε_r^d для кульки вагою 0,0497 кг збільшилася на 54,8 % в порівнянні з амплітудою ε_r^d для

кульки вагою 0,0119 кг, а час дії динамічного напруження збільшився на 23,8 %.

На рис. 4.38 – 4.40 наведено осцилограми, які характеризують залежність спільних деформацій ($\epsilon_r^c + \epsilon_r^d$) в місці наклейки тензорезистора від часу, які виникають при скиданні сталевих кульок вагою 0,0119 кг; 0,0358 кг; 0,0497 кг відповідно. Ці осцилограми відповідають максимальній величині статичного навантаження, яке прикладалося до контуру отвору $P = 3$ МПа.

З осцилограм слідує, що для такого статичного навантаження контуру отвору амплітуда спільних деформацій ($\epsilon_r^c + \epsilon_r^d$) для кульки вагою 0,0497 кг збільшилася на 31,8 % в порівнянні з амплітудою ($\epsilon_r^c + \epsilon_r^d$) для кульки вагою 0,0119 кг. Час взаємодії динамічних і статичних полів спільних деформацій ($\epsilon_r^c + \epsilon_r^d$) для кульки вагою 0,0497 кг збільшився на таку ж саму величину 31,8 %.

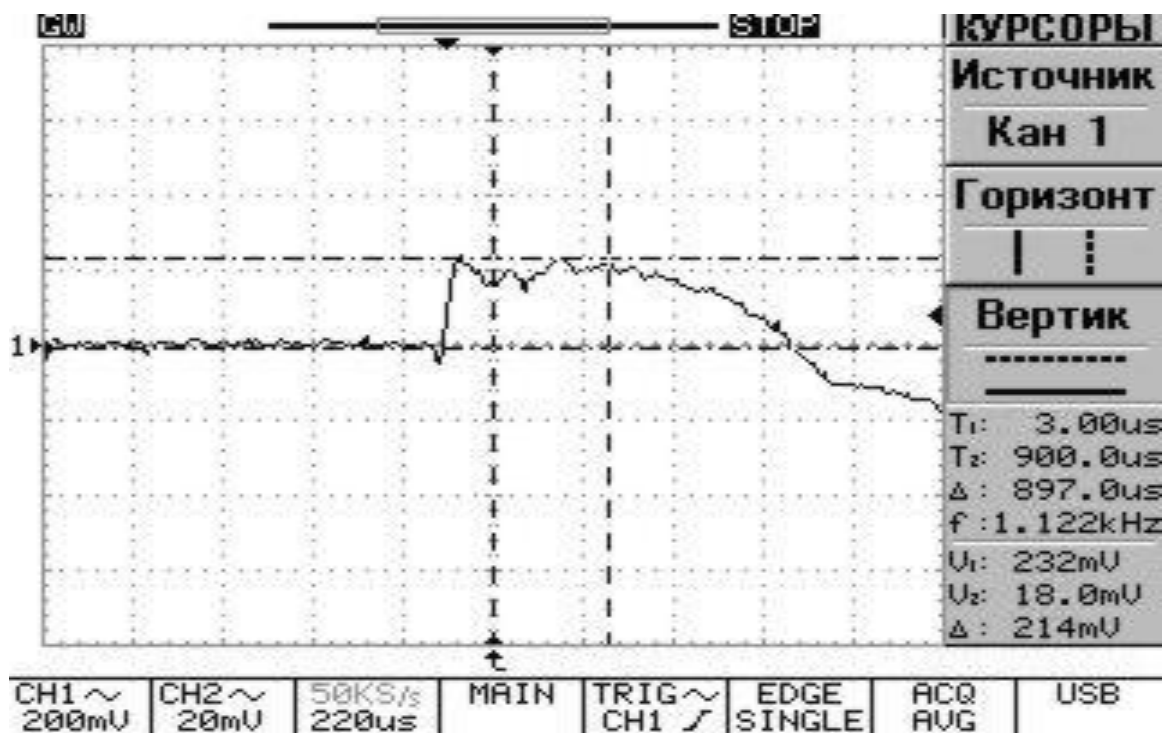


Рис. 4.38 Залежність ($\epsilon_r^c + \epsilon_r^d$) (t) при дії кульки вагою 0,0119 кг і рівномірному статичному навантаженні контура отвору $P= 3$ МПа .

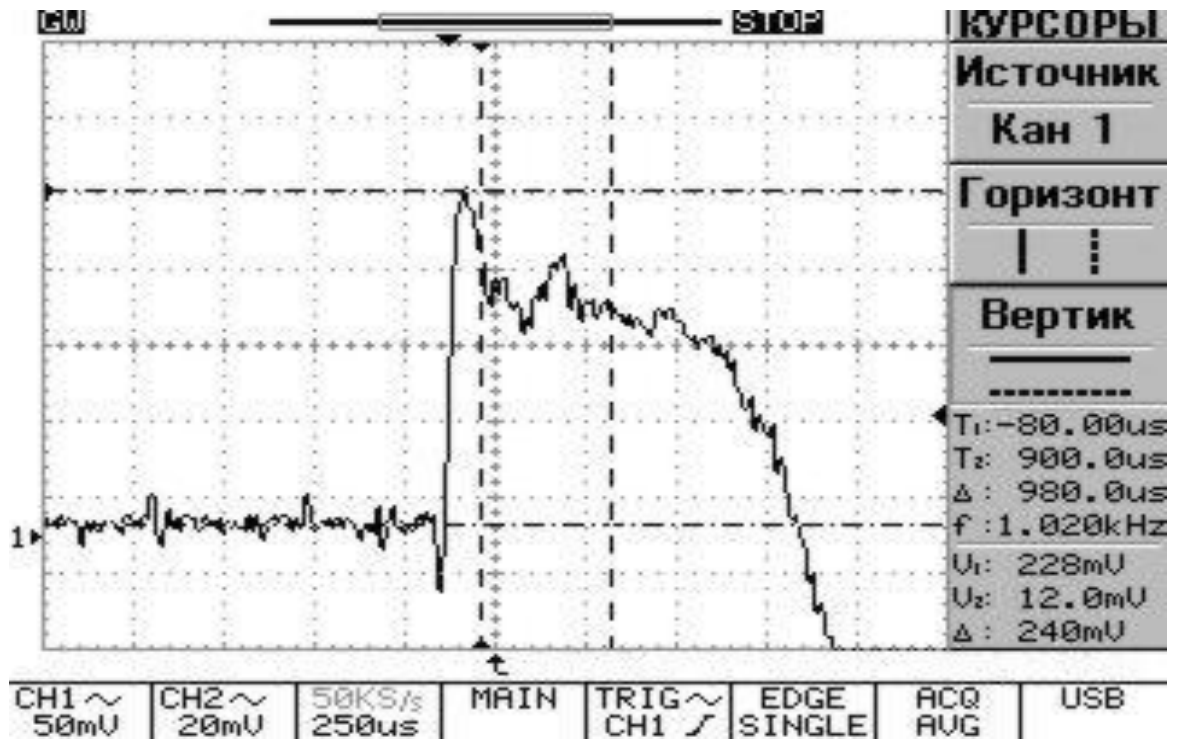


Рис. 4.39 Залежність $(\epsilon_r^c + \epsilon_r^d)(t)$ при дії кульки вагою 0,0358 кг і рівномірному статичному навантаженні контура отвору $P=3$ МПа.

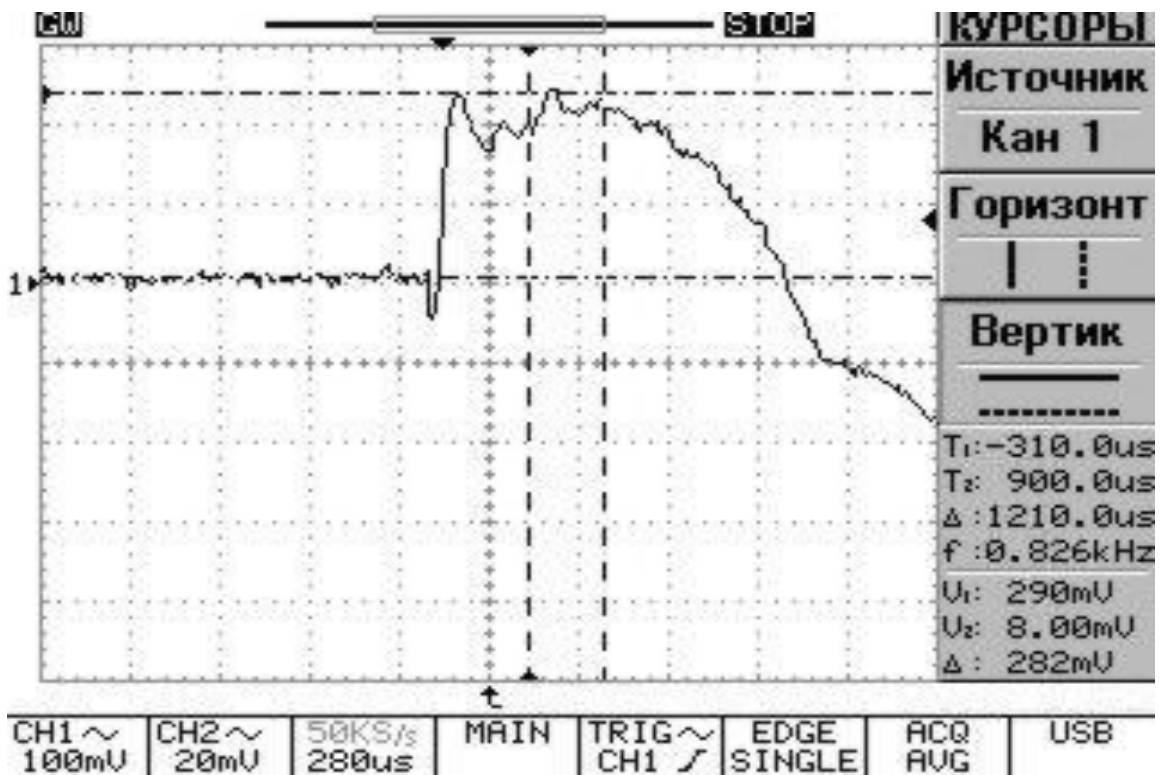


Рис. 4.40 Залежність $(\epsilon_r^c + \epsilon_r^d)(t)$ при дії кульки вагою 0,0497 кг і рівномірному статичному навантаженні контура отвору $P=3$ МПа.

Аналіз експериментальних даних вказує на те, що принцип суперпозиції не завжди є правомірним при визначенні спільної дії статичних і динамічних навантажень тому, що поля напружень цих чинників носять нелінійний характер. Оскільки реєстрація деформацій ε_r проводилася в одній і тій же точці на віддалі 0,020 м від центру отвору, а статичне поле напружень нелінійно змінювалося в цій точці в залежності від величини статичного навантаження P на контур отвору, то і взаємодія динамічних і статичних полів напружень також носить нелінійний характер. Окрім цього взаємодія динамічних і статичних полів напружень з кожним наступним кроком статичного навантаження починалася даліше від точки наклепки тензодатчика і по попередньо навантаженому середовищу швидкість динамічних збурень збільшувалася, то проходило “розмивання” імпульсу (амплітуда зменшувалася, а час дії збільшувався), що спостерігається на осцилограмах наведених на рис. 4.38 -4.40.

В таблицях 4.5 – 4.7 наведені дані експериментів для покровкових статичних навантажень, які генеруються при скиданні сталених кульок вагою 0,0119 кг; 0,0358 кг; 0,0497 кг відповідно.

Таблиця 4.5.

Середні значення експериментальних вимірів для кульки вагою 0,0119кг.

Амплітуда, мВ	ΔT , мкс	$\varepsilon_r^c \cdot 10^3$	$(\varepsilon_r^c + \varepsilon_r^d) \cdot 10^3$	Імпульс I
126	420	0,00	0,42	176
185	515	0,20	0,62	319
188	580	0,21	0,63	365
192	623	0,22	0,64	399
196	640	0,24	0,66	422
200	725	0,25	0,67	486
208	815	0,27	0,69	562
214	897	0,29	0,71	636

Таблиця 4.6.

Середні значення експериментальних вимірів для кульки вагою 0,0358 кг.

Амплітуда, мВ	ΔT , мкс	$\varepsilon_r^c \cdot 10^3$	$(\varepsilon_r^c + \varepsilon_r^d) \cdot 10^3$	Імпульс I
160	420	0,00	0,53	223
205	580	0,15	0,68	394
221	633	0,21	0,74	468
224	640	0,22	0,75	480
229	680	0,23	0,76	516
231	741	0,24	0,77	571
236	890	0,26	0,79	703
240	980	0,27	0,80	784

Таблиця 4.7.

Середні значення експериментальних вимірів для кульки вагою 0,0497кг.

Амплітуда, мВ	ΔT , мкс	$\varepsilon_r^c \cdot 10^3$	$(\varepsilon_r^c + \varepsilon_r^d) \cdot 10^3$	Імпульс I
195	520	0,00	0,65	338
216	580	0,07	0,72	418
227	640	0,11	0,76	486
230	657	0,12	0,77	499
232	700	0,13	0,78	546
236	733	0,14	0,79	579
260	910	0,21	0,86	783
280	1210	0,28	0,93	1120

В першому стовпчику записані амплітуди $(\varepsilon_r^c + \varepsilon_r^d)$, мВ, в другому – час дії $(\varepsilon_r^c + \varepsilon_r^d)$, мкс, в третьому – амплітуда деформацій $\varepsilon_r^c \cdot 10^3$, – в четвертому – амплітуда деформацій $(\varepsilon_r^c + \varepsilon_r^d) \cdot 10^3$, в п'ятому – величина імпульсу I .

Використовуючи табличні дані, побудовані графічні залежності сумарної відносної деформації $(\varepsilon_r^c + \varepsilon_r^d)$ і спільного імпульсу I від нормального навантаження контура отвору (рис. 4.41). На рис. 4.41. по лівій ординаті вказані значення сумарних відносних деформацій $(\varepsilon_r^c + \varepsilon_r^d)$, а по правій ординаті значення імпульсів I , які генеруються динамічними збуреннями. По лінії абсцис відкладені значення нормального статичного навантаження P контуру отвору від 0,0 до $3 \cdot 10^6$ Па.

Виходячи з аналізу графічних даних можна стверджувати, що залежність сумарних деформацій $(\varepsilon_r^c + \varepsilon_r^d)$ майже лінійно збільшується із збільшенням нормального статичного навантаження на контур отвору з подібним коефіцієнтом пропорціональності для динамічної дії сталених кульок різної ваги. При цьому залежність імпульсів I має явно нелінійний характер (рис. 4.41).

Таке явище можна пояснити тим, що інтенсивна взаємодія динамічних і статичних полів напружень з кожним наступним кроком статичного навантаження починалася далі від точки наклеювання тензодатчика і по попередньо навантаженому середовищі швидкість динамічних збурень збільшувалася зі збільшенням параметрів поля статичних напружень середовища.

Це явище знайшло своє теоретичне підтвердження. Відомо, що зміна швидкості пропорційна напруженню або деформації в досліджуваному об'єкті. При розтягуючих напруженнях швидкість збурень зменшується, а при стискаючих – збільшується. На рис. 4.42 зображено теоретично розраховані графіки розподілу полів напружень для поодинокого шпура в

залежності від відстані r до контуру отвору для трьох величин статичного навантаження контуру $P = 10^6$ Па; $2 \cdot 10^6$ Па; $3 \cdot 10^6$ Па відповідно.

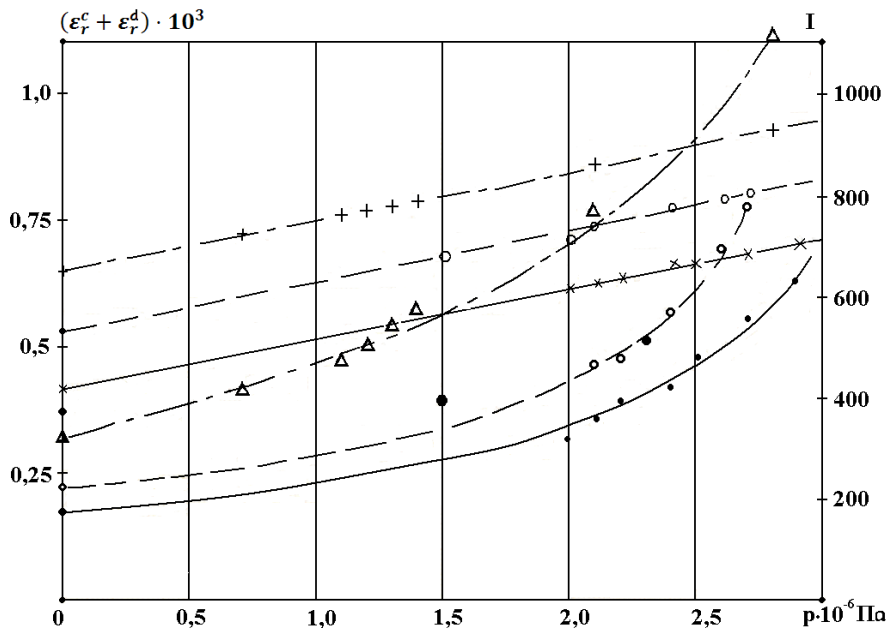


Рис. 4.41. Залежність сумарних деформацій і імпульсу від статичного навантаження на контур отвору.

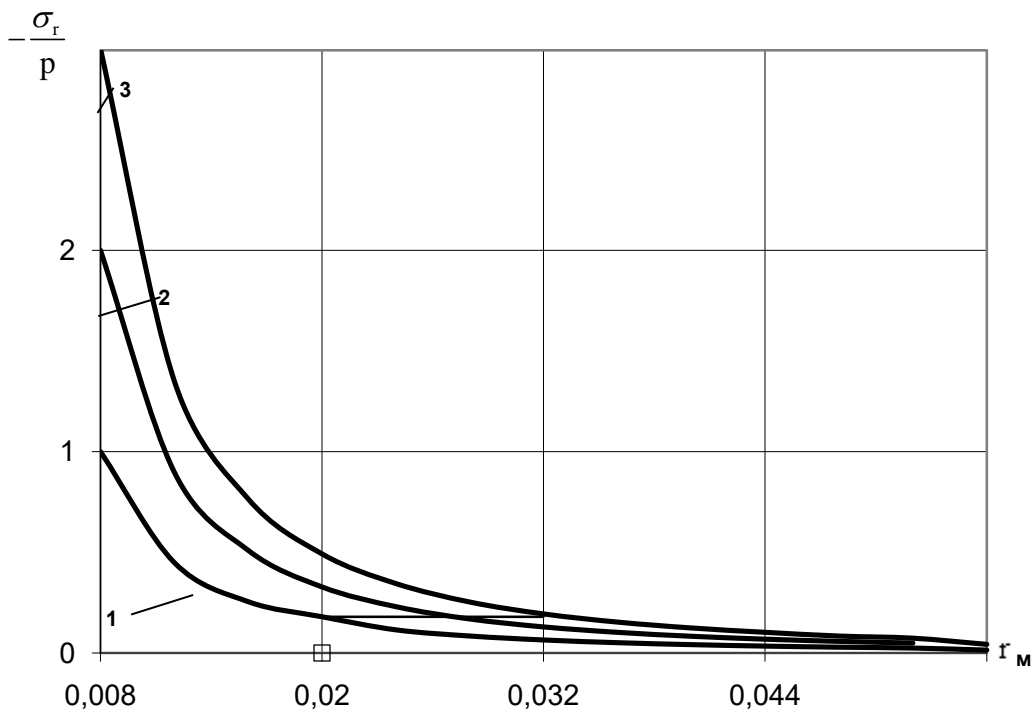


Рис. 4.42. Характер розподілу статичних напружень в залежності від відстані до контуру отвору (крива 1 - $P = 10^6$ Па; 2 - $P = 2 \cdot 10^6$ Па; 3 - $P = 3 \cdot 10^6$ Па).

З графіка видно, що при дії статичного навантаження $P = 10^6$ Па на контур отвору, в місці наклеювання тензорезистора ($r = 0,02$ м) виникають стискаючі напруження $\sigma_r = -0,2 \cdot 10^6$ Па. Уже в цій точці динамічні збурення

рухаються до контура отвору з відповідним прискоренням по стиснутому середовищі, що сприяє зменшенню амплітуди і збільшенню часу дії спільного імпульсу I , який переноситься динамічним збуренням. При дії статичного навантаження $P=2 \cdot 10^6$ Па на контур отвору, починаючи з точки $r = 0,028$ м, динамічні збурення будуть розповсюджуватися ще з більшою швидкістю ніж при попередньому статичному навантаженні контуру. Аналогічно збільшується швидкість динамічних збурень починаючи з точки $r = 0,032$ м при дії статичного навантаження $P = 3 \cdot 10^6$ Па на контур отвору. Слід зауважити, що наявність сусіднього шпура ще збільшить розміри статичного поля напружень, а отже і зону “розмивання” імпульсу I , що, в свою чергу, зменшить вірогідність зародження тріщин на контурі статично навантаженого шпура.

Оскільки з графіків рис. 4.42 видно, що залежність стискаючих напружень σ_r має суттєво нелінійний характер, що спричиняє нелінійне збільшення швидкості динамічних збурень і відповідно нелінійну залежність спільного імпульсу I від величини статичного навантаження P контура отвору (див. рис. 4.41). Такий характер взаємодії статичних і динамічних полів напружень, що призводить до збільшення спільного імпульсу I , вказує на перспективність застосування статико-динамічного методу відколювання кам'яних блоків.

Проаналізуємо більш детально взаємодію полів напружень від статичних і динамічних навантажень. З графіка на рис. 4.42 видно, що амплітуда динамічних збурень різко зменшується при віддаленні від місця прикладення динамічного навантаження (вважаємо, що це контур шпура). Поля напружень, які створені статичними навантаженнями сусіднього шпура, також різко затухають (рис.4.42). Ідея статико-динамічного методу відколювання кам'яних блоків полягає в створенні раціональних умов для зародження і поширення тріщини відколювання по лінії центрів шпурів при взаємодії статичних і динамічних полів напружень. Експериментально виявлений характер “розмивання” імпульсу вказує на те, що імпульси, які переносяться динамічними збуреннями, можуть внести лише незначний вклад в зародження тріщини на контурі статично навантаженого шпура. В свою чергу, збільшення швидкості динамічних збурень в зонах напружень від статично навантаженого шпура сприяє розповсюдженню динамічно ініційованих тріщин відколювання. Враховуючи проведений аналіз особливості взаємодії полів напружень від статичних і динамічних навантажень, можна зробити висновок, що при застосуванні статико-динамічного методу більш раціональним є ініціювання тріщин відколювання кам'яних блоків з допомогою динамічних навантажень, а статично навантажені шпура будуть створювати сприятливі умови для їх стабільного розповсюдження.

Слід підкреслити той факт, що характер взаємодії статичних і динамічних полів напружень, експериментально визначений на моделях з органічного скла, якісно узгоджується з результатами експериментів і

розрахунків, одержаних в роботі [5] для статико-динамічного методу видобування гранітних блоків. Методична особливість досліджень [5] полягає в тому, що в моделі вибурувались два шпура, призначених для прикладання статичних та динамічних навантажень на модель. Метою цих експериментальних досліджень було встановлення ефективності застосування портативних агрегатів тиску при статичних та динамічних навантаженнях.

Спочатку модель навантажувалася статичним способом в одному з шпурів із записом сигналів датчиків на осцилограмі. Після досягнення номінального статичного тиску P_1 до стабілізації напруженого стану моделі в другому шпурі генерувалося динамічне навантаження P_2 . Викликане ним поле напружень реєструвалося датчиками. З метою зменшення ймовірності непрогнозованого руйнування моделі в експериментах, як правило, приймалося, що $P_1 \geq P_2$. По записам на осцилограмі визначали результуюче напруження й частковий внесок у нього кожного з навантажень. Усього було проведено 20 експериментів. На рис. 4.43, 4.44 наведені результати оброблення осцилограм цих експериментів, у яких P_1 варіювалось в середньому по групі від 38,9 до 40,6 МПа і від 19,8 до 20,6 МПа, а P_2 – від 9,2 до 31,1 МПа.

Із цих даних легко помітити, що для опису закономірностей розподілу напружень по найкоротшій відстані між порожнинами можуть бути використані розрахункові залежності, встановлені для статичних і динамічних режимів навантаження. Найважливішим елементом будь-якого з розглянутих методів впливу на породний масив з метою утворення спрямованого розколу при відділенні блочного каменю є визначення граничної відстані між шпурами, що забезпечує змикання тріщин розриву від сусідніх джерел тиску. Експериментальний пошук такої відстані вимагає проведення великої кількості трудомістких дослідів. Тому для попередньої оцінки цієї відстані був проведений чисельний експеримент із використанням теоретичних рішень такого завдання. Результати чисельного експерименту у

вигляді залежностей $\frac{L}{r_0}(P)$ для різних режимів навантаження при рівності

амплітуд внутрішнього тиску показані на рис. 4.44 (штрихові лінії), де крива 1 побудована для умов статичного навантаження, крива 2 – динамічного навантаження та крива 3 - комбінованої взаємодії порожнин навантаження в

моделі безмежних розмірів. Для порівняння наведено залежність $\frac{L}{r_0}(P)$

(крива 1) для умов взаємодії статичних навантажень у моделі реальних розмірів.

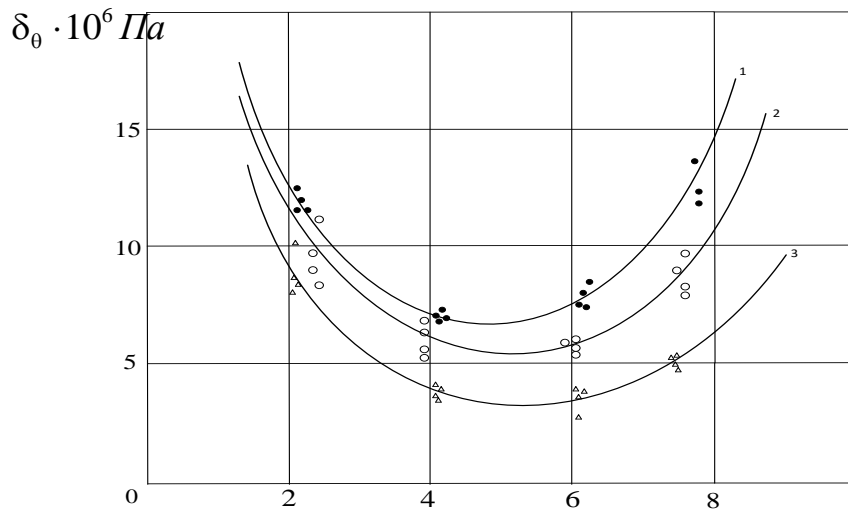


Рис. 4.43. Напружений стан моделі при статико-динамічному навантаженні: крива 1 – $P_1=40,6$ МПа, $P_2=29,8$ МПа; крива 2 – $P_1=39,8$ МПа, $P_2=20,2$ МПа; крива 3 – $P_1=38,9$ МПа і $P_2=9,6$ МПа.

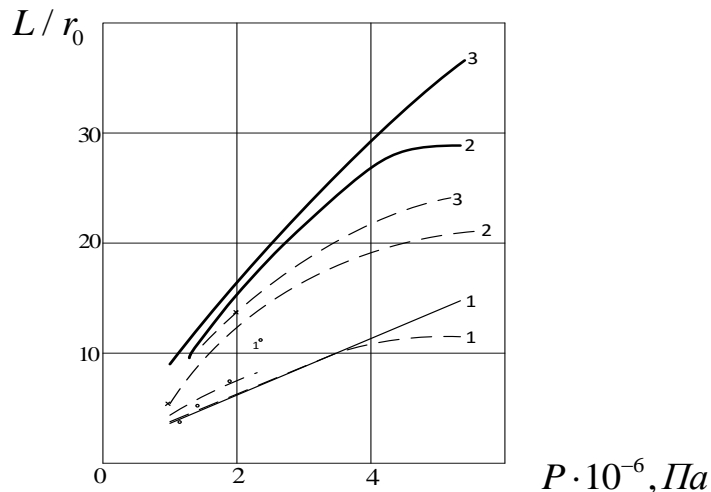


Рис. 4.44. Залежність граничної відстані між порожнинами навантаження від амплітуди рівних внутрішніх тисків (для моделі безмежних розмірів).

Аналіз цих кривих дозволяє зробити кілька висновків. По-перше, зі збільшенням внутрішнього тиску гранична відстань між сусідніми порожнинами навантаження швидко зростає, однак ця залежність носить згасаючий характер, що найбільш сильно проявляється при динамічних взаємодіях (крива 2). По-друге, менша відстань між порожнинами потрібна при статичних режимах навантаження. Це говорить про те, що використання тільки статичних навантажень у практиці відколювання блокового каменю є неекономічним. При динамічних взаємодіях відстань між сусідніми шпурами може бути збільшена в 1,5...1,6 рази, однак відзначена вище можливість утворення додаткових тріщин викликає небезпеку пошкодження блоків і вимагає скорочення відстані між шпурами з метою створення умов гарантованого розколу середовища по лінії між порожнинної взаємодії.

Найбільша відстань між сусідніми порожнинами (шпурами, шпурами) досягається при комбінованій статико-динамічній взаємодії порожнин навантаження, що дозволяє майже в 2 рази збільшити відстань між джерелами навантаження в порівнянні зі статичним впливом.

Для обчислення рівня і характеру взаємодії різних типів пар навантажень використано наступні залежності $\alpha = \frac{L}{r_0}$:

– для взаємодії рівновеликих статичних навантажень

$$\alpha = 2\sqrt[3]{\frac{4\pi Pr_0^4}{\gamma E}}; \quad (4.5)$$

– при взаємодії нерівновеликих статичних навантажень

$$\alpha = r_1 + r_2; \quad (4.6)$$

$$r_1 = \sqrt[3]{\frac{4\pi P_1 r_0^4}{\gamma E}}; \quad r_2 = r_1 \left(\frac{P_2}{P_1}\right)^{2/3}; \quad (4.7)$$

– при взаємодії рівновеликих динамічних навантажень

$$\alpha = 2\left(\frac{4\pi PB^2 r_0^{2\alpha}}{\gamma Ek}\right)^{\frac{1}{2\alpha-1}}; \quad (4.8)$$

– при взаємодії нерівновеликих динамічних навантажень

$$\alpha = \left(\frac{4\pi PB_1^2 r_0^{2\alpha_1}}{\gamma Ek_1}\right)^{\frac{1}{2\alpha_1-1}} + \left(\frac{4\pi PB_2^2 r_0^{2\alpha_2}}{\gamma Ek_2}\right)^{\frac{1}{2\alpha_2-1}}; \quad (4.9)$$

– при статико-динамічній взаємодії розрахунок проводиться за формулою (4.6), де величини r_1 і r_2 знаходять зі співвідношень

$$\frac{P_1 r_0^2}{r_1^2} + \frac{P_2 r_0^{\alpha_2}}{k_2^{\alpha_2} \eta_1^{\alpha_2}} = \sqrt{\frac{\gamma E}{\pi r_1}}; \quad r_2 = k_2 r_1. \quad (4.10)$$

У цих формулах індекси 1 і 2 вказують відношення до першого або другого джерела навантаження; k_1 і k_2 – коефіцієнти, рівні $\frac{E_q}{E_c}$ при швидкостях навантаження, створюваних тиском у першій і другій порожнинах (при $\sigma_0 \rightarrow 0$, $k \rightarrow 1$).

Результати розрахунків за формулами (4.5 – 4.9) наведені на рисунках 4.44 (суцільні лінії) та 4.45. Звертає на себе увагу якісна ідентичність суцільних і штрихових кривих на рис. 4.44, що свідчить про об'єктивність прийнятої моделі руйнування твердих тіл. Однак у кількісному відношенні граничні відстані, визначені цими методами, відрізняються одна від одної, причому ця відмінність істотна лише при динамічних і комбінованих навантаженнях і зростає зі збільшенням амплітуди навантаження. Так, якщо при $P \leq 20$ МПа вона практично не відчутна, то при $P \geq 40$ МПа вона збільшується до 35...42%. Це, вочевидь, пов'язане з тим, що математична модель руйнування не враховує зміни опору середовища розриву в міру

розвитку тріщини. Зрівняємо теоретичні результати з даними безпосередніх спостережень. На рис. 4.45 дослідні дані про величину α нанесені точками (світлі точки - для статичного навантаження, хрестики - для динамічного). Легко помітити, що для статичних навантажень у задовільній згоді з експериментом перебувають результати розрахунків як за формулами (4.5 – 4.9), так і за математичною моделлю. При малих ($P \approx 10 \dots 15$ МПа) динамічних навантаженнях збіг розрахункових величин α з її експериментальними значеннями також відзначається для обох розрахункових методів і лише при $P \geq 20$ МПа експериментальні результати в динаміці помітно відрізняються від розрахункових, займаючи проміжне положення між теоретичними кривими.

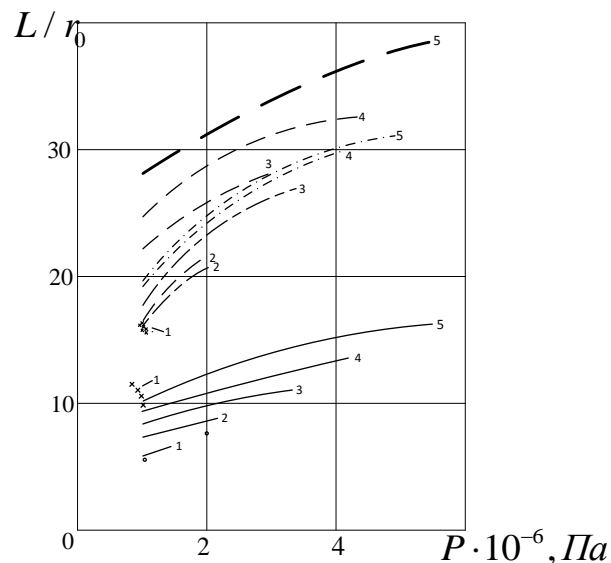


Рис. 4.45. Гранична відстань між шпурами нерівномірного навантаження при взаємодії статичних (суцільні лінії), динамічних (штрих-пунктирні лінії) і комбінованих статико-динамічних (штрихові лінії) навантажень: криві 1 - при $P_1 = 20$ МПа, криві 2 - при $P_1 = 30$ МПа; криві 3 - при $P_1 = 40$ МПа; криві 4 - при $P_1 = 50$ МПа і криві 5 - при $P_1 = 60$ МПа.

З рис. 4.45 видно, що так само, як і при рівновеликих навантаженнях, гранична відстань між джерелами збурень зростає з ростом їхньої інтенсивності, причому при динамічних процесах вона більша, ніж при статичних, а максимальних значень досягає при комбінованому статико-динамічному навантаженні.

Завершуючи опис модельних експериментів, варто підкреслити, що, як і передбачалося завданнями дослідження, їхньою метою є перевірка загальних фізичних принципів і встановлення якісних закономірностей формування напружено-деформованого стану твердого середовища при дії поодиноких і групових (взаємодіючих) джерел навантаження, руйнування середовища тріщинами розриву, а також доказ застосовності математичної моделі руйнування твердих середовищ при взаємодії декількох джерел навантаження, розташованих по лінії передбачуваного розколу, і

розрахункових залежностей, отриманих при обробці експериментальних даних.

Щодо практичного застосування розглянутого комбінованого методу відділення монолітів, пропонується поєднання нижче описаних методів контрольованого навантаження – попередньо статичного навантаження і на його тлі - прикладання динамічного імпульсу.

Для забезпечення комбінованого навантаження з метою відділення монолітів використовувалися розроблені портативні агрегати тиску для прикладання статичного зусилля та газоструминний пристрій для генерації динамічного імпульсу в безпечному режимі [7].

4.6 Розробка газодинамічних установок для спрямованого ошадливого руйнування гірського масиву

Процес відділення блочного каменю за допомогою вибухових методів має основний недолік – утворення мікротріщин у зоні наближеній до заряду, що погіршує якісні показники видобувного матеріалу. Також можливий кутовий відкол блоку, як наслідок прикладання динамічної сили вибуху в усті шпура, що призводить до непридатності подальшого використання блоку [8].

Щоб максимально зменшити можливість виникнення таких явищ, запропоновано гідродинамічну установку для відділення блочного каменю, конструкція якої базується на ідеї уникнення безпосереднього контакту заряду ВР та продуктів вибуху з стінками зарядної порожнини завдяки тому, що заряд ВР виноситься за її межі, підриваючись в спеціальній зарядній камері. Ідея конструкції установки принципово вирішує питання застосування або низько швидкісних вибухових речовин з критичним діаметром, що перевищує діаметр шпура, або невибухових газоутворюючих сумішей. Робоча камера установки сконструйована таким чином, щоб створити максимально можливі умови для розподілу енергії розширюваних газів (ПД) після вибуху в камері через їх спрямування в напрямку шпура або заповненого водою, або спорядженого розподільчим пристроєм, який має спрямувати дію газів на певні ділянки поверхні шпура.

Наведемо спрощений розрахунок конструктивних параметрів вибухової камери, що базується на варіанті вибуху у воді заряду тротилу із заданою граничною масою 300г.

Навантаження від вибуху сферичного заряду у воді визначається за допомогою формули Коула:

$$P = A \left(\frac{r_0}{r} \right)^2, \quad (4.11)$$

де для тротилу:

$$A = 37000 \text{ кг/см}^2, \alpha = 1,5 \text{ при } 6 < \frac{r}{r_0} < 12; \quad (4.12)$$

$$A = 14700 \text{ кг/см}^2, \alpha = 1,13 \text{ при } 12 < \frac{r}{r_0} < 240. \quad (4.13)$$

r_0 – радіус заряду, см,

r – відстань від центру заряду до поверхні навантаження, см.

Прийmemo щільність ρ_0 насипного тротилу рівною $1,4 \text{ т/м}^3$. Звідси об'єм сферичного заряду вагою 300 гр. буде рівним:

$$v_0 = \frac{0,3 \text{ кг}}{1400 \text{ кг/м}^3} = 2,143 \cdot 10^{-4} \text{ м}^3 = 214 \text{ см}^3. \quad (4.14)$$

Звідси визначаємо r_0 , який буде рівним:

$$r_0 = \sqrt[3]{\frac{4v_0}{3\pi}} = 4,5 \text{ см}. \quad (4.15)$$

Якщо прийняти $\frac{r}{r_0} = 10$, то $A = 37000 \text{ кг/м}^2$, $\alpha = 1,5$.

Тоді на сферу, що заповнена водою, від вибуху в її центрі сферичного заряду з тротилу буде діяти тиск $P = 1170 \text{ кг/см}^2$.

Тиск такої ж амплітуди буде діяти на циліндричний відсік вибухового пристрою.

Оскільки вибухову установку виконано зі сталі, то кут повного внутрішнього відбиття буде рівним:

$$\beta = \arccos \frac{a_0}{v_0}, \quad (4.16)$$

де $a_0 = 1500 \text{ м/с}$ – швидкість звуку у воді, $v_0 = 4500 \text{ м/с}$ – швидкість звуку у матеріалі пристрою.

Таким чином $\beta \approx 70^\circ$.

Довжина циліндричного відсіку $l = ctg\beta$ або $l \approx 0,4R$. $l \approx 20 \text{ см}$.

Прийmemo із довідника для сталі $[\sigma] = 5000 \text{ кг/см}^2$.

Для розрахунків прийmemo IV теорію міцності. Згідно її для сфери з внутрішнім тиском P :

$$[\sigma] \geq \frac{PR}{2h}. \quad (4.17)$$

Для циліндричного відсіку:

$$[\sigma] \geq \frac{PR}{h}. \quad (4.18)$$

Для конічного відсіку:

$$[\sigma] \geq \frac{P \cdot tg\alpha}{h}, \quad (4.19)$$

де h – товщина стінки пристрою.

Згідно формул (4.17), (4.18), (4.19) отримуємо ($\alpha = 30^\circ$):

для сфери $h = 5 \text{ см}$;

для циліндра $h = 10 \text{ см}$;

для конуса $h = 3 \text{ см}$.

Слід зазначити, що при розрахунку на міцність не вводиться коефіцієнт динамічності, оскільки вибуховий імпульс діє дуже короткочасно, а умови міцності записані для статичних навантажень [67].

Конструктивна схема гідродинамічного пристрою показана на рис. 4.46.

Для реалізації запропонованого способу відділення блоків проводиться буріння на глибину відбивання по лінії відколу вибухових та проміжних шпурів, що заливаються водою. Вибуховий заряд розміщується в закритій камері, залитій водою, яка з'єднується із шпуривою (шпуром) через насадку.

Конструктивно насадка являє собою патрубок з розрізами вздовж його осі, різьбової частини для з'єднання з камерою, шипів, нанесених на бічну поверхню «пелюсток» патрубка, призначених для його зчеплення з бічними стінками шпура в часі дії гідродинамічного навантаження, яке, з одного боку, передається на стінки шпура, а з другого боку одночасно прикладається до внутрішньої поверхні «пелюсток», розширюючи при цьому патрубок та забезпечуючи його зчеплення з шпуром завдяки наявності шипів.

Також можливе застосування гідродинамічного пристрою у комбінації з гідропоршневим агрегатом, коли у ряді шпурів через шпур створюється статичне навантаження масиву за допомогою гідропоршневого агрегату, а у проміжних шпурах створюється динамічне навантаження гідродинамічним пристроєм, що призводить до руйнування по лінії відколу попередньо напруженого масиву.

Газодинамічна установка складається з вибухової камери, що заповнюється водою, у якій розміщується, шляхом пропускання через патрубок 7, заряд вибухової речовини 2 з ініціюючим пристроєм 3, який приводиться в дію через провідники 6 пропущені крізь отвір 5 у верхній частині камери. Також у верхній частині камери виконаний отвір 4 з різьбою, через який пристрій заповнюється водою. Отвір, після наповнення пристрою водою, закривається за допомогою болта. Нижня частина пристрою представлена патрубком 7 з повздовжніми прорізами, що забезпечують рух пластин 8 у напрямку дії вибухової хвилі. Твердосплавні наварки 9, виконані на двох діаметрально протилежних пластинах 8, виконують роль концентраторів напружень, а також утримують установку від руху вздовж осі його встановлення.

Принцип дії газодинамічного пристрою показано на рисунку 4.47. В результаті вибуху заряду, який ініціюється електродетонатором, утворюються детонаційні гази, що рухаються в напрямку розвитку хімічної реакції. При цьому ударний імпульс передається в шпур з утворенням ударної біжучої хвилі вздовж шпура. Ударна хвиля встигає після відбиття зустрітись з кінцевим тиском від детонаційних газів, чим створюється другий боковий імпульсний тиск на породу через пази, що діє на тріщинувату структуру, утворену від дії першого імпульсу.

Отже, застосування такого методу дозволяє створити направлену лінію відколу моноліту і уникнути руйнувань у зоні, наближеній до лінії відколу з урахуванням механічних властивостей порід.

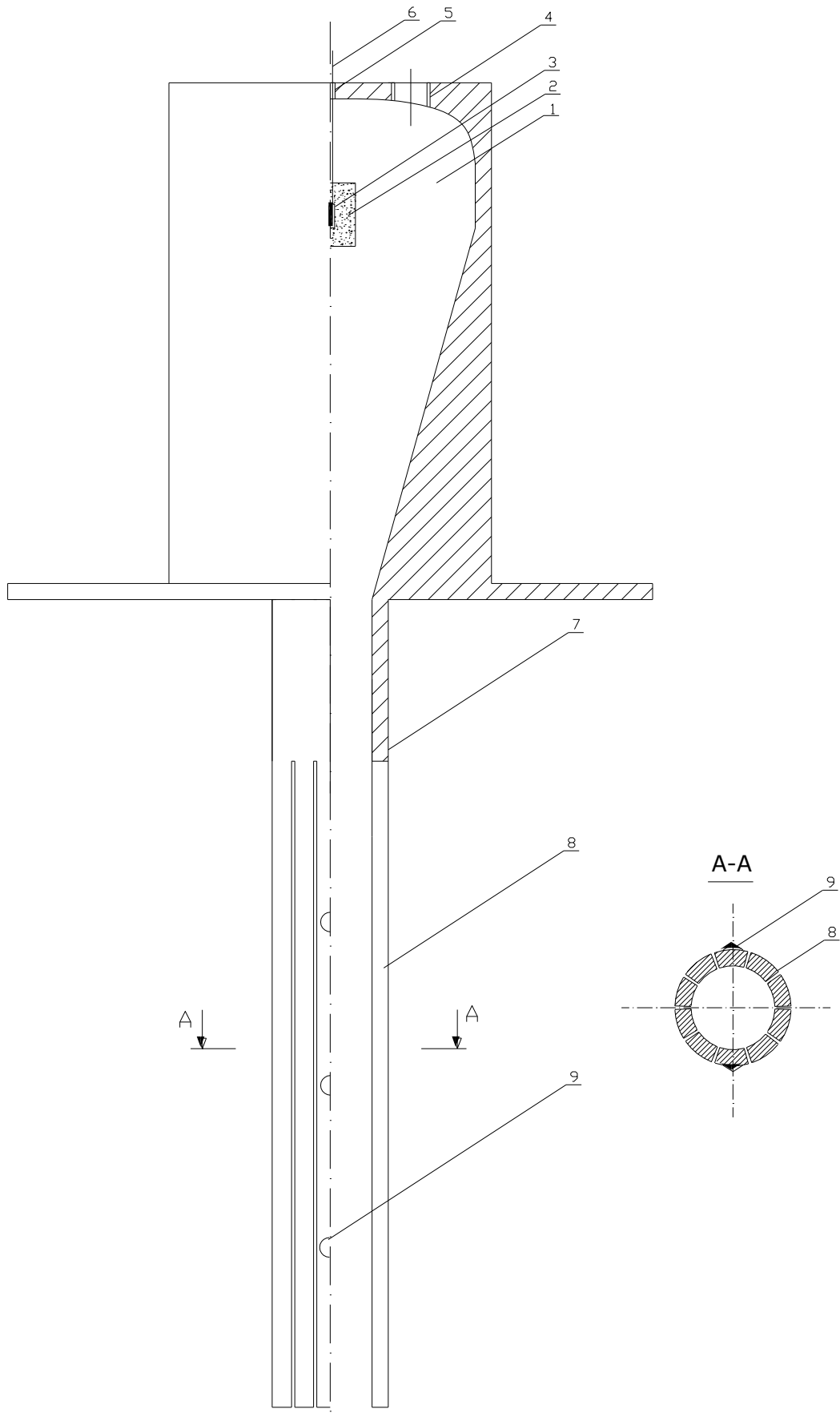


Рис. 4.46. Конструктивна схема газодинамічного пристрою

Газодинамічна установка для руйнування монолітів удосконалена з метою створення більш потужного зразка з деякими конструктивними змінами, а саме, камера виконана з розбірною верхньою частиною. Це рішення дозволяє зменшити вірогідність викидання пристрою утвореними газами із шпура. Для гарантованого утримання камери в робочому положенні в камері є можливість встановлення поздовжньої тяги з шайбами для утримання пристрою у шпурі та застосування заряду, еквівалентного по вазі 300г тротилу та призначеного як для відділення монолітів, так і для руйнування негабаритних кусків гірничої маси та непридатних для подальшого використання блоків.

Конструкція та схема застосування установки представлена на рисунку 4.48, де 1 – тяга, 2 – утримуючі гайки, 3 – шайба, 4 – кришка, 5 – провідники ініціатора заряду вибухової речовини, 6 – отвір для пропуску провідників ініціатора заряду вибухової речовини 7 - заряд вибухової речовини, 8 – півмісяці, 9 – основа, 10 – шпур, 11 – моноліт, що призначено зруйнувати, 12 – патрубок з поздовжніми прорізами, 13 – твердосплавні наварки, виконані на двох діаметрально протилежних пластинах що, виконують роль концентраторів напружень, 14 – конус (або шайба, як варіант).

Застосування у нижній частині установки шайби або конуса визначається безпосередніми умовами застосування для певних порід і певної маси розміщеного заряду.

Принцип дії установки наступний. Після ініціювання заряду вибухової речовини 7 або наважки газоутворюючої суміші утворюються гази. При цьому ударний імпульс передається або в рідину, якою залитий шпур, або безпосередньо діють на стінки шпура. Діючи на конус 14, розміщений на тязі 1 та зафіксований гайками 2 та шайбою 3, ударний імпульс забезпечує утримання установки від руху вздовж шпура при наростанні тиску, а також спрямовує ударну хвилю на стінки шпура. Твердосплавні наварки 13, виконані на двох (можливо й більше) діаметрально протилежних пластинах патрубку 12, виконують роль концентраторів напружень та зумовлюють утворення зародкової тріщини, а також додатково утримують установку від руху вздовж шпура.

Застосування даної установки для руйнування монолітів за основну перевагу має скорочення витрат вибухової речовини.

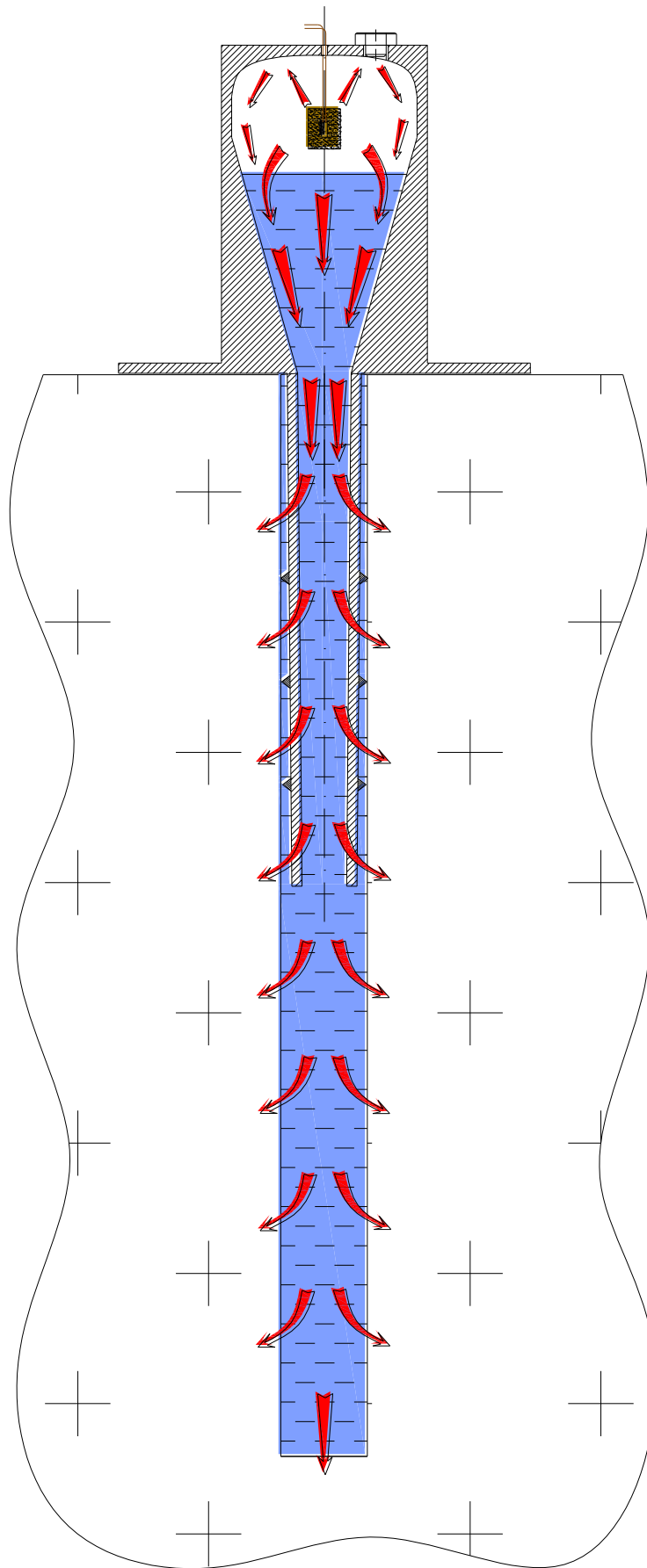


Рис. 4.47. Принцип дії газодинамічного пристрою

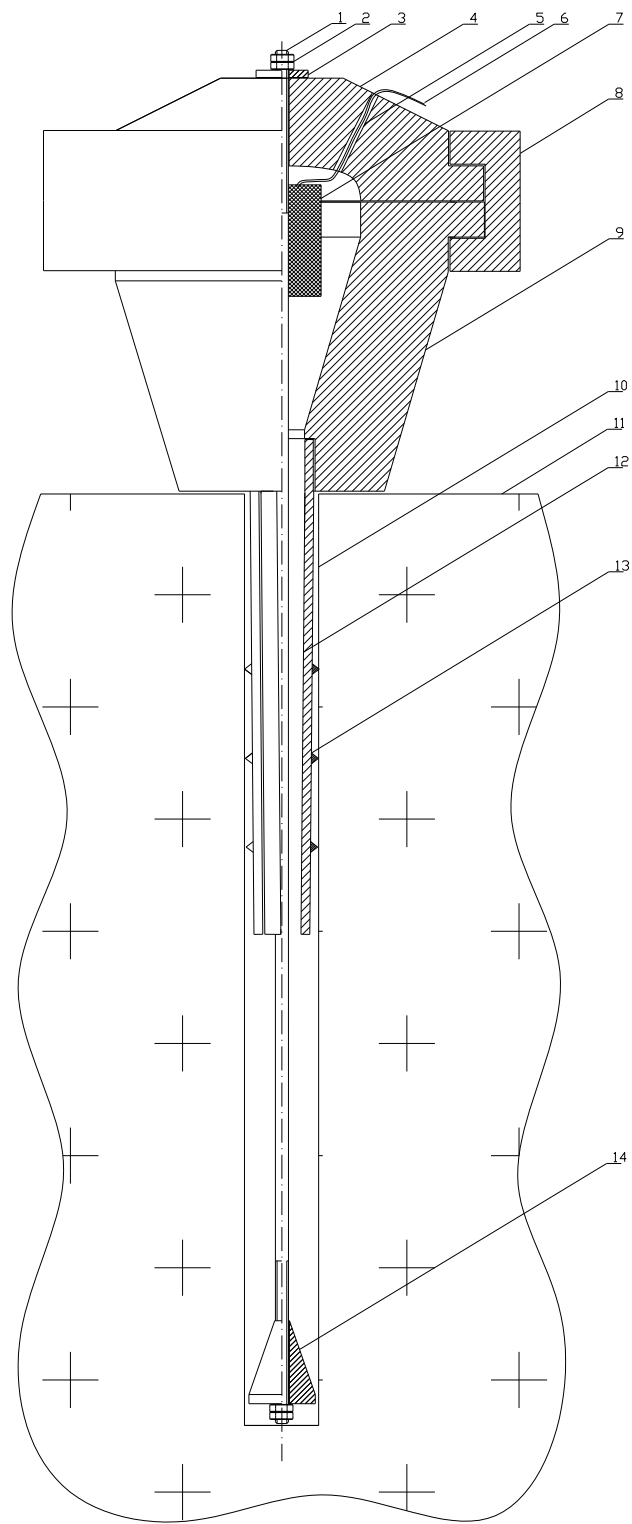


Рис. 4.48. Конструкція та схема застосування установки для руйнування монолітів

Варіант технічного рішення, що сприяє керованому розподілові тиску газів вибуху на стінки шпура в напрямку площини розриву застосовано в установці для блочного відділення каменю. Принцип її дії показано на рис. 4.49 та 4.50.

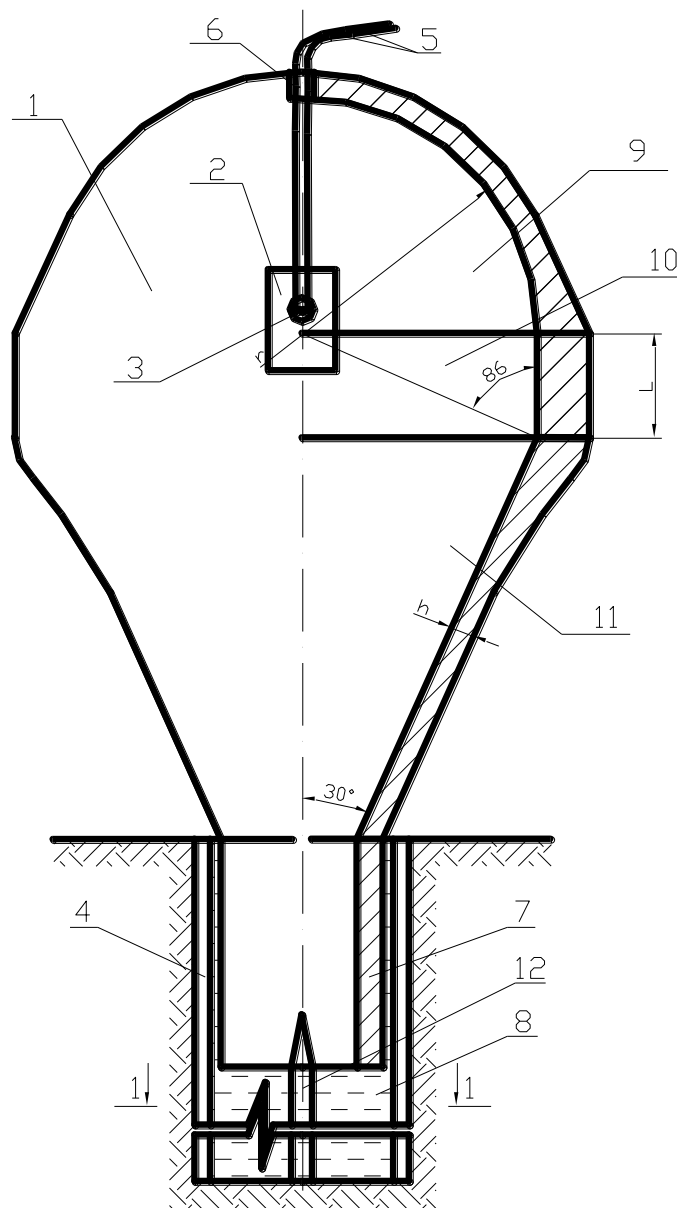


Рис. 4.49. Загальний вигляд установки для блочного відділення каменю

Установка включає: вибухову камеру 1, внутрішня поверхня якої складається з трьох секцій – верхньої сферичної 9, середньої циліндричної 10, нижньої конічної 11, яка звужується до низу під заданим кутом, в центрі сферичної частини якого розміщений заряд 2 з електродетонатором 3. Проводи 5 від електродетонатора виведено через отвір у верхній частині камери 6. Циліндричний патрубок газоструминного пристрою 7 встановлюється в шпур 8. Металева перегородка 12 проходить через всю довжину шпура, в якій знаходиться металева обсадна труба 4 з пазами 13 та сопловими крилами 14.

Робота пристрою виконується таким чином. В результаті вибуху заряду 2, який ініціюється електродетонатором 3, утворюються ударна хвиля та газовий потік, які при дотриманні кута повного внутрішнього відбиття для сталі спрямовуються в циліндричний патрубок 7 і далі в шпур 8 з боковим розпором через пази 13.

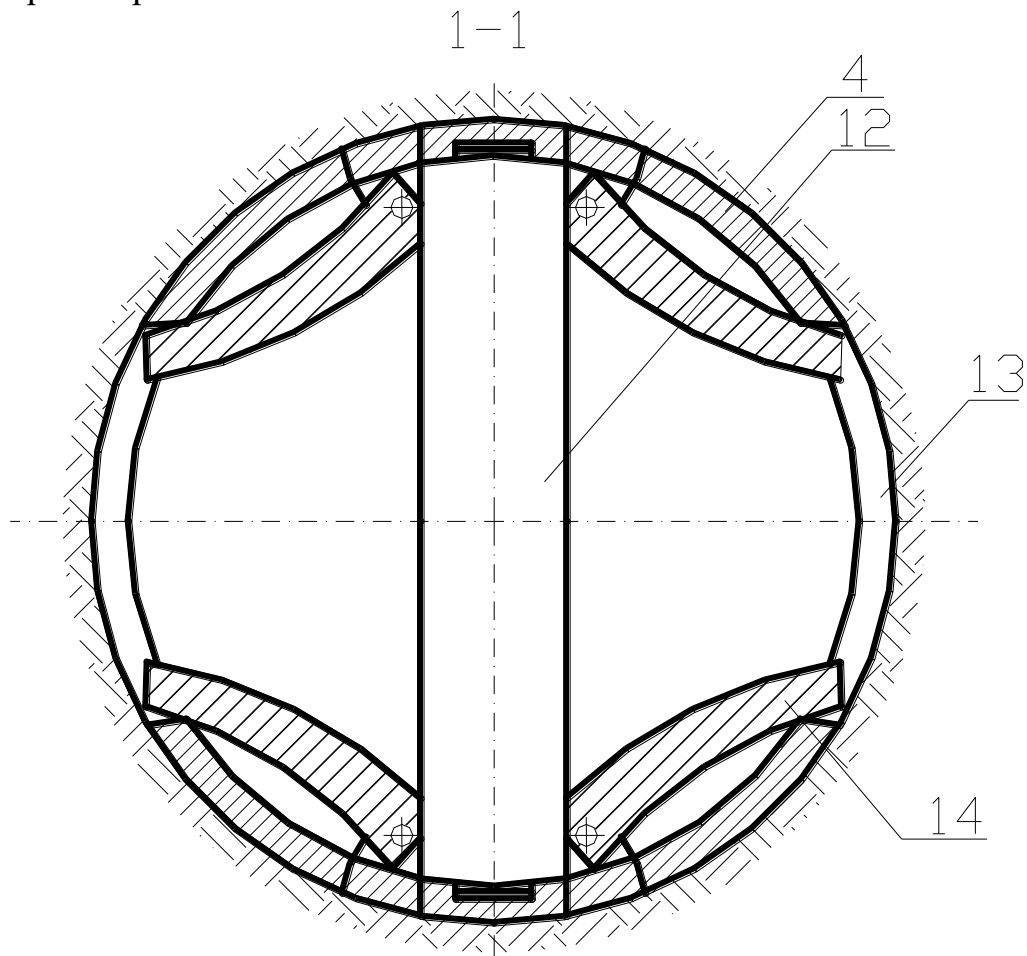


Рис. 4.50. Принцип дії установки для блочного відділення каменю

Перегорodka 12 розділяє симетричний за формою шпур на дві симетричні частини. Від перегородки в протилежних напрямках утворюється первинний бічний ударний імпульс, що створює в породі зародкові тріщини. При цьому форма бічного імпульсу залежить від направляючої поверхні сопла, яку утворюють соплові крила 14.

В подальшому успішність застосування запропонованих газодинамічних установок залежить від добору сумішевих низькошвидкісних ВР або газоутворюючих сумішей, здатних в ощадливому режимі створити динамічне навантаження, що не загрожує цілісності блочного каменя в усій масі, але здатне продовжити розвиток зародкових тріщин розриву, створених попередньо в статичному режимі гідропоршневою установкою [64]. Успішність виконання цього завдання в значній мірі залежить від добору матеріалів, або детонуючих в низькошвидкісному режимі, або в режимі швидкого згорання, при яких виділиться певний об'єм розжарених газів, здатних виконати роботу тріщиноутворення.

РОЗДІЛ 5

ЗАСОБИ УПРАВЛІННЯ МЕХАНІЧНИМ ЕФЕКТОМ ВИБУХУ ШПУРОВОГО ЗАРЯДУ

5.1 Часовий фактор при деформуванні матеріалу забивки

Ефективність вибухових робіт визначається трьома факторами: інтенсивне і рівномірне подрібнення породи, мінімальні витрати і малий ступінь негативного впливу на навколишнє середовище. Різноманітні методи підвищення ефективності вибухових робіт розглядалися у величезній кількості робіт - це різні способи заряджання шпурів (з повітряними прошарками, радикальним повітряним зазором і т.д.), різні способи ініціювання вибуху, усілякі схеми масових вибухів, створення екологічно чистих, у тому числі і безтритилових, вибухових речовин (ВР), засоби і способи локалізації пилу і газових викидів у робочій зоні кар'єру (зрошення підриваємого блоку порід і ін.). Але існує один спосіб, що підвищує ефективність всіх трьох факторів вибуху, – це застосування забивки. Дослідження впливу конструкції і компонентного складу забивки на енергетичні параметри вибуху і параметри відбивки (величину воронки руйнування, змінення тріщинуватості масиву і т.д.) беруть початок ще з п'ятдесятих років ХХ сторіччя і виконуються до цього часу [68 – 94]. Така значна кількість теоретичних і в основному експериментальних робіт обумовлена тим, що вибухові роботи здійснюються з різною метою: розпушування породи, утворення порожнин і профільних виїмок і т.д. і в різноманітних за структурою і фізико-механічними властивостями породах. Слід зазначити, що суттєві теоретичні дослідження забивки на ефективність вибуху з'явилися останнім часом [70, 85, 86, 88–91].

До цього часу розглядалися забивки, які відділялися від шпурівного або шпурового заряду горизонтальною поверхнею.

У даній роботі розглядається дія продуктів детонації (ПД) на забивку із криволінійною поверхнею і досліджуються її замикаючі властивості [93].

Конструктивно така забивка має вигляд: на заряд ВР «ставиться» капсула із пластмасових матеріалів, що має або горизонтальну поверхню із профілем подібним до шиферу, або криволінійну поверхню (рис. 5.1). На цю капсулу засипаються сипучі матеріали. Товщина капсули $\Delta h \sim 3 \div 5$ мм.

Вплив такої забивки на ефективність вибуху будемо розглядати для забивки із криволінійною поверхнею (рис 5.1, 5.2), а потім узагальнимо його і на горизонтальну забивку із профілем подібним до шиферу.

Поверхня капсули являє собою еліптичний параболоїд (рис. 5.1), у загальному вигляді який описується за допомогою рівняння:

$$z = h \left(\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} \right), \quad (5.1)$$

де h - висота забивки, м; x, y, a, b - відповідно поточні координати і півосі еліпса.

Початок системи координат поміщаємо в точці дотику капсули забивки із центром поверхні заряду радіусом r_3 на його верхній частині, тобто довжина заряду в цій системі координат має негативне значення ($-l_3$).

Враховуючи циліндричну симетрію заряду і забивки ($a=b=r_3$), поверхня капсули описується рівнянням

$$Z = hr^2/r_3^2, \quad (5.2)$$

де r - поточна координата.

Таким чином між капсулою і зарядом є повітряний прошарок змінної висоти, окрім т. O , у якій капсула стикається із зарядом (див. рис. 5.1).

Швидкість ініціювання V_I ВР завжди більша за його швидкість детонації D і фронт детонаційної хвилі (ДХ) OC (рис. 5.2) у шпуріві не буде перпендикулярний відносно до осі заряду. За час t , поки ДХ від т. B дійде до т. C ($t=r_3/D$) ініціювання ВР здійсниться на відстані $BO=V_I t=V_I r_3/D$ і тільки потім дійде до т. O . Фронт ДХ розповсюджується за напрямком вектора нормалі \vec{n} до нього. У кожний наступний момент часу, коли ДХ «виходить» на границю заряду OD , потік ПД «проходить» перпендикулярно до поверхні заряду в напрямку капсули. Під дією газоподібних ПД, що дійшли до забивки, починає переміщатися і руйнуватися сама забивка. На підставі законів збереження енергії і маси одержимо

$$\frac{MV^2}{2} + E_{ВПД} + E_{КПД} + E_{руйн.} = mQ; \quad \rho_{ВР} = \rho_{ПД}, \quad (5.3)$$

де M – маса забивки, кг; V – швидкість переміщення забивки, м/с; $E_{ВПД}$ і $E_{КПД}$ – внутрішня і кінетична енергія ПД, Дж; $E_{руйн.}$ – енергія руйнування капсули; $\rho_{ВР}$ і $\rho_{ПД}$ – щільність ВР і ПД, кг/м³; m – маса ВР, кг; Q – питома теплота вибуху, Дж/кг.

Аналогічна ситуація буде спостерігатися в кожній точці капсули, притискаючи її до стінок шпура і збільшуючи силу тертя, що перешкоджає переміщенню всієї забивки. Оскільки найбільш імовірним результатом цього буде руйнування капсули і всієї забивки, перший член у рівнянні (5.3) можна не враховувати. Тоді енергія руйнування буде визначатися за формулою

$$E_{руйн.} = \frac{PV_3}{\kappa - 1} - E_{ВПД} - E_{КПД}, \quad (5.4)$$

де P – середній тиск ПД в об'ємі заряду ($P = \rho_{ВР} D/8$), Па; V_3 – об'єм заряду; κ – показник ізентропи; $mQ = PV_3/(\kappa-1)$.

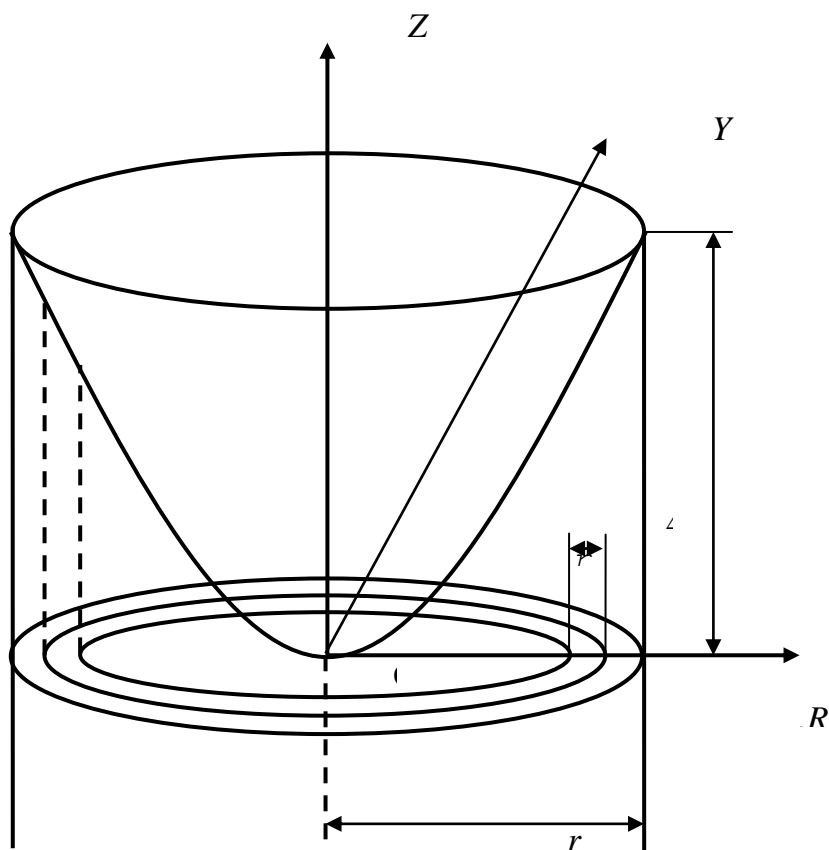


Рис. 5.1. Схема розподілу заряду на елементарні об'єми

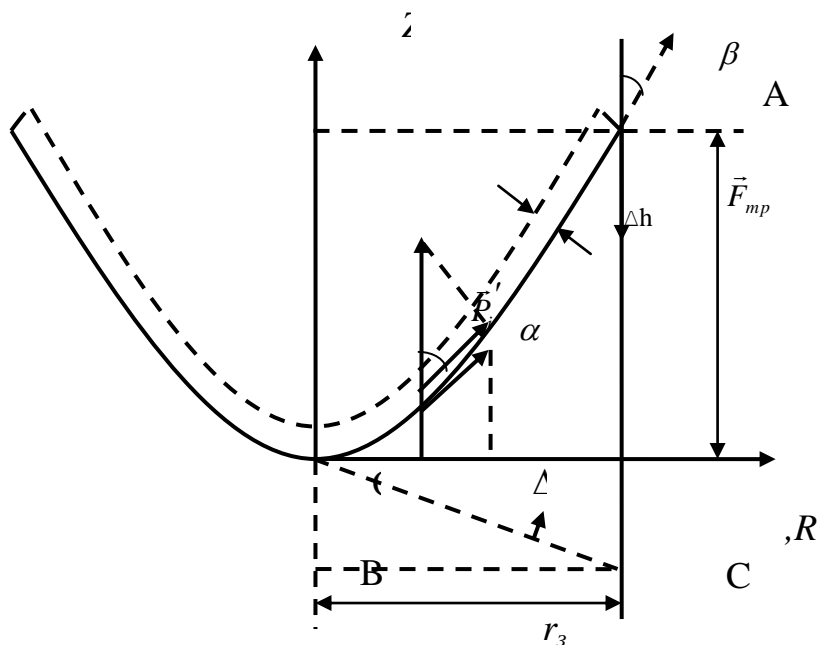


Рис. 5.2. Розподіл сил у капсулі при вибуху

Для того щоб визначити $E_{ВПД}$ і $E_{КПД}$ заряд і зазор між зарядом і забивкою розіб'ємо на елементарні циліндричні об'єми ΔV_i , для визначення яких радіус заряду розділимо на n рівних частин Δr_i ($i=1,2,\dots,n$). Довжина утворюючої буде

дорівнювати l_3+h_j (h_j - середня відстань від поверхні заряду в точці $\Delta r/2$ до поверхні капсули), а величину h_j визначаємо за формулою:

$$h_j = (h_i - h_{i-1})/2. \quad (5.5)$$

Тоді внутрішня енергія E_{3BH} ПД в елементарному об'ємі ΔV_{3i} , довжина утворючої якого дорівнює довжині заряду l_3 буде

$$\begin{aligned} E_{3BH} &= \frac{P_i \Delta V_{3i}}{k-1} = \frac{P_i}{k-1} \int_0^{\Delta r} r dr \int_{-l_3}^0 dz \int_0^{2\pi} d\theta = 2\pi \frac{P_i}{k-1} \frac{l_3}{r_3^2} \int_0^{\Delta r} r dr \\ &= \frac{\pi P_i}{k-1} l_3 \Delta r^2 = \frac{\pi P_i l_3}{k-1} \frac{r_3^2}{n^2} = \frac{P_i}{k-1} \frac{V_3}{n^2} \end{aligned} \quad (5.6)$$

Теплота вибуху маси Δm_i , заряду ВР в об'ємі ΔV_{3i} дорівнює $\Delta m_i Q$. З рівності цієї теплоти внутрішньої енергії E_{3BH} можна визначити тиск ПД в об'ємі V_i де Δm_i – n -а частина маси ВР, яка знаходиться в об'ємі ΔV_{3i} .

$$P_i = \frac{(k-1)n^2}{\pi l_3 r_3^2} \Delta m_i Q = \frac{(k-1)n^2}{V_3} \Delta m_i Q, \quad (5.7)$$

За допомогою формули (5.7) можна визначити тиск ПД від вибуху заряду масою Δm_i в елементарному об'ємі ΔV_{3i} . Тиск ПД P'_i в об'ємі ΔV_i відрізняється від тиску P_i в об'ємі ΔV_{3i} через наявність зазору. Внутрішня енергія $E_{ВПД}$ визначається за формулою:

$$\begin{aligned} E_{ВПД} &= \frac{P'_i}{k-1} \left[\Delta V_{3i} + \int_0^{\Delta r} r dr \int_0^{h_j} dz \int_0^{2\pi} d\theta \right] = \frac{P'_i}{k-1} \left[\Delta V_{3i} + \pi h_j \Delta r^2 \right] = \\ &= \frac{P'_i}{k-1} \left[\pi l_3 \frac{r_3^2}{n^2} + \pi h_j \frac{r_3^2}{n^2} \right] = \frac{P'_i}{k-1} \pi (l_3 + h_j) \frac{r_3^2}{n^2}, \end{aligned} \quad (5.8)$$

де P'_i - тиск ПД в об'ємі ΔV_i , який можна визначити за допомогою рівняння стану.

$$P_i \Delta V_{3i}^3 = P'_i \Delta V_i^3; \quad P'_i = P_i \left(\frac{l_3}{l_3 + h_j} \right)^3. \quad (5.9)$$

Кінетична енергія ПД в елементарному об'ємі дорівнює

$$E_{\text{КПД}} = \frac{\Delta m_i U^2}{2} = \frac{\rho_{\text{BP}} U^2 \Delta r}{2} \int_0^{h_j} r dr \int_0^{2\pi} d\theta = \frac{\rho_{\text{BP}} U^2}{2} \pi h_j \frac{r_3^2}{n^2} = \frac{\pi}{2} \rho_{\text{BP}} U^2 h_j \frac{r_3^2}{n^2}, \quad (5.10)$$

де U - швидкість руху ударної хвилі, м/сек.

Таким чином енергія руйнування, обумовлена дією ПД в елементарному об'ємі ΔV_i , запишеться у вигляді:

$$E_{\text{руйні}} = \frac{P_i}{k-1} \frac{V_3}{n^2} - \frac{P'_i}{k-1} \pi (l_3 + h_j) \frac{r_3^2}{n^2} - \frac{\pi}{2} \rho_{\text{BP}} U^2 h_j \frac{r_3^2}{n^2}. \quad (5.11)$$

Тиск УХ на капсулу в кожній точці її поверхні дорівнює P'_i і спрямовано по осі Z , а згадана вище сила \vec{F}_i , яку варто тепер позначити \vec{F}_{li} , дорівнює:

$$\vec{F}_{li} = \vec{P}_i \text{Cos } \alpha, \quad (5.12)$$

де α - кут між \vec{P}_i і дотичною до поверхні капсули, град. Наприклад, у т. O , координати якої по осі R рівні $R_{i-1} = (i-1)\Delta r$, а по осі Z рівні $Z_{i-1} = h_{i-1}(i-1)^2 \Delta r^2 / r_3^2$, рівняння дотичної буде мати вигляд:

$$2h_{i-1} \frac{r}{r_3^2} [r - (i-1)\Delta r] + \frac{1}{r_3^2} [hr^2 - h_{i-1}(i-1)^2 \Delta r^2] = 0 \quad (5.13)$$

або

$$2h_{i-1} \frac{r}{r_3^2} \left[r - (i-1) \frac{r_3}{n} \right] + \frac{1}{r_3^2} \left[hr^2 - h_{i-1}(i-1)^2 \frac{r_3^2}{n} \right] = 0,$$

де r - поточна координата по осі R .

Кут α між вектором \vec{P}'_i і вектором дотичною до поверхні капсули $\delta \vec{r}$, який можна визначити за допомогою рівняння (5.13), дорівнює:

$$\text{Cos } \alpha = \frac{\vec{P}'_i \delta \vec{r}_i}{\sqrt{(P'_i)^2 (\delta r)^2}}. \quad (5.14)$$

Як відзначено вище, частина ПД спрямується до верхньої частини капсули за напрямком дотичної в кожній точці $\delta \vec{r}_i$, створюючи уздовж її поверхні нерівномірний розподіл щільності цих ПД (максимальна їхня щільність буде в т. A , а мінімальна в т. O). Функцією розподілу часток (молекул) ПД є розподіл Максвелла – Больцмана, оскільки ця функція описує розподіл часток у довільному силовому полі, яке у цьому випадку визначається

силами, що призводять до «ковзання» ПД уздовж поверхні капсули і їхньому нерівномірному розподілу.

Середнє число часток ПД у кожній точці поверхні можна визначити за формулою:

$$\bar{n}_i = 1 / \left[\exp \left(- \frac{E_{\Pi i}}{kT} \right) \right], \quad (5.15)$$

де \bar{n}_i , - середнє число часток у кожній точці поверхні; $E_{\Pi i}$ - їхня повна енергія в цих точках, Дж; k - постійна Больцмана; T - температура, К.

Тоді повна енергія буде визначатися за формулою:

$$E_{\Pi i} = \pi \frac{P'_i}{k-1} (l_3 + h_j) \frac{r_3^2}{n^2} + \frac{\pi}{2} \rho_{BP} U^2 h_j \frac{r_3^2}{n^2}. \quad (5.16)$$

Підставляючи у формулу (5.15) повну енергію (5.16) і температуру вибуху, характерну для даної ВР, отримаємо середнє число часток (молекул) в i -му елементарному об'ємі ΔV_i . Знаючи молекулярну масу m_M часток ПД можна визначити масу Δm_i та щільність часток зосереджених у кожному елементарному об'ємі ΔV_i :

$$\Delta m_i = m_M \bar{n}_i, \quad \rho_i = \Delta m_i / \Delta V_i, \quad (5.17)$$

де ρ_i - щільність ПД в елементарному об'ємі ΔV_i з урахуванням нерівномірності їхнього розподілу, кг/м³.

Новий тиск P_i'' ПД, який діє на кожен елемент поверхні капсули, можна визначити за відомою формулою:

$$P_i'' = \frac{\rho_i D^2}{8}. \quad (5.18)$$

Слід зазначити, що тиск P_i'' відрізняється від P_i' тим, що тиск P_i' обумовлено дією рівномірно розподілених газоподібних ПД в елементарному об'ємі ΔV_i , а тиск P_i'' враховує їхню дію на капсулу після перерозподілу, зі змінною щільністю.

Процес руйнування твердого тіла – це процес зародження і розкриття тріщин. У фізиці твердого тіла поняття поверхневої енергії пов'язане з енергетичним станом атомного шару речовини, що припадає на вільну поверхню тіла. А. Гріфітс уявив поверхневу енергію γ (Дж/м²) як міру енергетичних витрат при руйнуванні тіл. При цьому модель будується на енергетичному балансі, реалізованому в тілі, яке містить тріщину в межах розтягуючих напружень σ_p . При наявності тріщини довжиною L потенційна

енергія тіла зменшується на величину ΔU у порівнянні з тим же тілом без тріщини [95, 96].

$$\Delta U = -\frac{\sigma_p^2}{4E} \pi L^2, \quad (5.19)$$

де E – модуль Юнга; ΔU - пружна енергія тіла із тріщиною, Дж.

Тіло з тріщиною, на відміну від тіла без неї, має додаткову енергію поверхневого натягу γ на двох вільних поверхнях тріщини [95, 96]

$$U_{II} = 12\gamma L. \quad (5.20)$$

Загальне рівняння енергії тіла з тріщиною буде мати вигляд

$$\Delta W = \Delta U + U_{II} = -\frac{\sigma_p^2}{4E} \pi L^2 + 12\gamma L. \quad (5.21)$$

Така зміна енергії справедлива для тіла, яке містить одну тріщину. В процесі вибуху на руйнування капсули витрачається робота, що дорівнює загальній енергії руйнування. У результаті цього в тілі капсули виникає N тріщин, число яких визначається за допомогою рівняння:

$$N\Delta W = N\left(-\frac{\sigma_p^2}{4E} \pi L^2 + 12\gamma L\right) = E_{руйн}, \quad (5.22)$$

де $E_{руйн}$ – загальна енергія руйнування капсули, яка визначається за допомогою формули:

$$E_{руйн} = \sum_{i=1}^n E_{руйн.i} = \sum_{i=1}^n \left[\frac{P_i}{k-1} \frac{V_3}{n^2} - \frac{P'_i}{k-1} \pi (l_3 + h_j) \frac{r_3^2}{n^2} - \frac{\pi}{2} \rho_{BP} U^2 h_j \frac{r_3^2}{n^2} \right]. \quad (5.23)$$

У формулі (5.23) необхідно врахувати, що h_j визначається за формулою (5.5).

Швидкість розкриття тріщин відповідає зміні енергії руйнування в часі і визначається за формулою:

$$\frac{dE_{руйн}}{dt} = N \left(-\frac{\sigma_p^2}{4E} \pi L + 12\gamma \right) \frac{dL}{dt} = N \left(\frac{\sigma_p^2}{4E} \pi L + 12\gamma \right) V_{mp}, \quad (5.24)$$

де

$$\frac{dE_{руйн}}{dt} = -\pi \frac{r_3^2}{n^2} \sum_{i=1}^n \left(\frac{P'_i}{k-1} + \frac{\rho_{BP} U^2}{2} \right) \frac{dh_j}{dt}. \quad (5.25)$$

Знак мінус у формулі (5.25) показує, що кількість енергії зменшується за рахунок витрат на зародження і розвиток тріщин. Таким чином, швидкість руйнування капсули дорівнює:

$$V_{mp} = \pi \frac{r_3^2}{n^2} \sum_{i=1}^n \left(\frac{P'_i}{k-1} + \frac{\rho_{BP} U^2}{2} \right) \frac{dh_j}{dt} / N \left(\frac{\sigma_p^2}{4E} \pi L - 12\gamma \right), \quad (5.26)$$

а час її руйнування

$$t_1 = \Delta h / V_{mp}. \quad (5.27)$$

Після руйнування капсули починаються процеси фільтрації ПД через зернисту забивку і її викидання. Ці процеси розглянуті в роботах [71, 85, 86, 92, 97]. Час затримки вильоту ПД t_l збільшується, у порівнянні з іншими видами забивки, за рахунок витрати додаткового часу на деформування і руйнування капсули в шпуріві.

Швидкість руйнування капсули (5.26) містить множник dh_j/dt , який можна представити у вигляді $d(Ut_j)/dt \approx U$, де t_j – час проходження h_j ударної хвилі зі швидкістю U для даного типу ВР. Тоді швидкість руйнування V_{mp} буде мати вигляд:

$$V_{mp} = \pi \frac{r_3^2}{n^2} \frac{U}{N} \frac{\frac{1}{k-1} \sum_{i=1}^n p'_i + n \frac{\rho_{BP} U^2}{2}}{\pi L \frac{\sigma_p^2}{2E} - 12\gamma}. \quad (5.28)$$

В якості прикладу розглянемо шпуріву радіусом $r_c = 125$ мм. Вибухова речовина – граммоніт 79/21, $\rho_{BP} = 1,69$ г/см³, швидкість детонації $D = 4000$ м/с, $U = 1550$ м/с, над ВР розміщена капсула з криволінійною поверхнею із стійкого до удару полістіролу УПМ-703 товщиною $\Delta h = 0,003$ м, $\sigma_p = 500 \dots 600$ кгс/см², $E = 1 \cdot 10^4$ кгс/см². Радіус шпура (заряду) поділимо на 10 рівних частин ($\Delta r = 0,1r_3$) і розглянемо руйнування капсули в середній частині ($m = 5, k = 1,4$). Після розрахунків за формулою (5.28) отримуємо, що швидкість руйнування капсули V_{mp} без врахування засипки дорівнює $6,55536 \cdot 10^2$ м/с, а час її руйнування t складає $4,576 \cdot 10^{-5}$ с.

Таким чином, уперше розглянутий процес вибухового руйнування забивки оригінальної конструкції з визначеною її геометрією і властивостями матеріалу. Час, який необхідний для руйнування такої забивки, збільшує час перебування ПД у шпуріві, за рахунок чого підвищується енергія вибуху, що спрямована на корисну роботу – подрібнення породи. Розглянута забивка дозволяє збільшити об'єм подрібнення, а значить зменшити витрати енергії на вибухові роботи.

5.2 Вплив конструкції забивки на механічний ефект вибуху подовженого заряду

Один із основних способів підвищення ефективності вибуху – це застосування надійної забивки. Дослідження впливу конструкції і компонентного складу забивки на енергетичні параметри вибуху і параметри відбивання (величину воронки руйнування, змінення тріщинуватості масиву і т.д.) беруть початок ще з п'ятдесятих років ХХ сторіччя і виконуються до цього часу. Така значна кількість теоретичних і в основному експериментальних робіт обумовлена тим, що вибухові роботи здійснюються з різною метою: розпушування породи, утворення порожнин і профільних виїмок і ін. і в різноманітних за структурою і фізико-механічними властивостями породах. Слід зазначити, що суттєві теоретичні дослідження забивки на ефективність вибуху з'явилися останнім часом [70, 85, 86, 88–91, 97].

Відомо, що ефективність роботи подовженого шпурівного або шпурового заряду при руйнуванні гірського масиву значною мірою визначається параметрами забивки [90, 91]. Головним призначенням забивки є надійне запирання продуктів вибуху на час, поки відбудуться вторинні реакції детонаційного розкладу вибухової речовини, а енергія розширюваних газів почне перетворюватись в механічну роботу руйнування та переміщення частини масиву. Поряд з регулюванням інтенсивності подрібнення породи забивка має попередити передчасне викидання газів із зарядної виробки, яке супроводжується неповним розкладом продуктів детонації та обумовлює підвищений вміст токсичних компонентів в газовій суміші, руйнування її устя з неконтрольованим розкиданням окремих кусків породи, утворення посиленої повітряної хвилі. Згідно з цим у відомих дослідженнях, поряд з параметрами подовженого заряду приділяється особлива увага параметрам та властивостям матеріалу забивки.

Дослідження [90] та гірнича практика свідчать про переваги матеріалу забивки, здатного забезпечити технологічність процесу забивання та одночасно - подовження часу її деформування під дією розширюваних газів, а отже, і часу запирання продуктів детонації в зарядній порожнині. Практика при цьому надає переваги піщано-глинястій суміші, яка забезпечує достатню пластичність матеріалу забивки та його зчеплення з стінками зарядної порожнини в процесі деформування. Більш ефективною в цьому сенсі є запропонована авторами [90, 91] забивка для шпурового заряду на основі

твердіючої розширюваної суміші, що подовжує час вильоту забивки на 0,6с і відповідно забезпечує поглиблення руйнуючої дії вибуху в радіальному напрямку на 0,5м. Однак вартість такої забивки може бути перепорою для застосування її в шпурівних зарядах на масових вибухах.

Якщо для маломасштабних шпурових зарядів пошуки нових засобів підвищення запираючої дії забивки задовольняються її матеріалом або заміною забивки спеціальними запираючими пристроями, для шпурівних зарядів ці пошуки можливо розширити за рахунок конструкції забивки, тобто її параметрів та геометрії.

Виходячи з динаміки взаємодії детонаційної хвилі у верхньому торці подовженого заряду з забивкою, перша стадія включення її в роботу полягає у проходженні ударної хвилі тілом забивки до верхнього її торця, утворення відбитої хвилі розрідження в зворотному напрямку, відповідному ослабленні структурної міцності матеріалу забивки та частковому його переміщенні в осьовому напрямку в сторону від заряду. Наступний етап включає процеси, що полягають у деформуванні забивки, її розпиранні в зарядній порожнині та зростанні сили тертя між забивкою і стінками порожнини. При цьому роль матеріалу забивки має менше значення порівняно з впливом зусиль та з деформаціями, які в ньому розвиваються.

Отже, втрутитись в згадані процеси потрібно ще на стадії виникнення ударної хвилі в матеріалі забивки шляхом скерування її фронту в напрямку, відмінному від осьового. Це можливо досягти шляхом зміни форми нижньої торцевої частини забивки.

Метою лабораторних досліджень було встановлення можливості впливу на ефективність роботи забивки через зміну форми її нижнього торця, що контактує з подовженим зарядом безпосередньо або через повітряний проміжок.

Для вивчення ефективності конструктивних елементів забивки в подовженому заряді виконано дослідження з фізичного моделювання, в якому використано кубічні моделі з пластиліну розміром 130x130x130мм. В отворах діаметром $d_3 = 6$ мм розміщувався заряд висотою $l_3 = 30$ мм та вагою $Q_3 = 1$ гр., верхня торцева частина якого ініціювалась від електророзрядного пристрою. В якості забивки слугував також пластилін – однорідний піддатливий матеріал, який практично нівелював вплив матеріалу забивки на процеси, що вивчались.

Досліджено три варіанти взаємодії заряду з торцем забивки: розташованим впритул до заряду та на відстані $l_{\text{шт}}$ 10 і 20мм (рис. 5.3). В дослідах нижньому торцеві забивки, оберненому до заряду, надавалась різна форма: циліндра з плоским торцем, конуса та півсфери. Загалом досліджувались 9 варіантів розташування і конструкції забивки, кожен з яких повторювався не менше 3-х разів.

Дослідження впливу форми торця забивки, контактуючого з продуктами детонації, на ефективність використання енергії вибуху базувалась на вимірюванні об'єму отриманої порожнини за аналогією з

відомою методикою вимірювання працездатності ВР. Дані, отримані в результаті досліджень, наведені в табл. 5.1.

Проаналізувавши результати, наведені в таблиці 5.1, можна зробити наступні висновки:

– Найбільші об’єми порожнин за однакових умов отримано при застосуванні забивки у вигляді півсфери, дещо менші (в 1,5 – 1,7 рази) об’єми зафіксовані при формі торця забивки у вигляді конуса і найменші (в 1,6 – 2,0 рази) – при забивці плоскої форми (вдвічі менші порівняно з півсферою).

– Максимальне значення механічного ефекту при застосуванні торця у вигляді півсфери може бути пояснене збільшенням часу взаємодії торцевої частини забивки з розширюваними продуктами детонації через особливості відбиття та переломлення ударного фронту на її криволінійній поверхні.

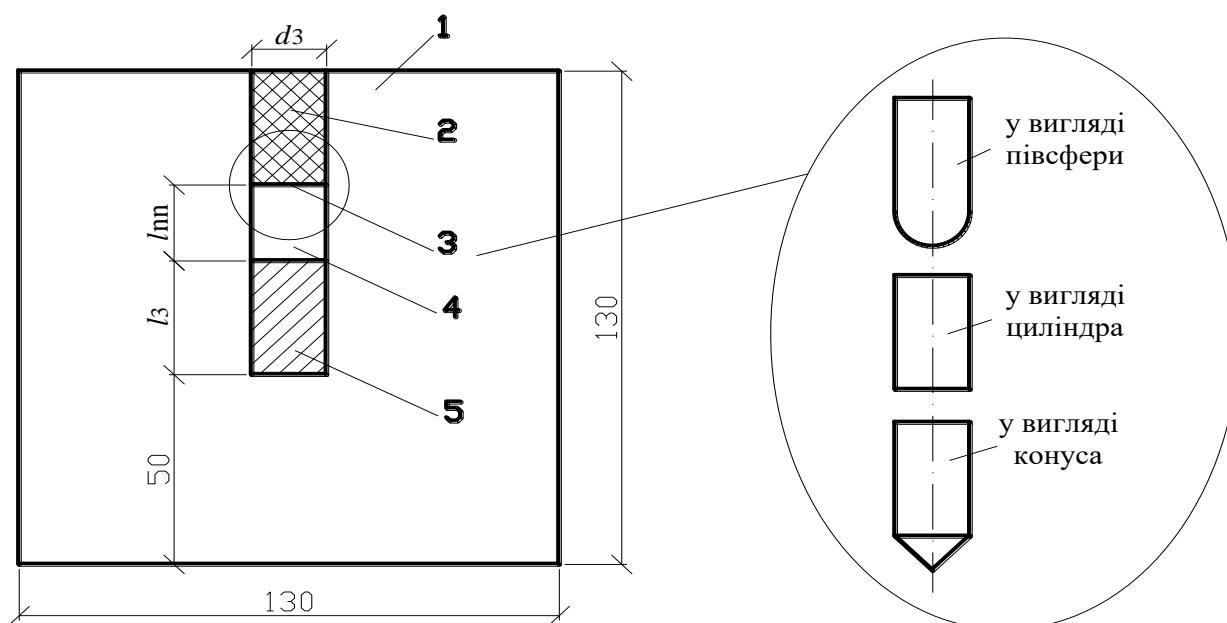


Рис. 5.3. Конструкція заряду ВР з різною формою нижнього торця забивки: 1 – модель, 2 – забивка, 3 – форма нижнього торця забивки, 4 – повітряний проміжок, 5 – заряд ВР.

Таблиця 5.1

Об’єми воронок, що утворилися в результаті застосування різного виду забивки при встановленні їх на різній відстані від заряду ВР

Конструкція нижнього торця забивки	Заряд	d_3 , мм	l_3 , мм	Q_3 , гр	Об’єм порожнин при встановленні забивки на різних відстанях від заряду					
					$h_{\text{пн}}$, мм	V , см ³	$h_{\text{пн}}$, мм	V , см ³	$h_{\text{пн}}$, мм	V , см ³
плоска	димний порох	6,0	30	1,0	0	9,5	10	12,75	20	7,75
півсфера	димний порох	6,0	30	1,0	0	18,0	10	20,5	20	15,5
конус	димний порох	6,0	30	1,0	0	11,5	10	13,5	20	9,25

– Ефективність роботи забивки значною мірою залежить від повітряного про шарку між нею та зарядом. З табл. 5.1 видно, що незалежно від конструкції забивки об'єм порожнин при величині проміжку 10мм від заряду ВР на 15-30% більший, ніж при забивці, встановленій безпосередньо на заряд. В той же час він на 25-40% більший, ніж при забивці, встановленій на відстані 20мм від заряду ВР. Однак при півсферичній поверхні торця забивки ефективність повітряного проміжку між забивкою і зарядом знижується порівняно з плоскою формою. В загальному можна вважати, що найефективнішим є проміжок висотою 1,5 – 2,0 діаметра заряду.

5.3 Регулювання механічного ефекту вибуху в донній частині зарядної порожнини

Аналіз сучасного стану буровибухових робіт (БВР) на кар'єрах України показує, що якісне подрібнення гірської маси досягається в основному за рахунок підвищення питомих витрат вибухових речовин (ВР), використання оптимальних схем підривання та раціональних конструкцій зарядів. Для забезпечення проектної відмітки підшови уступу застосовується перебур шпурів. Однак частка корисно використовуваної енергії вибуху частини заряду, що розташовується в перебурі, незначна, тому що витрачається на деформування породи, яка перебуває в умовах всебічного стиснення, і руйнування при цьому утруднене.

Для кращого подріблення підшови уступу використовують кілька способів: застосування в нижній частині подовженого циліндричного заряду вибухової речовини підвищеної потужності [98], застосування котлових зарядів, шпурів з конусоподібною формою заряду [99], створення в перебурі повітряного проміжку [100, 101] або заповнення його водою [101, 102], послаблення донної частини шпура шляхом створення початкової горизонтальної тріщини за допомогою попереднього підривання [99, 72]. Проведений аналіз показує, що на даний час дослідники все більше приділяють увагу впливові форми донної частини шпура (шпура) на подріблення підшови уступу. Всебічне вивчення явищ, що відбуваються в донній частині шпура, дозволяє розробити нові конструкції зарядів, застосування яких сприятиме більш повному використанню енергії вибуху в нижній частині уступу.

Для оцінки впливу форми заряду в донній частині шпура на ступінь проробки підшови уступу виконано серію експериментів на об'ємних піщано-цементних моделях розміром 120x120x120 мм (рис. 5.4).

У моделі пробурювали шпур діаметром 8 мм на глибину 70 мм з розрахунком, що нижні 10 мм є перебуром, тобто очікувана площа підшови знаходиться на глибині 60 мм. У якості ВР використовували димний порох. Маса заряду складала 2 гр. Ініціювання виконували за допомогою електрозапальника, який складається із суміші роданістого свинцю та бертолетової солі. У якості забивки застосовано пісок. Донну

частину заряду формували за допомогою клиновидних вставок з кутом розкриття $\alpha = 30^\circ, 60^\circ, 90^\circ$ та 120° , розташованих на дні шпура (рис. 5.4).

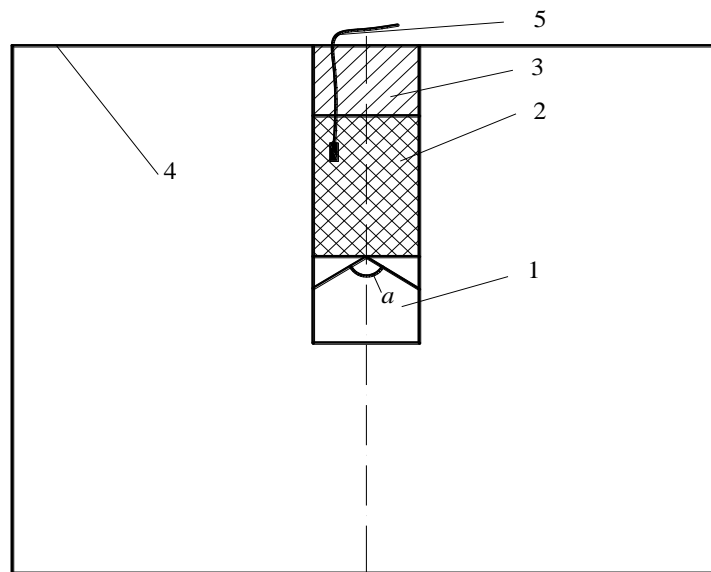


Рис. 5.4. Конструкція заряду з клиновою вставкою: 1 – клиновидна вставка; 2 – заряд; 3 – забивка; 4 – піщано-цементна модель; 5 – ініціатор

На моделі з обох сторін встановлювались п'єзодатчики на однаковій відстані від зарядної порожнини (рис. 5.5) під'єднані через приставку АЦП Е-440 до ПК з програмним забезпеченням.

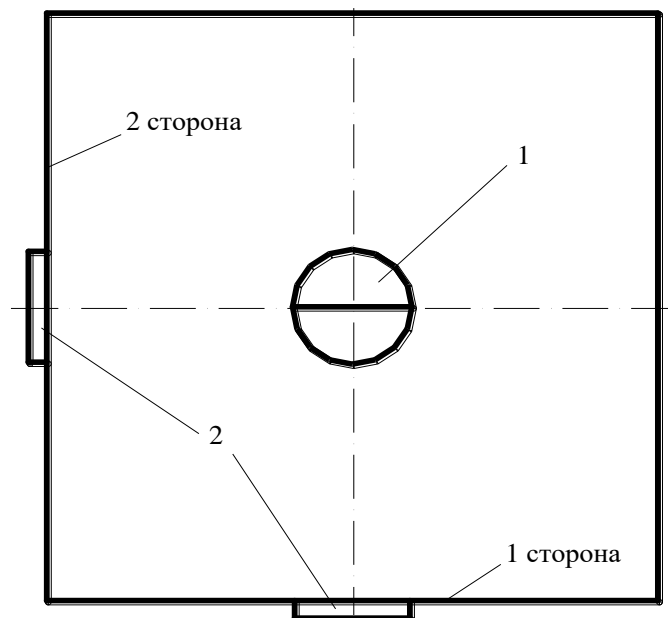


Рис. 5.5. Схема розташування п'єзодатчиків на піщано-цементній моделі: 1 – шпур з клиновидною вставкою; 2 – п'єзодатчик.

Приставка АЦП Е-440 перетворює аналоговий сигнал в цифровий, має 14 каналів та реєструє частоти в діапазоні $0,3 - 100$ кГц.

Вимірювання компонентів нормальних складових напружень виконувались методом перетворення механічної величини в електричний

заряд п'єзоелектричних перетворювачів при імпульсному механічному впливі на них з наступним перетворенням в електричну напругу з реєстрацією (рис. 5.6).

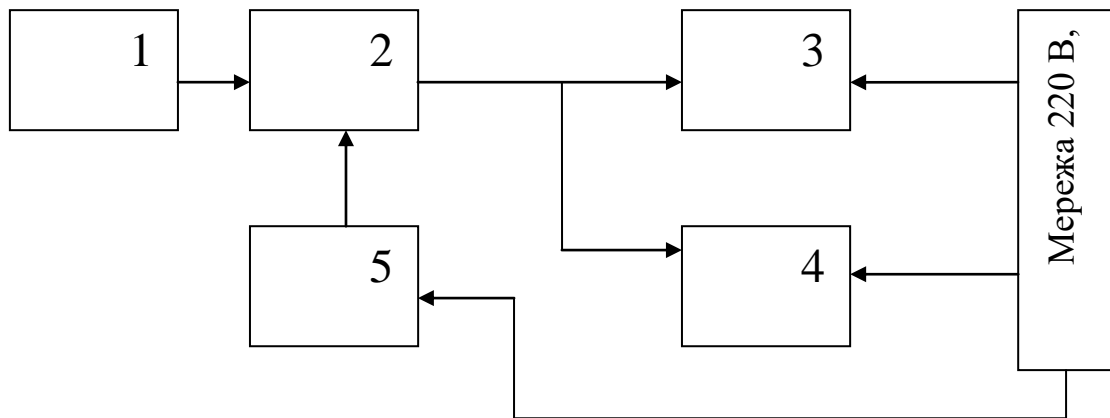


Рис. 5.6. Блок-схема вимірювального каналу: 1-п'єзоперетворювач (ДН-4, ДН-5); 2 - погоджувальний підсилювач (СУЗ-2); 3-перетворювач Е14-440; 4- ПК з програмою Power Grafh; 5-блок живлення, ± 15 В.

Обробка результатів вимірювань виконувалась наступним чином:

Амплітудні значення компонентів нормальних складових напружень (σ) визначаються за формулою:

$$\sigma = \frac{A}{S}, \text{ мПа}, \quad (5.29)$$

де A – амплітудне значення на виході системи, мВ; S – коефіцієнт передачі (чутливості) вимірювального каналу, який визначається за градацією мВ/мПа.

Якщо значення коефіцієнтів передачі підсилювача відрізняються від коефіцієнтів за градацією, то напруження (σ) визначається наступним чином:

$$\sigma = \frac{A}{K_n S}, \text{ мПа}, \quad (5.30)$$

де K_n – коефіцієнт передачі вимірювального каналу, мВ/пКл.

Вихідні та проміжні результати приймались з точністю до 1 %.

Ефективність застосування клиновидної вставки в шпурі оцінювалась за співвідношенням між силовими параметрами, зареєстрованими в напрямку нормалі до бічної площини клина (сторона 1) і в напрямку, що співпадає з лезом клина (сторона 2). Дані вимірювань і обчислень наведені на рис. 5.7 та в табл. 5.2.

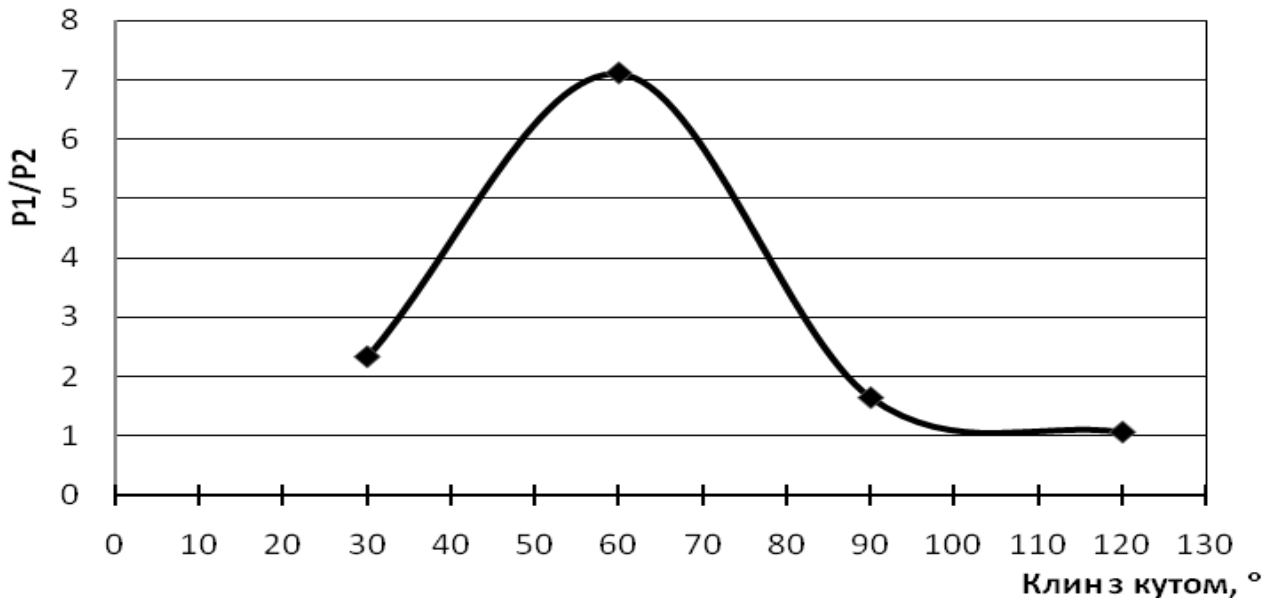


Рис. 5.7. Залежність співвідношення силових параметрів поля напружень від кута розкриття клинової вставки та орієнтації відносно площини симетрії клина.

Таблиця 5.2

Результати вимірювань імпульсів за допомогою п'єзодатчиків

Клин з кутом	Номер датчика		Кп		V(В)		t _н		t ₊		S _g		Тиск, кг/см ²		P ₁ / P ₂
	1 сторона	2 сторона	1 сторона	2 сторона	1 сторона	2 сторона	1 сторона	2 сторона	1 сторона	2 сторона	1 сторона	2 сторона	P ₁ , 1 сторона	P ₂ , 2 сторона	
30°	СУЗ-1	СУЗ-2	0,96	1,03	0,29	0,13	0,005	-	0,25	-	4,13	4,03	0,07	0,03	2,33
60°	СУЗ-1	СУЗ-2	0,96	1,03	10,32	1,4	0,1	0,02	0,2	0,13	4,13	4,03	2,49	0,35	7,11
90°	СУЗ-1	СУЗ-2	0,96	1,03	10,32	6,14	0,025	0,015	0,2	0,08	4,13	4,03	2,49	1,52	1,64
120°	СУЗ-1	СУЗ-2	0,96	1,03	1,36	1,23	-	-	0,12	0,11	4,13	4,03	0,33	0,31	1,06

Дані обробки результатів експериментів свідчать, що максимальний ефект від клиновидної вставки досягається при куті розкриття клина при вершині в 60°. В цих експериментах метою було отримання силових параметрів без руйнування моделі, що дозволило реєструвати не лише

кінцевий результат, а й закономірності розподілу напружень в моделі відносно клиновидної вставки.

Як бачимо з рис. 5.7, якби кут розкриття клина складав 90° (по 45° по обидві сторони від площини симетрії клина) по аналогії з конусом, ефект від вставки був би практично непомітним. Цей висновок в подальшому підтверджений дослідженнями на модельних матеріалах, виконаних з органічного скла (рис. 5.8) та в полігонних умовах.

Як слідує з рис. 5.8, напрямок розвитку тріщини співпадає з напрямком леза клина (сторона 2). Це свідчить про те, що застосування клиновидної вставки скеровує дію ударної хвилі та розширюваних продуктів вибуху по нормалі до бічних похилих площин клина, тобто по його обидві сторони, що потрібно при застосуванні ощадливих методів відділення від масиву, наприклад, при видобуванні монолітів, коли потрібно утворити площинний розрив системою взаємодіючих зарядів або при застосуванні методу обережного підривання для оконтурювання частини масиву суцільною площиною.



Рис. 5.8. Характер руйнування моделі з органічного скла вибухом циліндричного заряду з донною клиновидною вставкою

Звичайно, наведені спостереження стосуються лише дії поодинокого заряду. Картина пророблення підшви уступу при використанні системи взаємодіючих зарядів, безперечно, має змінитись. Якщо оцінювати якість пророблення підшви системою взаємодіючих зарядів, потрібно звернути увагу в першу чергу не так на глибину пророблення на контакті з зарядом (в межах 3-х діаметрів шпура), як врахувати вплив цієї вставки на більш віддалені частини моделі, тобто на рівномірність пророблення масиву з віддаленням від шпура, або, при взаємодіючих зарядах, у міжшпуровому просторі.

Виходячи з даних подальших експериментів, принципово інакше енергія вибуху подовженого заряду в торцевій частині розподіляється із застосуванням клиновидної вставки при взаємодії двох сусідніх шпурів (рис. 5.9).

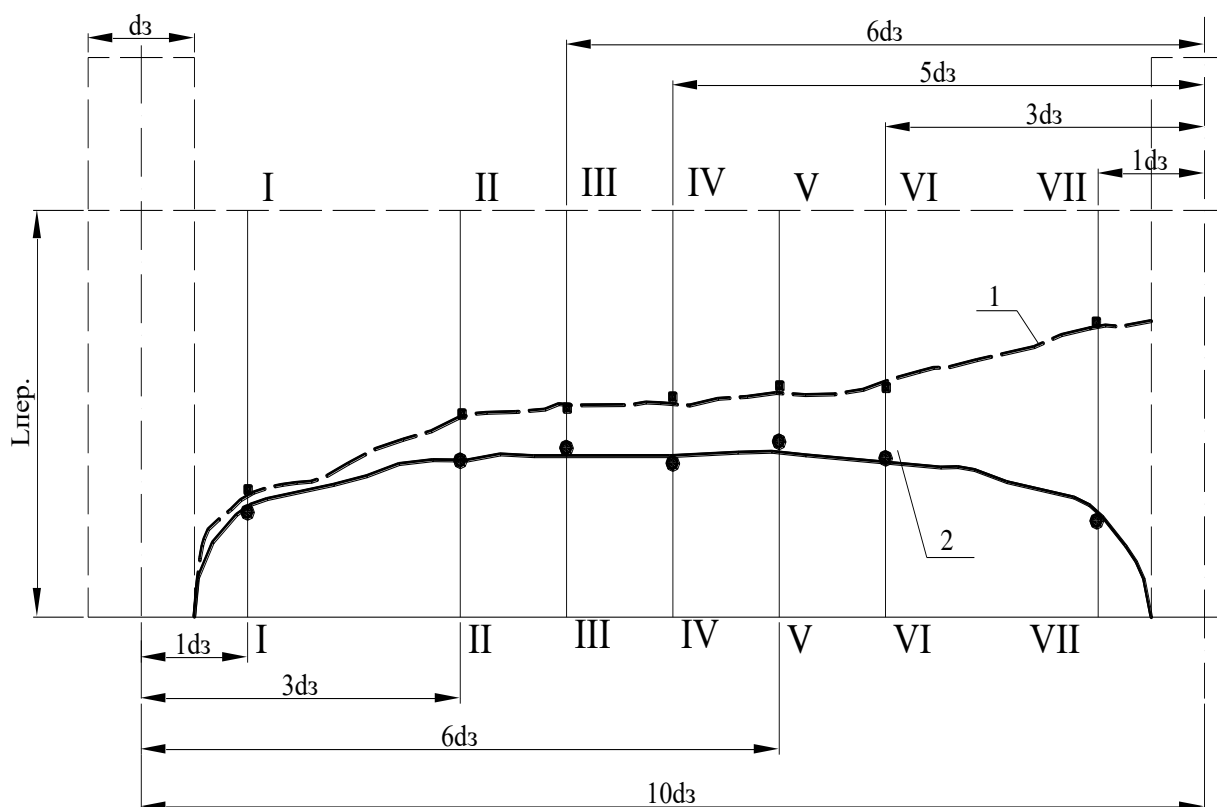


Рис. 5.9. Профіль зони руйнування піщано-цементної моделі: 1 – від заряду з клиновидною вставкою з кутом 60° ; 2 – при взаємодії двох зарядів з клиновидною вставкою з кутом 60° .

Дослідження взаємодії двох сусідніх шпурів із застосуванням клиновидних вставок виконано в бетонних моделях з паралельною реєстрацією силових параметрів падаючої на бічні поверхні моделі хвилі напружень. Вимірювання динамічних напружень виконувались із застосуванням електронної вимірювальної апаратури та п'єзодатчиків наведених вище.

З рис. 5.9 видно, що в перерізі I-I відстань від дна шпура до профілю подошви уступу складає 0,8 *dз* від одного заряду і 1,2 *dз* при взаємодії двох зарядів, що покращує проробку подошви уступу на 9 %; у перерізі II-II ця відстань відповідно становить 1,3 *dз* та 1,7 *dз*, що покращує проробку уступу на 12 %; у перерізі III-III – 1,3 *dз* від одного заряду і 1,8 *dз* при взаємодії двох зарядів, що покращує проробку подошви уступу на 13 % та в перерізі IV-IV відстань від дна шпура до профілю подошви уступу складає 1,3 *dз* від одного заряду і 1,9 *dз* при взаємодії двох зарядів, що покращує проробку подошви уступу на 15 %. Як бачимо, максимальний ефект при взаємодії двох зарядів досягається в перерізі IV-IV на відстані 5 діаметрів заряду.

5.4 Досвід створення вибухових речовин з пониженими детонаційними властивостями

Одним з головних напрямків розвитку вибухової справи є пошук нових типів ВР, які б забезпечували регулювання параметрів вибухового імпульсу і задовольняли екологічним вимогам [103, 104, 105–115]. В історії створення і розвитку засобів підривання найбільш раннім є використання порохів на гірничих і будівельних роботах [116, 117]. Наступним етапом стало всебічне вивчення властивостей селітри (калієвої, аміачної) спочатку як складової частини порохів, а надалі як основу для класу аміачно-селітрових ВР. Аміачна селітра залежно від параметрів початкового ініціюючого імпульсу і початкової температури може розкладатися або в режимі горіння, або вибухово по одній з наведених у роботах [117–120] реакцій.

Наступним значним етапом стало широке використання аміачно-селітрових ВР спочатку лише заводського виготовлення [106, 112, 117, 119]. Даний клас нараховує багато сотень різних модифікацій, до складу яких входять добавки тротилу, ксілілу, динітронафталіну, гексогену, тену. У польській гірничодобувній промисловості знаходять застосування ВР цього класу: амоніти, гідроамоніти, салетроли і салетроліти [121, 122].

Важливим фактором є потреба використання аміачно-селітрових ВР в обводнених свердловинах. Для цих умов застосовують тротил або алюмотол. Однак через дорожнечу і за екологічними міркуваннями його застосування може бути лише в обмежених масштабах [123].

Переходові на широке використання найпростіших ВР сприяла поява гранульованих ВР [123–125] спочатку заводського виготовлення (граммоніти), що містять тротил, а з найпростіших – механічні суміші аміачної селітри з горючими домішками [125, 126]. На думку М.А. Кука [117] "вибухові суміші досягли пануючого положення в 60-х роках ХХ століття і можна припустити, що вони будуть мати домінуюче положення принаймні до кінця ХХ сторіччя". Щодо застосування таких ВР в обводнених умовах найбільш простим і найдешевшим способом захисту аміачної селітри є осушення свердловин. В [127] обґрунтовується спосіб заряджання ВР у водонепроникну полімерну оболонку.

Серед наявних способів гідроізоляції гранул селітри реальним

напрямком удосконалювання найпростіших ВР стає їх обробка поверхнево-активними речовинами (ПАР), або попереднє водонасичення [104, 121, 126, 128–136].

Таким чином, перспективними напрямками у створенні водостійких складів на основі нітрату амонію є отримання як водонасичених композицій, у яких вода перебуває в емульгованому стані, так і безводних пастоподібних систем, які містять дизельне паливо в якості дисперсійного середовища. Подібні бестротилові ВР містять, як правило, в якості сенсibilізатора алюміній, різні ПАР, аліфатичні спирти, гліколі та інші горючі речовини.

Однак найважливішим і найбільш значимим етапом створення високоефективних вибухових складів є розробка емульсійних ВР на основі зворотних емульсій "вода в маслі", які являють собою принципово нові суміші, що відрізняються високою працездатністю, відносно максимальною безпекою і екологічною чистотою, можливістю регулювати їхні детонаційні характеристики, стабільністю складу й водостійкістю [111, 124, 137–141].

Є безліч різних рецептур піноподібних ВР і технологій їхнього приготування. Зокрема, одна з них за назвою "Іфганіт М", до складу якого крім порошкоподібної аміачної селітри входить суміш рідкого ПАР з алюмінієвою пудрою (або порошком), доведена до пастоподібного стану [142], знаходить досить широке застосування.

Систематичні дослідження в цьому напрямку проводилися рядом наукових установ НАН України д.т.н. Галаджиєм Ф.М., к.т.н. Кудрею Т.П., к.т.н. Плужником В.І., д.т.н. Вовком О.О. [132, 133, 137]. Надалі помітні результати по всебічній апробації деяких рецептур наводяться в роботах д.т.н. Кривцова Н.В., д.т.н. Ткачука К.Н. [142–144], Шевченко С.В. [145], рядом польських фахівців: доктор А. Воєводка, магістри Е. Олек та Е. Завіша і ін. [98, 146, 147].

Особливе значення набуває добір вибухових речовин, особливо в такій чутливій до цієї проблеми галузі, як видобуток блочного декоративного каменю.

В Україні розвідано близько 300 родовищ облицювального (декоративного) каменю, які представлені переважно високоміцними породами: граніти, лабрадорити, андезити, габро та ін. [2]. Існує декілька способів відокремлення блоку від масиву: з допомогою проморожування шпурів, вибуховий спосіб з застосуванням лише димного порошу або двох ниток детонуючого шнура (ДШ), та найбільш ощадливий – вибуховий спосіб, але з використанням техніки м'якого вибуху з допомогою спеціально для цього розроблених зарядів.

На зміну малопродуктивному методу видобутку крупних монолітів з допомогою проморожування шпурів прийшов вибуховий спосіб з розташуванням у шпурі двох ниток ДШ. Однак від цього способу стали відмовлятися через низьку продуктивність, а також через утворення наведеної макро – мікро тріщинуватості блоків і втратою ними природних властивостей. Детонуючий шнур не відповідає вимогам збереження блоків,

що добуваються в зв'язку з тим, що його швидкість детонації складає більш ніж 6200 м/с.

Встановлено, що для ефективного відділення блочного каменю від масиву вибуховий матеріал повинен мати швидкість детонації від 1800 м/с до 2300 м/с при критичному діаметрі детонації не більше 30мм. В Україні на сьогоднішній день для вибухового методу видобутку блочного каменю застосовуються лише заряди з димного пороху та імпорتنі конструкції [148]. Отже, створення власної вибухівки для виконання робіт, пов'язаних з обережним розшаруванням скельних масивів, досі є актуальною задачею.

Дослідження компонентів вибухових сумішей за участю ВР конверсійного походження. Ощадливі способи руйнування потрібні при виконанні вибухових робіт в умовах, коли необхідно запобігти мінімально можливим пошкодженням масиву гірської породи за межами площини утвореної монощілини, призначеної для відриву частини блока при видобуванні монолітів декоративного каменя, а також при контурному підриванні. Одним із важливих елементів ощадливої технології є вибір відповідної вибухової речовини з низькими детонаційними характеристиками, але здатної детонувати при відносно малих критичних діаметрах.

Існує декілька способів відокремлення блоку від масиву: з допомогою проморожування шпурів, невибухових розширюваних сумішей, алмазно-канатного різання, застосування системи «Літокол», вибуховий спосіб з застосуванням лише димного пороху або двох ниток детонуючого шнура (ДШ), та найбільш оперативний та продуктивний вибуховий спосіб, але з використанням техніки м'якого вибуху з допомогою спеціально для цього розроблених зарядів (К-трубок фінського виробництва).

Замість малопродуктивного методу видобутку крупних монолітів з допомогою, наприклад, проморожування шпурів та застосування НРС більш ефективним є вибуховий спосіб з розташуванням у шпурі двох ниток ДШ. Однак від цього способу практично відмовились через утворення наведеної макро – мікро тріщинуватості блоків і втрату ними природних властивостей. Детонуючий шнур не відповідає вимогам збереження блоків, в зв'язку з його високою бризантністю (швидкість його детонації складає більш ніж 6200 м/с).

Встановлено, що для ефективного відділення блочного каменю від масиву вибуховий матеріал повинен мати швидкість детонації від 1800 м/с до 2300 м/с при критичному діаметрі детонації не більше 30 мм. В Україні на сьогоднішній день для видобутку блочного каменю застосовуються лише заряди з димного пороху та імпорتنі [140]. Створення власної вибухівки для відколу блочного каменю є актуальною задачею [149, 150].

За кордоном на всіх сучасних кам'яних кар'єрах використовується техніка м'якого вибуху з застосуванням спеціальних пластикових зарядів, таких як пластикові зарядні трубки (К-заряд) фінської фірми „Форсіт” [151]. Вибуховий склад К-зарядів для відбивання блочного каменю має швидкість детонації 1800-2100 м/с при критичному діаметрі ~17 – 18 мм та щільність

0,95-1,05 г/см³. При цьому об'єм газів, що виділяються при розкладі ВР, складає до 160 л/кг. Калорійність такого вибухового складу 358 ккал/кг.

Вибухова суміш трубчастого К-заряду вміщує нітроєфіри (суміш нітрогліцерину і нітрогліколю) та кремнезем. Нітроєфіри викликають головний біль при попаданні на шкіру людини або від впливу забрудненого ними повітря. Це потребує застосування персональних засобів захисту (гумові рукавички, респіратори, тощо). Крім цього, у вибуховій суміші К-заряду недостатня водостійкість, що не дозволяє їх експлуатацію в обводнених шпурах.

Заряди такого ж типу розроблено в Швеції („Гурит-А”). Однак вони, на наш погляд, мають відносно високу швидкість детонації (4000 м/с), що не дозволяє провести м'якого відділення блоку від масиву [151].

В Росії в 1993 році Ленінградським гірничим інститутом у співробітництві з СКТБ “Технолог” були вперше створені для робіт на блочних кар'єрах трубчасті заряди марки “Гранилен”, які є аналогом вищезазначених закордонних пластикових зарядів.

Низька швидкість вибухового розкладу при високій щільності, невисока чутливість до механічних впливів, технологічність при заряджанні шпурів, безпечність при перевезенні та використанні, гарантоване збереження природних якостей каменю при його відбиванні, роблять «Гранилен» конкурентоспроможним навіть на світовому ринку.

Порівняльні характеристики вибухових речовин, які використовуються в даний час за кордоном для відбивання блочного каменю наведені у таблиці 5.3.

На даний час в Україні для вибухового відбивання блочного каменю застосовується переважно димний порох. Димний порох має низьку швидкість детонації (близько 500 м/с) при щільності 1,0-1,5 г/см², тобто можна сказати, що його вибухове перетворення відбувається в дефлаграційному режимі [140]. Об'єм газоподібних продуктів вибуху димного порошу складає в середньому близько 280 л/кг, калорійність до 720 ккал/кг.

Димний порох має високу чутливість до механічних впливів, а також високу гігроскопічність. Хоча димний порох має температуру спалаху 290-310⁰С, він легко вибухає при виникненні іскри від удару каменю по каменю, чи металу по металу, що робить його заряджання у шпура дуже небезпечним. Висока гігроскопічність приводить в туманну або дощову погоду до відказів його запалювання та до нестабільності його властивостей при вибуховому горінні. Велика лінійна маса димного порошу на погонний метр шпура, висока небезпечність при експлуатації, шкідливі умови праці та низька культура виробництва виключають можливість подальшого використання.

Слід відзначити, що нітроєфіри, які входять до складу імпортованих вибухівок, небезпечні у поводженні та при транспортуванні. Тому відзначимо також, що одним із шляхів при розробці вибухових зарядів для видобутку блочного каменю є використання в рецептурі утилізованих сумішей замість нітроєфірів, а саме А-ІХ-1, А-ІХ-2, МС або амотолу. При

розгляді характеристик дослідних утилізованих ВР – МС, А-ІХ-1, А-ІХ-2 та амотолу видно, що критичний діаметр цих ВР низький, але швидкість детонації дуже висока – від 5000 м/с і вище. Тобто вибухові склади з такою високою швидкістю детонації не придатні для м'якого відбивання блочного каменю. Недоліком утилізованих ВР є також велика кількість газів, що утворюється при вибуху.

Відомо, що сумішеві вибухові речовини складаються з окислювача та пального. В якості пального передбачено такі вибухові матеріали, як гексоген, МС, амотол. При виборі окислювача розглянуто: нітрати, хлорати, перхлорати, що широко використовуються в різних галузях господарства України, наприклад, в піротехнічних сумішах та твердих ракетних паливах [97].

З нітратів найбільш поширені аміачна селітра NH_4NO_3 , калієва селітра KNO_3 , нітрат натрію NaNO_3 та ін. Найбільш цікава з цих окислювачів аміачна селітра. При розкладі NH_4NO_3 утворюються тільки газоподібні речовини. Вона має низьку чутливість до механічних впливів, відносно невисокий вміст вільного кисню (кисневий баланс + 20 %). До недоліків NH_4NO_3 слід віднести високу гігроскопічність, високу температуру продуктів згоряння та теплоту вибуху (3400 К та 850 ккал/кг відповідно), а також великий об'єм газоподібних продуктів (850 л/кг). Виходячи з цих даних, аміачна селітра непридатна для компонування вибухової суміші з необхідними характеристиками для м'якого відділення блочного каменю.

Нітрат калію KNO_3 – використовується для виготовлення димного пороху. Він має позитивний кисневий баланс + 47 %, його температура розкладу близько 400⁰С. Розчинність в воді 31,6 г на 100 мл, що обумовлює високу гігроскопічність.

Нітрат натрію NaNO_3 - кисневий баланс + 56 %, температура розкладу 380⁰С, розчинність в воді 88 г на 100 мл (дуже гігроскопічний).

Враховуючі високу розчинність в воді нітратів калію та натрію, що обумовлює високу гігроскопічність складів на їх основі, використання цих окислювачів недоцільно.

З хлоратів найбільш широке застосування має хлорат калію KClO_3 (бертолетова сіль). Однак суміші на основі хлорату калію відзначаються високою чутливістю до удару, тертю та теплових дій. Хлорат калію гігроскопічний, його розчинність в воді складає 73 г/л при температурі 20⁰С. Сухий хлорат калію вогне- та вибухонебезпечний.

З перхлоратів основним окислювачем для твердих ракетних палив є перхлорат амонію NH_4ClO_4 (ПХА). Кисневий баланс NH_4ClO_4 + 34 %, розчинність у воді 208,45 г/л розчину при температурі 20⁰С. Чутливість до механічних впливів залежить від вологості перхлорату амонію: чутливість сухого ПХА до удару - 80-100% при стандартній пробі, до тертя – 56% при тиску 3600 кг/см² (360 МПа). Має низькі енергетичні показники, тому для їх підвищення вводять бризантні ВР, металічні порошки. Однак це приводить до підвищення чутливості ПХА до механічних впливів.

Таблиця 5.3

Порівняльні характеристики вибухових речовин

Характеристики	Швеція	Фінляндія	Росія			
	Гурит-А	Форсіт	Димний порох	Гранилен-1	Гранилен-2	Гранилен-3
Щільність заряду, г/см ³	1,0-1,3	0,95	0,9-1,0	1,86	1,87	1,86
Швидкість вибухового перетворення, м/с	4000	1700-2000	1200-1600	1500	2600	2400
Теплота вибуху, кДж/кг	3800	1200-1500	3024	1550	2670	2070
Абсолютна об'ємна енергія вибуху, кДж/л	3800	1425	3014	3880	4995	3850
Лінійна маса ВР, кг/м	0,11-0,24	0,11-0,24	0,80-1,20	0,14	0,28	0,36
Лінійна щільність енергії, кДж/м	418-912	132-330	2420-3630	217	748	745
Об'єм газів, л/кг	404	132-160	280	416	490	440
Діаметр заряду, мм	11-17	11-17	32-42	11,5	15,0	17,0
Діаметр шпуру, мм	23-43	27-32	32-42	28-32	32-42	42-50

Тверді ракетні палива на основі ПХА та бризантних ВР дуже небезпечні при виготовленні та експлуатації, що робить проблематичним використання ПХА для рецептур, придатних для підбивки блочного каменю.

Перхлорат натрію NaClO_4 має великий вміст вільного кисню (57%) і високу щільність (2,5 г/см³). Однак широкому використанню перхлорату амонію перешкоджає висока гігроскопічність і чутливість до зовнішніх механічних впливів.

Перхлорат калію KClO_4 відноситься до числа окислювачів, які давно використовуються в сумішевих твердих паливах. Він має кисневий баланс +46%, високу щільність та низьку гігроскопічність, злежуваність. При розкладі перхлорату калію виділяється мало тепла (0,6 кДж/моль), калорійність його 103 ккал/моль, він нездатний до горіння без пального. Для розкладу перхлорату калію необхідні каталізатори, в якості яких застосовують окиси практично всіх металів [152]. Розклад KClO_4 також прискорюється добавкою азотнокислого барію $\text{Ba}(\text{NO}_3)_2$. Позитивною якістю KClO_4 є також те, що при розкладі він виділяє до 180 л/кг газоподібних продуктів та має високу щільність (2,5 кг/м³).

З точки зору безпеки при використанні, низьких енергетичних показників (низької калорійності та малого об'єму газоподібних продуктів при розкладі), високої стабільності, з розглянутих і доступних окислювачів перхлорат калію найбільш придатний для компоновки рецептур сумішевих ВР при відбивці блочного каменю.

5.5 Вибір енергетично раціональних рецептур низькошвидкісних сумішевих ВР

При виборі рецептур ВР для відбивання блочного каменю керувались показниками, необхідними для м'якого відділення блочного каменю. Це швидкість детонації, критичний діаметр детонації. Крім того світовий досвід показує, що склад ВР для відбивання блочного каменю повинен мати невисоку калорійність, низьке значення об'єму газів, що виділяються при вибуховому розкладі ВР, та низьку гігроскопічність.

Для виконання термодинамічних розрахунків сумішевих рецептур вибухових речовин для відбивання блочного каменю проведений вибір гіпотетичних рецептур на основі гексогенмістких утилізованих матеріалів А-ІХ-1, А-ІХ-2, МС, амотолу та перхлорату калію. В якості каталізаторів розкладу KClO_4 вибрані двоокис титану TiO_2 і азотнокислий барій $\text{Ba}(\text{NO}_3)_2$. В якості допоміжного пального та для поліпшення органолептичних якостей, а також зменшення злежування в склад додавали дизельне паливо.

На основі наведених даних та їх аналізу обрано склади сумішевих ВР (табл. 5.4, 5.5) та відсоткові співвідношення компонентів для проведення термодинамічних розрахунків.

Таблиця 5.4

Компонентний склад досліджених сумішевих ВР на основі утилізованих ВР

Найменування компонентів	Номери та склад зразків сумішевих ВР										
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Перхлорат калію	88,0	91,0	89,0	82,0	83,0	89,0	87,0	93,0	86,0	87,0	85,0
А-ІХ-1	-	-	5,0	8,0	10,0	-	-	-	-	-	-
А-ІХ-2	-	-	-	-	-	5	8	-	-	-	-
МС	-	-	-	-	-	-	-	5	8	-	-
Амотол	-	-	-	-	-	-	-	-	-	7	10
Барій азотнокислий	5,0	5,0	-	3,0	4,0	3,0	3,0	-	3,0	3,0	3,0
Двоокис титану	4,0	-	3,0	3,0	3,0	-	2,0	2,0	-	-	2,0
Дизельне пальне	3,0	4,0	3,0	4,0	-	3,0	-	-	3,0	3,0	-

Таблиця 5.5

Хімічний склад сумішевих ВР на основі утилізованих ВР

Найменування компонентів	Номери та склад зразків сумішевих ВР										
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Перхлорат калію $KClO_4$	88,0	91,0	89,0	82,0	83,0	89,0	87,0	93,0	86,0	87,0	85,0
Гексоген $C_3H_6N_6O_6$	-	-	5,0	8,0	10,0	3,8	6,1	2,9	4,6	-	-
Тротил $C_7H_5N_3O_6$	-	-	-	-	-	-	-	0,9	1,5	1,4	2,0
Алюміній Al	-	-	-	-	-	1,0	1,6	0,9	1,4	-	-
Церезин C_7H_{16}	-	-	-	-	-	0,2	0,3	0,3	0,5	-	-
Аміачна селітра NH_4NO_3	-	-	-	-	-	-	-	-	-	5,6	8,0
Барій азотнокислий $Ba(NO_3)_2$	5,0	5,0	-	3,0	4,0	3,0	3,0	-	3,0	3,0	3,0
Двоокис титану TiO_2	4,0	-	3,0	3,0	3,0	-	2,0	2,0	-	-	2,0
Дизельне пальне $C_{16}H_{34}$	3,0	4,0	3,0	4,0	-	3,0	-	-	3,0	3,0	-

У таблицях 5.4 і 5.5 наведений компонентний та хімічний склади сумішевих ВР на основі А-ІХ-1, А-ІХ-2, МС, амотолу та КСІО₄. За результатами проведених термодинамічних розрахунків має бути обраний оптимальний склад з характеристиками, що забезпечать вимоги до м'якого відділення блочного каменю.

При розгляді характеристик досліджуваних утилізованих ВР – МС, А-ІХ-1, А-ІХ-2 та амотолу (табл. 5.6) видно, що при відносно малому критичному діаметрі цих ВР швидкість їх детонації складає від 4700 до понад 5000 м/с, тобто вибухові складові в чистому вигляді з такою швидкістю детонації непридатні для м'якого відбивання блочного каменю. Оскільки недоліком утилізованих ВР є велика кількість газів, що утворюється при вибуху, в тому числі токсичних, добір компонентів мав враховувати і екологічний фактор.

Таблиця 5.6

Характеристики досліджуваних утилізованих ВР

Характеристики	МС	А-ІХ-1	А-ІХ-2	Амотол
Критичний діаметр, мм	15-20	20	20	40-50
Швидкість детонації, м/с	5400	6000	5800	4700

Термодинамічні та екологічні характеристики пропонованих рецептур. При розробці складів сумішевих ВР на основі утилізованих вибухових матеріалів проводили термодинамічні розрахунки з метою попередньої оцінки їх працездатності. Термодинамічні розрахунки дозволяють прогнозувати здатність сумішевих ВР до подрібнення гірських порід. До важливих факторів відносять показники теоретичної енергії сумішевої ВР – теплоти вибуху, швидкості детонації, об'єму газів при вибуху, фугасності, детонаційного тиску та ін. Теплота вибуху є найбільш важливою характеристикою вибухових матеріалів, від якої залежить швидкість детонації, температура вибуху, працездатність і загальна дія вибуху. За теплою вибуху оцінювали ефективність сумішевих ВР та загальну дію вибуху. Чим більше тепла виділяється при підриванні сумішевої ВР, тим вище її працездатність.

Сумішеві ВР повинні мати невисоку швидкість детонації (від 1800 до 2300 м/с) для забезпечення м'якого відбивання блоків без пошкоджень. Швидкість детонації характеризує швидкість звільнення теплової енергії, яка міститься у вибуховій речовині. З підвищенням швидкості детонації росте енергія ударної хвилі, що сприяє підвищенню ступеня подрібнення. Швидкість детонації сумішевих ВР має значний вплив на величину тиску на фронті детонаційної хвилі. Детонаційний тиск викликає при вибуху подрібнення гірських порід, що підриваються, у безпосередній зоні від заряду і характеризує бризантні властивості ВР.

Термодинамічні розрахунки сумішевих ВР проводили за методом Авакяна, який дозволяє робити розрахунки енергетичних і вибухових характеристик ВР: теплоти вибуху, температури вибуху, об'єму газів при вибуху, кисневого балансу, детонаційного тиску, швидкості детонації, фугасності та ін..

Термодинамічні характеристики вибухових сумішей на основі утилізованих ВР (А-ІХ-1, А-ІХ-2, МС, амотолу та KClO_4) наведені в табл. 5.7. В ній також наведено визначені експериментально методом конуса з кутом розкриття 5° значення критичного діаметра та визначені на зарядах діаметром 52мм значення швидкості детонації сумішей. Узагальнюючи ці дані, можна відзначити, що для сумішей на основі ВР А-ІХ-І критичний діаметр змінюється в межах $24 \div 30$ мм при швидкості детонації $1920 \div 1970$ м/с, на основі ВР А-ІХ-2 з критичним діаметром $d = 26 \div 28$ мм, швидкість детонації складає $D = 1950 \div 1980$ м/с, для сумішей на основі МС з критичним діаметром $d = 19 \div 21$ мм, швидкість детонації складає $D = 2630 \div 2810$ м/с. Таким чином, експериментальні результати вимірювань свідчать про досягнення поставленої в дослідженнях мети – отримання низькошвидкісних вибухових сумішей, що не вміщують нітроефіри, з прийнятним критичним діаметром, що відповідає вимогам технології відділення блочного каменю системою шпурових зарядів, або шпурівних зарядів малого діаметра для контурного підривання.

Результати термодинамічних розрахунків показали, що вибір компонентів для сумішевих низькошвидкісних ВР зроблено правильно.

Згідно з термодинамічними розрахунками найбільш оптимальною серед досліджених низькошвидкісних сумішевих ВР є рецептури на основі суміші утилізованих вибухових матеріалів та окислювача – перхлорату калію з домішками, тобто: утилізована ВР (А-ІХ-1 або А-ІХ-2) – 8-10%; перхлорат калію – 83-88%; каталізатори розкладу перхлорату калію – до 6%.

В хімічному відношенні вибух являє собою незворотну реакцію перетворення вихідної речовини, або суміші речовин у газоподібні продукти. З метою визначення кількості газів, що виділяються при підриванні зразків 1-11 сумішевих ВР (табл. 5.8) були проведені розрахунки по багаточільовій програмі „Астра” – „Моделювання хімічних та фазових рівноваг при високих температурах”.

Програма „Астра” призначена для визначення характеристик рівноваги, фазового та хімічного складу різних систем. В основу програми покладено універсальний термодинамічний метод визначення характеристик рівноваги гетерогенних систем, які засновані на фундаментальному принципі максимуму ентропії. Програма дозволяє провести розрахунки кількості та складу утворених газоподібних продуктів згорання (з надлишком окислювача) з використанням вищих валентностей елементів та гетерогенних середовищ за фронтом ударної хвилі.

Для проведення розрахунків потрібно надати вихідну інформацію щодо елементарного складу термодинамічної системи, що розглядається, та їх

початкову концентрацію. Опис хімічного складу – пряме завдання мольного вмісту кожного елемента, який входить в систему. Також в базу даних необхідно надати термодинамічні, теплофізичні та термохімічні властивості складових частин та їх щільність.

Результати розрахунків кількості газів, що виділяються при підриванні сумішевих ВР на основі А-ІХ-1, А-ІХ-2, МС, амотолу та перхлорату калію, наведено у таблиці 5.8.

Вміст зразків сумішевих ВР приведено в таблицях 5.4 та 5.5.

В таблиці 5.8 надано газовий склад продуктів, що виділяються при підриві сумішевих ВР, кількість яких перевищує 0,1 моль/кг.

Аналіз таблиці 5.8 показує, що при вибуху сумішевих ВР виділяється багато кисню, оскільки кисневий баланс ВР позитивний. Із нетоксичних газів виділяються водяна пара, двоокис вуглецю, водень та азот, які є складовими атмосферного повітря. У зразках №5 та №7 вміст токсичного газу – оксиду вуглецю (СО) при вибуху не більше 1 моль/кг, що забезпечується відповідним кисневим балансом ВР. У газових продуктах також присутня невелика кількість оксиду азоту (NO) – до 0,5 моль/кг і менше.

Щодо продуктів розкладу окислювача KClO_4 , то у газовому складі присутні хлор та незначна кількість HCl . Із хлормістких продуктів розкладу ВР найбільше конденсованих (пилоподібних) часток солі KCl . Із конденсованих продуктів також присутні сліди окисів титану та барію.

В цілому газовий склад продуктів розкладу за вмістом токсичних газів знаходиться на рівні газового складу запобіжних ВР, в яких одним із компонентів є NaCl (кухонна сіль). Враховуючи те, що на блочних кар'єрах відбивання каменю проводять незначною кількістю вибухових речовин (до 30-40 кг), екологічний стан атмосфери при вибуху ВР за розрахунками має бути задовільним.

Таблиця 5.7

Термодинамічні характеристики вибухових сумішей

Найменування характеристики	Номери зразків та їх характеристики										
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Кисневий баланс, %	31,8	29,7	28,2	23,2	36,1	28,5	37,3	41,8	25,2	30,7	40,3
Теплота вибуху, кДж/кг	1027	1368	1795	2595	1821	2222	1751	1274	2612	1674	1035
Температура вибуху, К	1295	1912	1970	3000	1230	2425	1580	1100	2738	2020	1857
Об'єм газів, л/кг	313	319	335	600	314	319	307	314	340	350	346
Фугасність, см ³	188	238	249	322	177	310	240	170	325	260	150
Факт.критичн.діаметр,мм	24	28	30	26	28	28	20	19	21	-	-
Факт.швидк. дет., м/с	1920	1930	1970	1970	1950	1980	2810	2630	2770	-	-

Таблиця 5.8

Кількість газів, що виділяються при підриванні вибухових сумішей

Найменування газу	Номери зразків та кількість газів, моль/кг										
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
O ₂	7,58	7,53	7,40	6,10	9,25	7,30	9,23	9,60	6,52	8,05	10,41
H ₂	0,16	0,24	0,23	0,42	0,06	0,23	0,43	0,02	0,32	0,31	0,12
H ₂ O	0,52	0,91	0,87	1,37	0,32	0,88	0,90	0,09	1,08	1,54	0,83
CO	1,51	1,93	1,92	2,78	0,84	1,89	0,66	0,57	2,50	1,56	0,32
CO ₂	0,60	0,89	0,87	1,12	0,51	0,88	0,37	0,30	1,04	0,98	0,29
N ₂	0,10	0,10	0,50	0,97	1,22	0,46	0,78	0,30	0,65	0,71	1,00
NO	0,16	0,16	0,34	0,43	0,56	0,32	0,46	0,29	0,36	0,38	0,48
Cl	-	1,54	1,58	1,45	1,38	1,50	1,48	1,69	1,48	1,22	1,08
HCl	0,38	0,48	0,48	0,58	0,26	0,47	0,21	0,16	0,52	0,54	0,36
KCl	4,00	4,30	4,20	3,70	4,10	4,20	4,32	4,65	3,95	4,34	4,53
BaO	0,13	0,12	-	-	0,10	-	0,13	-	-	-	-
TiO ₂	0,46	-	0,35	-	-	-	-	-	-	-	-

РОЗДІЛ 6

ТЕХНОЛОГІЧНІ АСПЕКТИ КОМПОНОВКИ ЗАСОБІВ КОМБІНОВАНОЇ ТЕХНОЛОГІЇ

6.1 Добір газоутворюючих низькошвидкісних сумішевих ВР за енергетичними характеристиками

При оцінці вибухових характеристик утилізованих вибухових речовин А-ІХ-1, А-ІХ-2, МС та амотолу, та на основі аналізу їх термодинамічних розрахунків було показано у підрозділі 5.5, що ці ВР в чистому вигляді не можуть забезпечити вимоги до низькошвидкісних сумішевих ВР в подовжених зарядах, призначених для відбивання блочного каменю. У зв'язку з цим виконано обґрунтування та вибір рецептур низькошвидкісних сумішевих ВР на основі утилізованих ВР та окислювачів. У підрозділі 5.5 обґрунтовано вибір компонентів (табл. 5.4, 5.5) та підготовлений хімічний склад запропонованих сумішей для виконання термодинамічних розрахунків і проведено термодинамічні розрахунки, які наведено у таблиці 5.7.

З таблиці 5.7 видно, що всі зразки мають позитивний (додатній) кисневий баланс, що обумовлено достатньо високим вмістом перхлорату калію. З аналізу термодинамічних розрахунків можна зробити висновок, що для ощадливого підривання по швидкості детонації та енергетичним характеристикам може задовольнити рецептура на основі перхлорату калію з домішками каталізаторів розкладу та пального. Однак, дана суміш може мати велике значення критичного діаметру детонації і потребує потужного імпульсу для підриву [97].

Тому введення в склад вибухової суміші утилізованих вибухових матеріалів А-ІХ-1, А-ІХ-2, МС та амотолу дозволить покращити її ініціювання (підривання) та знизити критичний діаметр до заданих вимог.

Аналіз характеристик сумішевих ВР з амотолом 80/20 (80% аміачної селітри та 20% тротилу) показав, що при введенні у вибухову суміш додатково аміачної селітри з позитивним кисневим балансом підвищується кисневий баланс суміші, який і так достатньо високий. Вміст тротилу в суміші (див. зразки 10 і 11 таблиці 5.5, 5.7) невисокий, тому амотол не має значного впливу на характеристики сумішевих ВР. Однак, при введенні в суміш 10% амотолу енергетичні характеристики сумішевих ВР різко знижуються і можна прогнозувати, що для їх ініціювання знадобиться досить потужний імпульс, а критичний діаметр детонації при цьому буде дуже великий. Крім того, аміачна селітра дуже гігроскопічна, тому суміш на основі амотолу буде мати нестабільні характеристики при вибуховому розкладі. Таким чином, суміш на основі перхлорату калію і амотолу не дозволяє досягнути потрібних характеристик.

Проаналізуємо термодинамічні характеристики вибухової суміші на основі перхлорату калію та утилізованих матеріалів А-ІХ-1, А-ІХ-2 та МС.

Матеріал А-ІХ-1 представляє флегматизований гексоген (флегматизатор парафіно-церезинова суміш до 6%). А-ІХ-1 - потужна вибухова речовина і вона позитивно впливає на розкладання сумішевої ВР, поліпшить її запалення та дозволить одержати стабільне розкладання суміші, а також забезпечить їй потрібні характеристики для ощадливого підривання. Зразок 5 (таблиця 5.7) з 8% матеріалу А-ІХ-1 по швидкості детонації, об'єму газоподібних продуктів та енергетичним характеристикам відповідає цим вимогам.

Матеріал А-ІХ-2 на відміну від А-ІХ-1 вміщує 20% алюмінієвого порошку. Енергетичні характеристики матеріалу А-ІХ-2 значно вищі, ніж у А-ІХ-1. Так як при розкладі алюмінію утворюються окисли алюмінію, які, як відомо [97], являються каталізаторами розкладу перхлорату калію, то слід чекати більш повного його розкладання. При розгляді характеристик зразка 7 (таблиця 5.7) видно, що по швидкості детонації, енергетичним характеристикам та об'єму газоподібних продуктів детонації він відповідає потрібним нам вимогам.

Морська суміш МС вміщує 57% гексогену, 20% тротилу, 17% алюмінієвого порошку та до 6% флегматизатору. МС має дещо нижчі енергетичні характеристики, ніж матеріал А-ІХ-2. Враховуючі те, що кисневий баланс гексогену – 21%, а тротилу – 74%, введення морської суміші в запропоновані вибухові склади приводить до росту швидкості детонації та калорійності. Крім того, дизельне паливо має кисневий баланс – 300%, що приводить до ще більшого зростання швидкості детонації. Виходячи з цього, МС можна використовувати для розробки сумішевої ВР без добавок дизельного палива, однак при цьому можливе зниження енергетичних характеристик суміші, що приведе до збільшення критичного діаметру детонації ВР.

Згідно з термодинамічними розрахунками оптимальна рецептура низькошвидкісних сумішевих ВР на основі утилізованих вибухових матеріалів та окислювача перхлорату калію з добавками буде такою: утилізовані ВР - А-ІХ-1 або А-ІХ-2 – 8-10%; перхлорат калію – 83-88%; каталізатори розкладу перхлорату калію – до 6%.

Таким чином, термодинамічні розрахунки показали, що варіюванням вмісту активного компоненту (утилізованих ВР) таких, як А-ІХ-1, А-ІХ-2 та вводячи до складу окислювач, інертну добавку та інші технологічні добавки можна отримати сумішеві ВР, які придатні для відбивання блочного каменю і за своїми характеристиками не поступаються зарубіжним аналогам.

Враховуючи те, що програми по визначенню термодинамічних параметрів вибухових сумішей основані на певних припущеннях, остаточний вміст складу можна визначити лише після практичного визначення вибухових характеристик – швидкості детонації, критичного діаметру, повноти детонації в експериментальних умовах.

На основі термодинамічних розрахунків вибрані склади низькошвидкісних сумішевих вибухових речовин. Основним компонентом сумішевої ВР є окислювач перхлорат калію. В якості горючого –

гексогенмісткий матеріал А-ІХ-1 або А-ІХ-2, одержаний за конверсією. Оскільки перхлорат калію важко розкладається, для прискорення його розкладу використовують каталізатори - окисли практично всіх металів, а також азотнокислий барій. Додатково у вибухову суміш додається до 3 % дизельного палива або мінерального масла як пального, а також як добавки для поліпшення запалювання та органолептичних властивостей.

Підготовка компонентів для виготовлення сумішевих ВР має велике значення. В основному вона зводиться до сушіння, подрібнення, просіювання та усереднення (змішування).

Компоненти, що постачаються виробництву, вміщують різну кількість вологи. Волога відіграє велике значення в сумішевих ВР, оскільки вона впливає на злежуваність ВР, їх працездатність та чутливість до запалення.

Перхлорат калію має низьку гігроскопічність, однак його вологість потрібно підтримувати на рівні не більше 0,2 %, тому його обов'язково сушать при температурі 45-50⁰С впродовж 4-5 годин. Азотнокислий барій сушать при температурі до 90⁰С (1,5 – 3 години).

Окиси металів сушать при температурі 100-120⁰С впродовж 1 години.

Вибухові характеристики одинарних та сумішевих ВР мають велику залежність від дисперсності. Наприклад, грамоніт 79/21 і амоніт 6ЖВ мають значення критичного діаметру детонації 80-90мм і 15-20мм відповідно, хоча мають однаковий склад (79 % тротилу та 21 % аміачної селітри), а відрізняються тільки дисперсністю компонентів. Для різних складів підбирають дисперсність компонентів у відповідності з залежністю їх характеристик від дисперсності [152]. Тому подрібнення та просіювання компонентів є важливим. Є велика кількість обладнання для подрібнення матеріалів – зубовалкові дробарки, молоткові, шарові млини і дисмембратори та ін. Використання того чи іншого обладнання для подрібнення залежить від характеристик матеріалів. Так, подрібнення вибухових матеріалів, наприклад, гексогенмістких, потребує м'яких зусиль (не ударних) тиску на ВР, тому їх подрібнення ведуть в дезінтеграторах і в водному середовищі.

У нашому випадку конверсійні вибухові гексогенмісткі матеріали подрібнювали на гідравлічних пресах типу П-50 з дистанційним управлінням. У відповідності з початковим розміром кусків подрібнюваних матеріалів на пресі встановлювали кінцевий вимикач, переміщенням якого регулювали обмеження величини ходу преса (переміщення нижньої плити). Вимикач обмежував хід плити ступінчасто – 45мм, 20мм, 10мм, 3мм. Зусилля руйнування конверсійних шашок А-ІХ-1, А-ІХ-2, МС склало 20-23 кг/см², тобто такі низькі величини тиску руйнування шашок (кусків) не є небезпечними, оскільки чутливість до тертя досліджуваних матеріалів на два порядки більша. Тим не менше процес подрібнення проводили дистанційно.

Просіювання проводили через сито № 025 з розміром вічка 250мм. При цьому одержували полідисперсний порошок з діаметром часток не більше 250 мкм.

При відпрацюванні вибухових сумішей перхлорат калію та азотнокислий барій подрібнювали в кульовому млині з фарфоровими кульками. Час подрібнювання встановлювали в залежності від початкової дисперсності матеріалу. При цьому матеріал підсушували до номінальної вологості. Потім вказані компоненти просіювали через сито № 025 (250 мкм).

Двоокис титану не подрібнювали, а тільки просіювали (протирали) через сито № 0125 (125 мкм).

Індивідуальні компоненти не потребували усереднення, оскільки після просіювання через сита вони мали потрібне і усереднене значення величин діаметру часток.

Одержання вибухової суміші проводили шляхом змішування компонентів у лабораторному змішувачі СРК-3 об'ємом 3л.

Змішувач СРК-3 споряджений лопатями Z - подібної форми, які обертаються в корпусі камери у протилежних напрямках з різною швидкістю, при цьому повідна лопать обертається швидше веденої. У результаті цього напрям дії сили на суміш, яка знаходиться між обома лопатями, постійно змінюється, сприяє інтенсивному перемішуванню до одержання однорідної маси.

Порівняльні характеристики зарядів на основі низькошвидкісних вибухових сумішей для застосування в газодинамічних пристроях. Перевагою газодинамічних пристроїв є в першу чергу відсутність залежності технології відбивання блочного каменя від діаметра шпура. Однак і в рамках кожної обраної для виконання робіт суміші важливим є не лише її критичний діаметр, але й загальна маса заряду в газодинамічному пристрої, яка визначатиме тиск в зарядній камері та в шпурі. Рівень динамічного навантаження призначається за рівнем попереднього статичного навантаження, що виконує роль утворювача зародкової тріщини по лінії відриву.

Отже, оскільки завдання газодинамічного пристрою підготоване статичним, що утворює необхідні стартові умови для динаміки, газодинамічний пристрій має бути орієнтований лише на рівень зусиль, що здатні розвинути вже існуючу зародкову тріщину, тобто на міцнісні характеристики руйнованого масиву. Цей показник визначатиме масу заряду в зарядній камері, що має обмежений об'єм. Об'єм камери, з одного боку, повинен забезпечити розміщення потрібної маси заряду, а з другого боку, не набагато перевищувати об'єм заряду ВР, оскільки це призведе до зниження тиску продуктів розкладу через зменшення щільності заряджання.

Таки чином, при доборі типу ВР і величини заряду потрібно виходити з узгодження вище описаних факторів. Нижче наведено результати розрахунків, що мають дати уявлення про технологічне значення цих факторів.

Тиск газів вибуху в зарядній камері можна визначити за рівнянням Ван дер Ваальса.

$$P = \frac{RT}{V - \alpha} = \frac{P_0 \cdot V'_0 \cdot T}{(V - \alpha) \cdot 273}, \quad (6.1)$$

де V – об'єм зарядної камери, дм^3 ; α – коволюм газів вибуху, який розраховують, користуючись емпіричним співвідношенням $\alpha = 0,001 \cdot V'_0$; V'_0 – об'єм газів вибуху 1 кг ВР за нормальних умов, дм^3 ; T – температура вибуху, $^\circ\text{К}$; P_0 – нормальний атмосферний тиск, рівний 0,1 МПа;

Об'єм зарядної камери можна визначити через щільність заряджання:

$$\Delta_3 = \frac{Q}{V}, \quad (6.2)$$

де Q – маса заряду, кг.

Якщо прийняти масу заряду за 1 кг, то $\Delta_3 = \frac{1}{V}$ або $V = \frac{Q}{\Delta_3}$.

Підставляючи цей вираз в формулу (6.1), отримаємо рівняння тиску газів у вигляді:

$$P = \frac{P_0 \cdot V'_0 \cdot T}{\left(\frac{1}{\Delta_3} - \alpha\right) \cdot 273}. \quad (6.3)$$

Після нескладних математичних перетворень формула (6.3) буде мати вигляд:

$$\frac{1}{\Delta_3} = \frac{P_0 \cdot V'_0 \cdot T}{273 \cdot P} + \alpha. \quad (6.4)$$

Підставляючи у формулу (6.4) щільність заряджання (6.2), можна визначити необхідну масу заряду для створення потрібного нам тиску в зарядній порожнині:

$$Q = \frac{273 \cdot V \cdot P}{P_0 \cdot V'_0 \cdot T + 273 \cdot \alpha \cdot P}. \quad (6.5)$$

Дані та результати розрахунків наведені в таблиці 6.1 та на рис. 6.1 – 6-4.

Таблиця 6.1

Результати розрахунків необхідної кількості ВР

Вибухова речовина	Об'єм газів, V_0 , л/кг	Температура вибуху, T , °К	α	Об'єм зарядної камери, V , дм^3	Необхідна кількість ВР, Q , г, відповідно при тиску P , МПа.		
					10	15	20
Амоніт №6ЖВ	895	2600	0,895	1,4	16	24	32
				1,6	19	28	37
				1,8	21	31	41
				2,1	24	36	48
Димний порох	260	2600	0,26	1,4	56	83	111
				1,6	64	95	127
				1,8	72	107	142
				2,1	84	125	166
Заряд на основі А –ІХ – 1	600	3000	0,6	1,4	21	31	42
				1,6	24	36	48
				1,8	27	40	54
				2,1	32	47	63
Заряд на основі А –ІХ – 2	319	2425	0,319	1,4	49	73	97
				1,6	56	83	110
				1,8	63	94	124
				2,1	73	109	145

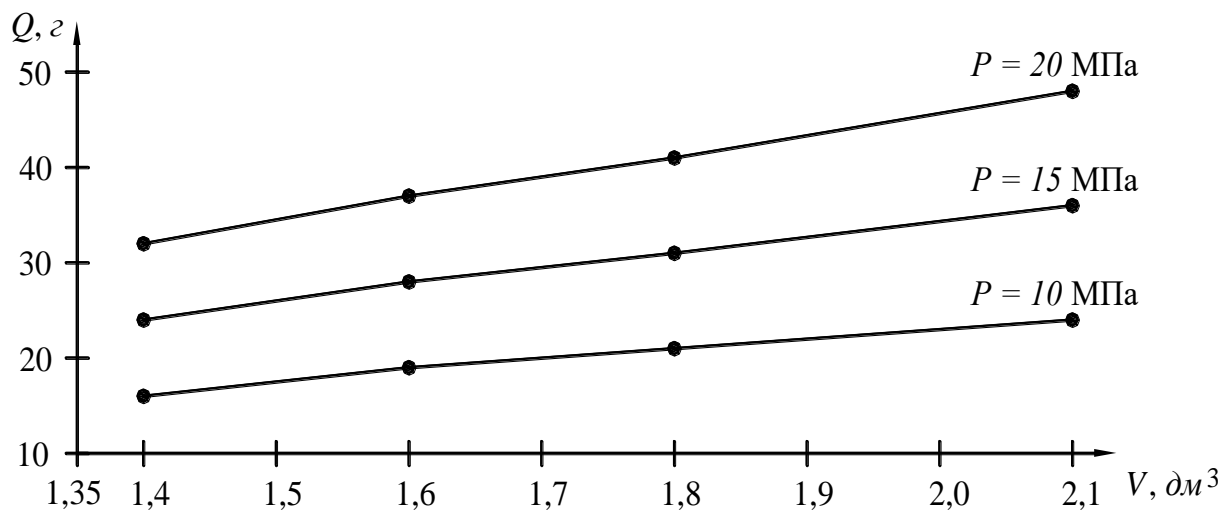


Рис. 6.1. Необхідна кількість амоніту №6ЖВ для створення відповідного тиску на стінки шпура в залежності від об'єму зарядної камери

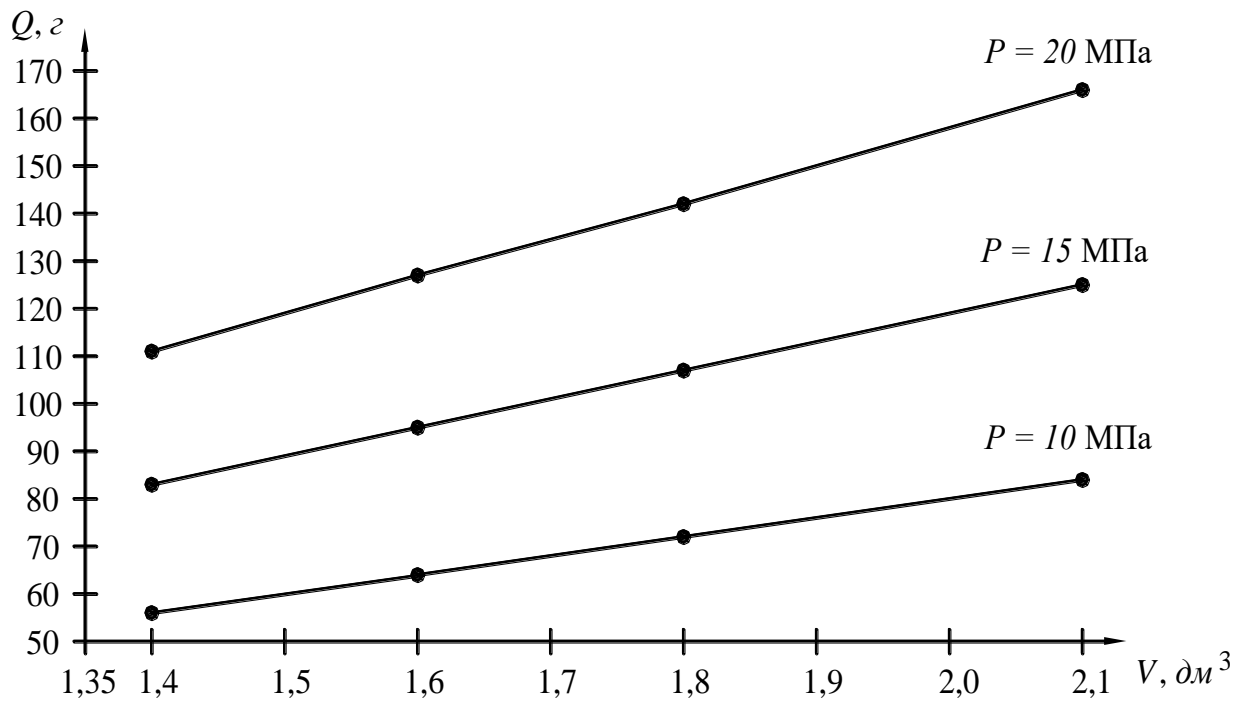


Рис. 6.2. Необхідна кількість димного порошу для створення відповідного тиску на стінки шпура в залежності від об'єму зарядної камери

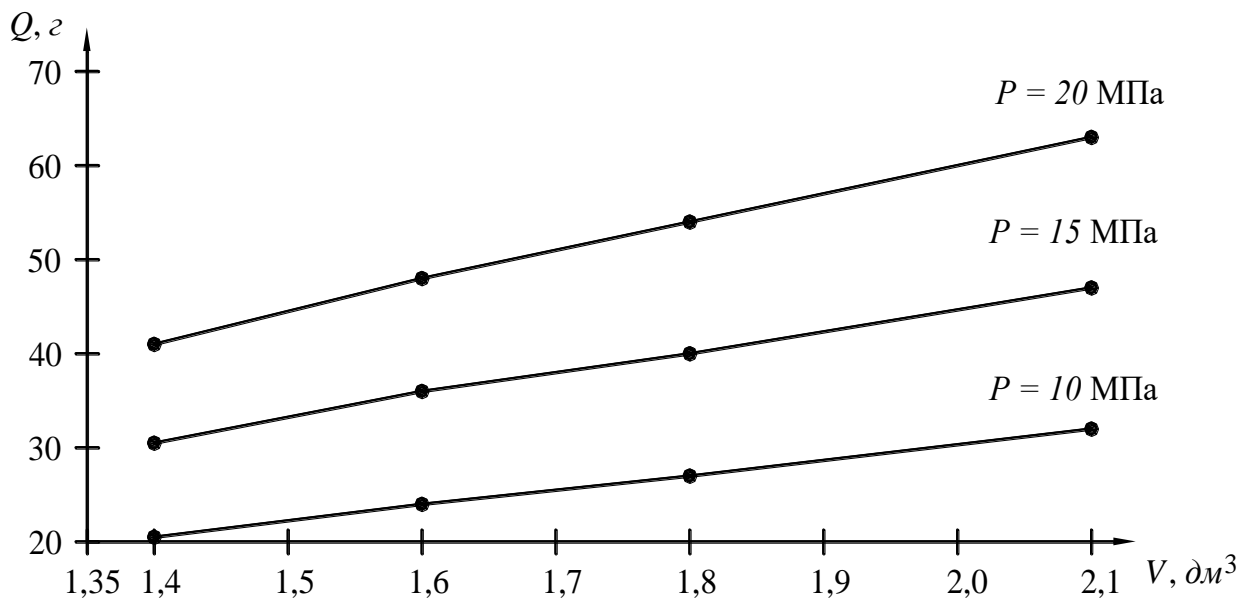


Рис. 6.3. Необхідна кількість ВР на основі А-ІХ-1 для створення відповідного тиску на стінки шпура в залежності від об'єму зарядної камери

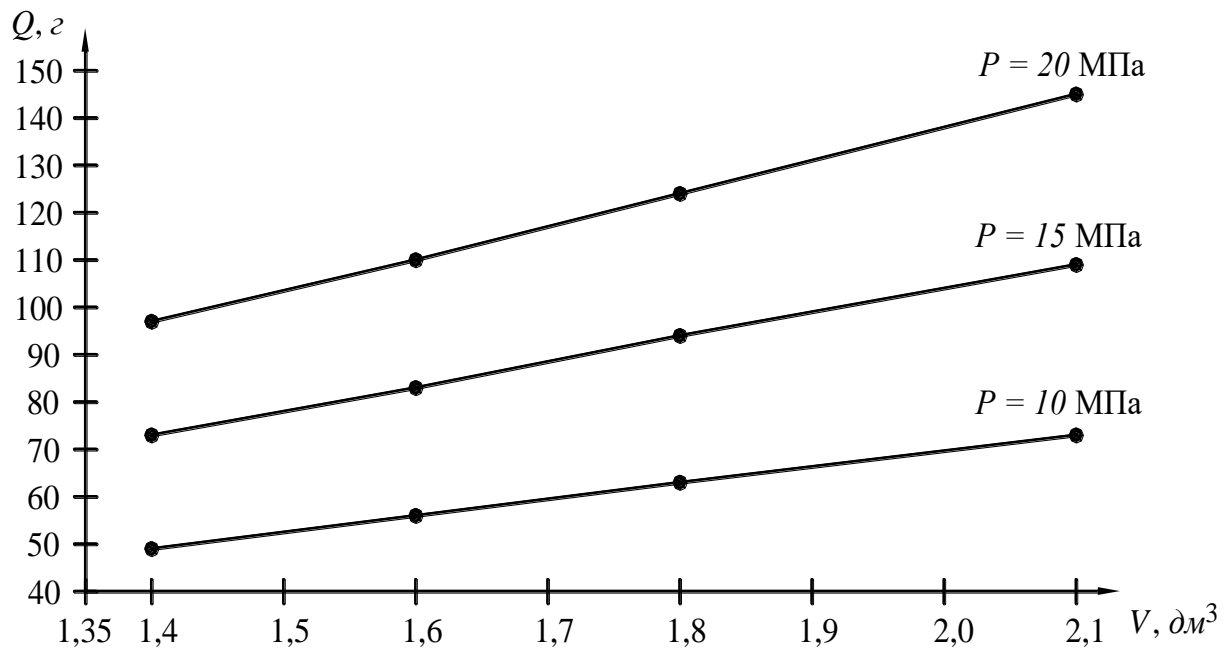


Рис. 6.4. Необхідна кількість ВР на основі А-ІХ-2 для створення відповідного тиску на стінки шпура в залежності від об'єму зарядної камери

Порівняння наведених даних свідчить про те, що пропонувані вибухові суміші на основі конверсійних матеріалів здатні конкурувати з традиційними ВР за детонаційними, технологічними та економічними показниками, взятими в комплексі. Мається на увазі наступне.

Амоніт №6ЖВ технологічно задовольняє вимогам його використання безпосередньо в шпурі завдяки малому критичному діаметрові, однак при цьому має такі недоліки, як висока швидкість детонації (4500м/с), що ускладнює умову ощадливого відділення монолітів, та достатньо високу вартість. Димний порох практично задовольняє умові ощадливого руйнування, але через низьку енергетику розкладу потребує значно більших витрат ВР на певний об'єм роботи. В той же час пропонувані суміші, маючи прийнятний критичний діаметр, менший від діаметра шпура, забезпечують потрібний рівень тиску в зарядній камері при менших витратах ВР порівняно з димним порохом. Однак більш об'єктивну оцінку ефективності розглянутих ВР при їх використанні в умовах ощадливого руйнування можна дати за умови комплексної оцінки загальних витрат ВР при створенні площинної зони руйнування через показник питомої вартості одиниці енергії, генерованої кожною з порівнюваних ВР.

6.2. Потенційні силові можливості розроблених експериментальних агрегатів тиску

Проведені останнім часом дослідження довели певні переваги і перспективність застосування комплексної технології видобутку гранітних блоків. Суть такої технології полягає в попередньому створенні в частині шпурів, виконаних в граніті, статичних навантажень певного рівня з

подальшим динамічним навантаженням частини шпурів з метою ефективного тріщиноутворення і повного розколу попередньо навантаженої породи. Сучасний стан видобутку кам'яних блоків з використанням шпурового методу відколювання, вказує на те, що наукові основи проведення широкого спектру вибухових робіт для отримання динамічних навантажень в даний час вивчені досить глибоко, то питання отримання статичних навантажень в шпурах і створення для цього технологічних, дешевих, надійних і безпечних агрегатів продовжує залишатися актуальним дотепер.

Застосування агрегатів для розколу монолітних об'єктів гідророзривом для створення високих статичних навантажень в шпурах забезпечує мобільність обладнання, так як маса агрегату становить 3,4 кг, а маса насоса з ножним приводом - 6,8 кг. Відсутність електроживлення насоса виключає поразку робітників електричним струмом і підвищує безпеку технологічного процесу. Однак це устаткування виключає можливість створення тиску в шпурі, у разі, якщо в ньому присутня природна тріщинуватість породи, що є обмеженням технологічних можливостей агрегату.

Застосування малогабаритних гідропоршневих агрегатів з масою до 3 кг забезпечує на практиці створення високих статичних навантажень в шпурах і виключає електротравматизм або вплив природної тріщинуватості породи на роботу агрегату.

До недоліків таких агрегатів слід віднести використання трудомістких технологій для їх виготовлення (точне машинобудування), що відбивається на їх вартості.

Перерахований широкий спектр негативних моментів, притаманних існуючим видам обладнання і способам створення статичних навантажень в шпурах, дозволяє сформулювати такі основні вимоги до перспективних агрегатів, які мають бути розроблені:

- простота, мобільність і надійність конструкції, а також мала вартість;
- низька трудомісткість обслуговування агрегату;
- стабільність роботи агрегату в різних кліматичних умовах;
- відсутність небезпечних і шкідливих чинників при обслуговуванні агрегату.

Науково-пошукові роботи, проведені в НТУУ "КПІ", а також в Інституті механіки ім. С. П. Тимошенка НАН України і пов'язані із створенням сучасних технологій видобутку гранітних блоків, дозволяють намітити як один з перспективних шляхів створення пристроїв для утворення направлених тріщин в шпурах за допомогою штока з конусом і гвинтовою різьбою, або створення агрегатів з гумовими пружними елементами для отримання в шпурах значних статичних навантажень.

Перспективним також слід вважати застосування для приводу таких агрегатів сили м'язів рук робітника, що має забезпечити невелику масу такого технологічного устаткування, простоту конструкції та безпеку експлуатації.

На рис. 6.5 представлена експериментальна партія згаданих агрегатів сконструйована і виготовлена в НТУУ "КПІ".



Рис. 6.5. Експериментальна партія агрегатів.

Успішне застосування в гірничій технології агрегатів з пружними гумовими елементами вимагає розробки методу вимірювання статичної сили, що розвивається агрегатом в шпурі. Для розробки такого методу послідовно були вирішені наступні задачі.

За допомогою гідроприводу була отримана залежність зміни зовнішнього діаметра сталеві труби від внутрішнього тиску. Для експерименту було обрано суцільнотягнуту, холоднокатану трубу з внутрішнім діаметром 40 мм і товщиною стінки 2,5 мм. Матеріал труби – сталь 40 Х. Застосований для цієї мети гідропривід представлений на рис. 6.6.

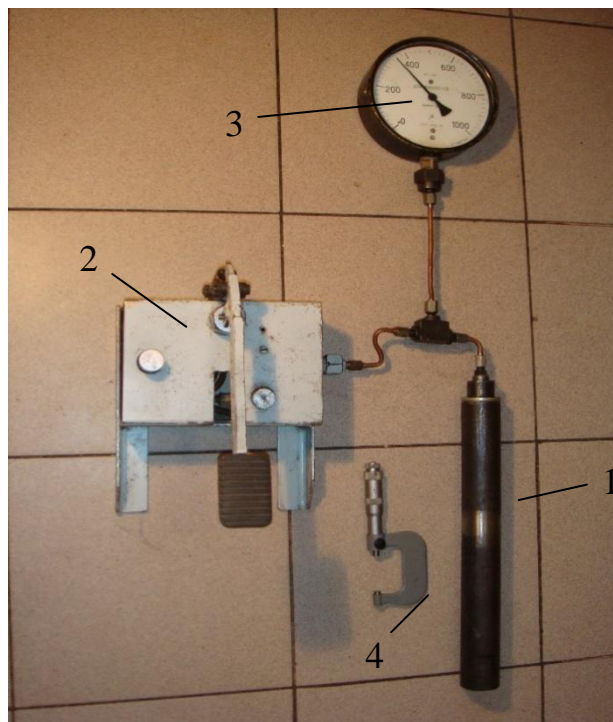


Рис. 6.6. Гідропривід для аналізу пружних властивостей сталеві труби.

1 - сталеві труба, 2 - насосний агрегат з ножним приводом;
3 - манометр; 4 - мікрометр.

Графік залежності зовнішнього діаметра труби від внутрішнього тиску, який створюється за допомогою представленого гідроприводу наведений на рис. 6.7.

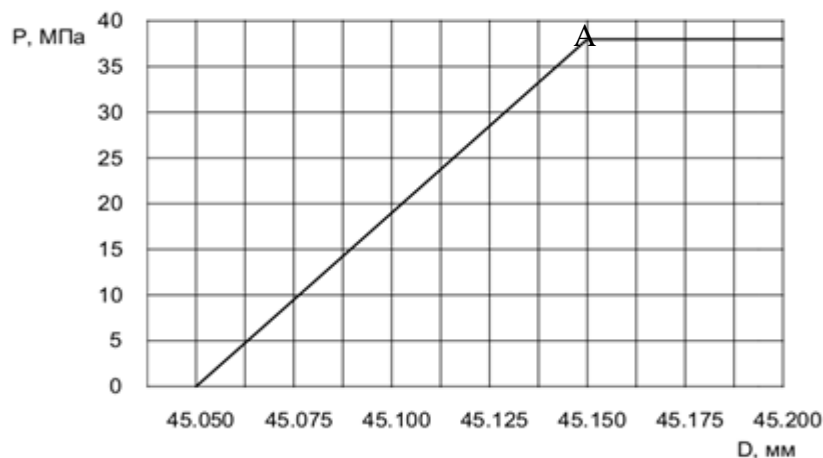


Рис. 6.7. Залежність діаметра труби D від внутрішнього тиску P.

Аналіз отриманої кривої засвідчив, що зона пружних деформацій труби лежить в діапазоні зовнішніх діаметрів від 45,05 до 45,15 мм. При діаметрі труби 45,15 мм тиск досягає значення 38 МПа (точка А), після чого починається зона пластичних деформацій, при яких відбуваються порушення в кристалічній структурі сталі.

Враховуючи можливості розробленого гідроприводу (рис. 6.6) отримувати тиски такого рівня, можна стверджувати, що дана труба може бути використана для аналізу потенційних можливостей розроблених силових агрегатів з пружними елементами для створення статичних навантажень в шпурі.

Для постійного силового моніторингу тиску, що розвивається агрегатом в шпурі, був використаний гідравлічний динамометричний ключ. За допомогою даного ключа була отримана залежність тиску, створюваного в трубі експериментальним агрегатом від сили, яку прикладає робітник до важеля динамометричного ключа (рис.6.8).

Так як сила, що розвивається робітником на важелі динамометричного ключа і тиск в трубі може фіксуватись за манометром ключа, то для практичних цілей, після очевидних розрахунків, шкала манометра, яка показувала тиск в гідросистемі ключа, була замінена на шкалу, яка відразу показує робітнику діючий тиск в трубі (шпурі).

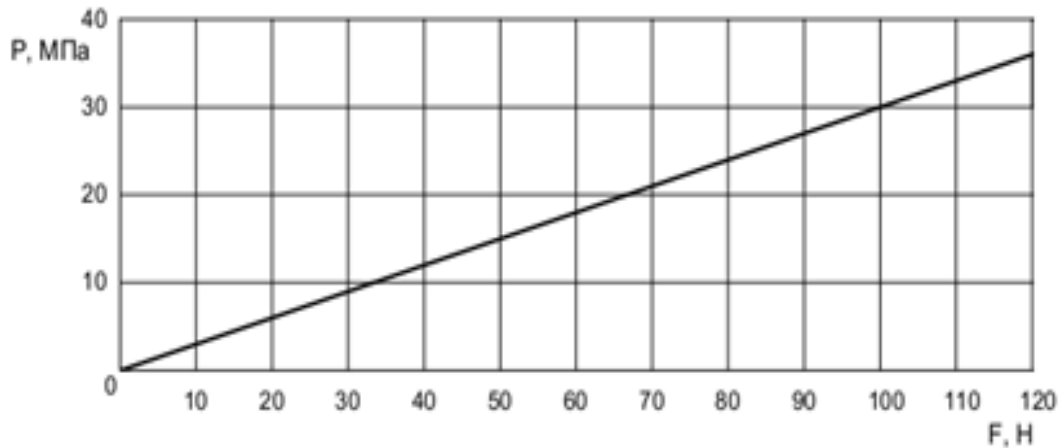


Рис. 6.8. Залежність тиску, що розвивається в трубі експериментальним агрегатом від сили діючої на важелі динамометричного ключа.
 P – тиск в трубі, МПа; F – сила на важелі динамометричного ключа, Н.

6.3 Промислова перевірка статико-динамічної технології видобутку гранітних блоків

Для перевірки працездатності створеного обладнання та ефективності статико-динамічної технології видобутку гранітних блоків в реальних промислових умовах були проведені досліді по розколу блоків лабрадориту на кар'єрі ПрАТ «Петроїмпекс» ВФВП «Осники». Міцнісна характеристика лабрадориту $\sigma_p = 40$ МПа.

При проведенні експерименту використовувались блоки лабрадориту з наступними параметрами: висота 0,9 – 1,1 м; ширина 1,0 – 1,2 м; довжина 2,1 – 2,7 м.

Поперек блоків на глибину 0,6 м були пробурені шпура діаметром 40 мм з кроком 170-200 мм.

Для створення в шпурах попереднього статистичного навантаження були застосовані агрегати з пружними гумовими елементами. Агрегати мали активну довжину 250 мм і при створенні статистичного навантаження розвивали в шпурах тиск порядку 10-11 МПа, що складає близько 75% від міцності породи. Зазначений тиск створював в шпурі розривне зусилля 100 - 110 кН (10-11 тс).

Динамічне навантаження в шпурах отримувалось за допомогою хімічних генераторів тиску (піропатронів «Літокол»), які мали різну потужність.

Після кожного експерименту фіксувалась отримана відстань між половинами розколотого блоку, так як саме цей технологічний параметр повинен забезпечити одразу після розколу можливість завести трос за допомогою підйимально-транспортних машин завантажити блоками автотранспорт.

Попереднє статистичне навантаження частини шпурів статистичним тиском, забезпечило формування якісної площини розколу блоків, параметри якої повністю відповідають вимогам стандарту.

В табл. 6.2 наведено варіанти схем розташування шпурів з статичним і динамічним навантаженням.

Для першого варіанту експерименту був обраний блок довжиною 2,1 м, шириною 1,02 м та висотою 0,9 м. Поперек блоку були пробурені п'ять шпурів діаметром 40 мм і глибиною 0,6 м.

Навантаження шпурів здійснювалося симетрично відносно вісі блоку (два шпура з динамічним і три шпура зі статичним навантаженням). Статичне навантаження становило порядку 29,5 МПа, а динамічне навантаження здійснювалося за рахунок підриву двох піропатронів «Літокол» (ГТХ -50).

Після прикладання динамічного навантаження і розколу блоку відстань між половинами блоку становила 190 мм, що зі значним запасом достатньо для заведення тросу і використання підйимально-транспортних машин.

Для другого варіанту експериментів був використаний блок довжиною 2,3 м, шириною 1,04 м і висотою 1,1 м. Розташування п'яти шпурів (два з динамічним і три зі статичним навантаженням) було несиметричним відносно вісі блоку.

Статичне навантаження становило 30 МПа, а динамічне навантаження здійснювалося за рахунок підриву двох піропатронів «Літокол» (ГТХ -50).

Отримана відстань між половинами блоку становила 140-230 мм (рис. 6.9).

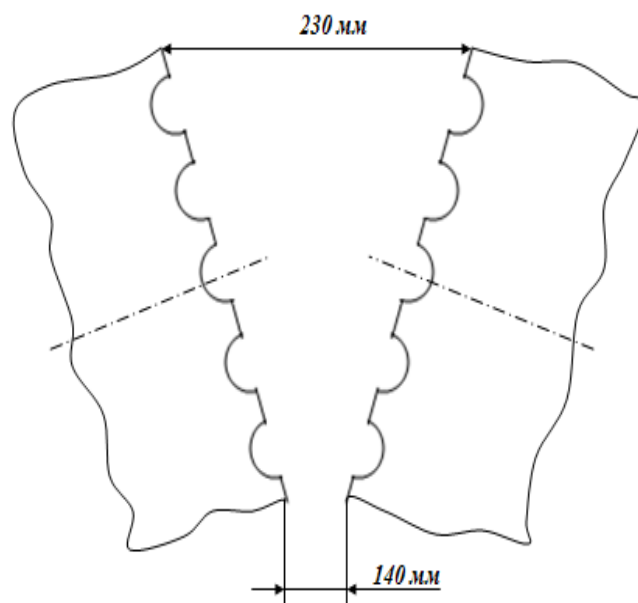
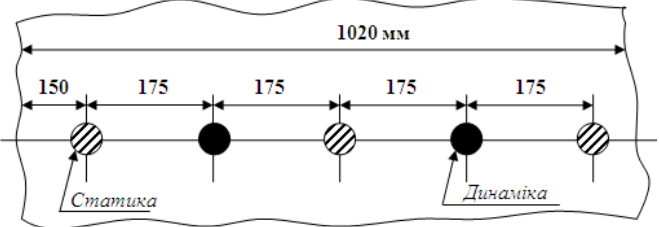
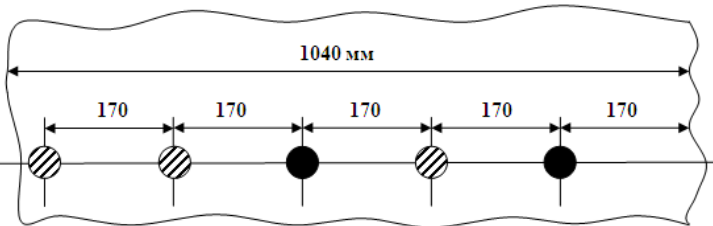
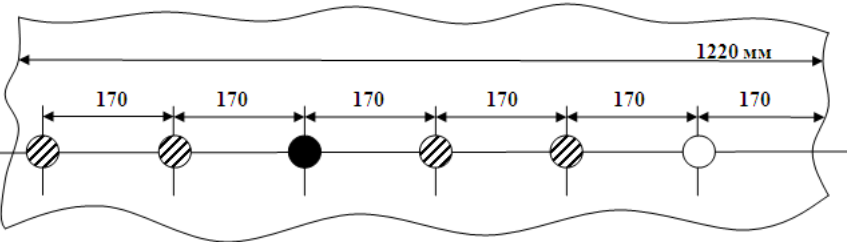


Рис. 6.9. Формування тріщини розколювання блоку при несиметричному розташуванні статичного і динамічного навантаження шпурів відносно осі блоку.

Таблиця 6.2.

Схеми розташування шпурів з статичним і динамічним навантаженням

	Схема розташування шпурів	Статичний тиск в шпурі	Маса та тип піропатрону	Отримана відстань між половинами блоку
1		29,5 МПа ($\sigma_p = 40$ МПа)	ГТХ-50	190 мм
2		30 МПа ($\sigma_p = 40$ МПа)	ГТХ-50	140-230 мм
3		30,5 МПа ($\sigma_p = 40$ МПа)	ГТХ-100	460 мм

Третій варіант експерименту проводився з блоком довжиною 2,7 м, висотою 1,0 м, шириною 1,22 м. Поперек блоку було пробурено шість шпурів діаметром 40 мм і глибиною 0,6 м.

Чотири шпура були навантажені статичними тиском 30,5 МПа, один шпур мав динамічне навантаження, а шостий крайній шпур грав роль тільки концентратору напружень (див. схему в табл. 6.2).

Слід зазначити, що динамічний імпульс в третьому варіанті експерименту забезпечувався більш потужним піропатроном «Літокол» (ГТХ-100).

В цьому експерименті після розколу була отримана максимальна відстань між половинами блоку, яка дорівнювала 0,46 м. Така значна відстань дозволяє зробити висновок, що використаний піропатрон «Літокол» (ГТХ-100) мав дуже великий запас по енергії вибуху.

Якість площини розколу у всіх перерахованих випадках відповідала вимогам якості.

На основі проведених в НТУУ "КПІ" лабораторних досліджень і натурних експериментів в реальних умовах продемонстровано ефективність застосування розроблених агрегатів тиску. Доведено, що потенційні силові можливості експериментального агрегату тиску мають значний запас і впевнено дозволяють отримати верхню межу статичного навантаження шпурів в 30 МПа, що гарантує його використання для статико-динамічної технології видобутку гранітних блоків.

Згідно акту впровадження результатів дослідження очікуваний економічний ефект від впровадження агрегатів з пружними гумовими елементами склав 12350 грн. на 1000 м² площини відколу блоку.

6.4 Технічні та еколого-економічні аспекти створення площинної зони руйнування в гірському масиві

Ефективність застосування площинної зони руйнування в конкретних гірничо-геологічних умовах визначається по найбільш загальному показнику ефективності – сумі витрат, необхідних для спорудження площинної зони руйнування, що приходить на 1м³ корисних копалин або на 1м² протяжності площинної зони руйнування при забезпеченні цілісності огорожуючого масиву та конструкцій.

Комплексні площинні зони руйнування складають лише частину оптимізованої системи основний заряд – площинні зони руйнування – огорожуючий об'єкт. Отже, витрати залежать від поставленої задачі (захист масиву та споруд, збільшення ступеня подрібнення, збільшення рівномірності подрібнення та якості вибуху, запобігання заколів, зменшення деформацій та тріщиноутворення на отриманих поверхнях оголення для зменшення фільтрації при веденні проходки вибуховим способом і т. п.).

Загальні витрати залежать також від вартості ВР та інших матеріалів, необхідних для утворення площинних зон руйнування, об'єктів буріння та проходки гірничих виробок і ряду інших факторів. Вибір оптимальних параметрів – питомої витрати ВР в зарядах площинної зони руйнування, відношення хвильового опору основного середовища та площинної зони руйнування, ефективної ширини, глибини, протяжності площинної зони руйнування – дозволяє суттєво знизити витрати на утворення площинної зони руйнування.

Враховуючи те, що параметр a/d_c , який характеризує зміну об'єму буріння, знаходиться в межах ($5 \leq a/d_c \leq 10$), витрати вибухової речовини є найбільш суттєвим критерієм, що визначає економічну ефективність площинної зони руйнування. Загальну вартість площинної зони руйнування можна визначити за формулою:

$$C = P\Omega F(\rho_c / \rho_e c_e, \delta_e, a/d_c) \quad (6.6)$$

де P - вартість 1кг ВР; Ω - витрати ВР на утворення площинної зони руйнування без врахування хвильових параметрів.

Вартість площинної зони руйнування обернено пропорційна коефіцієнту корисної дії вибуху і прямо пропорційна витраті енергії. Величина енергії, яка передається навколишньому середовищі при детонації ВР визначається за формулою:

$$E_D = q_n \cdot Q_{BP} \quad (6.7)$$

де q_n - питома енергія ВР, кДж/кг; Q_{BP} - маса заряду площинної зони руйнування, кг.

Корисна робота, що витрачається на подрібнення середовища в площинній зоні руйнування визначається за формулою:

$$E_{DP} = \sigma_p^2 \cdot V_{ПП} / 2E \quad (6.8)$$

де σ_p - опір гірської породи руйнуванню; E - модуль Юнга; $V_{ПП}$ - об'єм подрібненої породи.

Відповідно, коефіцієнт корисної дії дорівнює співвідношенню корисної енергії до повної енергії ВР

$$\eta = \sigma_p^2 V_{ПП} / 2E Q_{BP} q_n = \sigma_p^2 q / 2E q_n \quad (6.9)$$

де q - питомі витрати ВР.

Розрахунки, виконані для порід середньої міцності, дозволили встановити, що $\eta = 0,6\%$ при $q = 0,4 \div 0,5$ кг/м³; $\sigma_p = 10$ МПа, $E = 5 \cdot 10^3$ МПа та $q_n = 4200$ кДж/кг, а для міцних гірничих порід $\eta = 1,1\%$ при $q = 0,6 \div 0,7$ кг/м³; $\sigma_p = 20$ МПа, $E = 1 \cdot 10^4$ МПа та $q_n = 4200$ кДж/кг.

При виконанні вибухових робіт в породах середньої міцності та тріщинуватих значна доля енергії витрачається на незворотні деформації; нагрівання і, відповідно підвищення ентропії; переміщення (розкидання) породи. Частина енергії виноситься вибуховими газами, вибуховою хвилею (хвилею стиснення) та приломленою повітряною ударною хвилею, яка за оцінками [67], складає не менше 15%. Підвищити коефіцієнт корисної дії і, відповідно, понизити загальну вартість площинної зони руйнування можна шляхом змінення конструкції зарядів і раціонального розташування точок ініціювання сусідніх зарядів площинної зони руйнування. Вартість вибухових робіт по утворенню площинної зони руйнування з оптимальними параметрами може бути знижена в результаті застосування більш дешевих ВР. Але вони, як правило, володіють малою питомою енергією, що призведе до збільшення маси заряду і не гарантує зменшення загальної вартості.

Тому в якості критерія економічності слід застосовувати співвідношення вартості 1 кг ВР до його питомої енергії P/q_n , грн./кДж. Отже маємо: для тротилу – 0,0032; для А-ІХ-1 – 0,0011; для А-ІХ-2 – 0,0011; для анемікса 70 – 0,0013; для ГР-1/8 – 0,00099; для ГР-1/4 – 0,0012; для ГС-6 – 0,0013; та для амоніта №6ЖВ – 0,0029. Співвідношення величини P/q_n для тротилу і А-ІХ-1 або А-ІХ-2 складає 2,91. Таким чином, застосовуючи утилізовані ВР типу А-ІХ-1 та А-ІХ-2 для утворення площинної зони руйнування, вартість вказаних робіт можна зменшити в 2,5 – 3 рази.

Для амоніту №6ЖВ співвідношення P/q_n до тієї ж величини для утилізованих ВР типу А-ІХ-1 та А-ІХ-2 складає 2,64. Отже, в результаті заміни амоніту №6ЖВ утилізованими ВР типу А-ІХ-1 та А-ІХ-2 (або подібними за питомою енергією і вартістю ВР) при утворенні площинної зони руйнування у відповідних породах економія на 1 т витрачених ВР складе 1356 грн., а при відповідній заміні тротилу – 1575 грн.

Правильне визначення місця розташування площинної зони руйнування дозволяє збільшити ступінь подрібнення підриваємого об'єму при одночасному зниженні сейсмічного ефекту.

Відстань від площинної зони руйнування до основних зарядів можна визначити за формулою:

$$R_e = r_3 \left(\frac{P_D}{\sigma_{CT}} \right)^{\frac{1}{2}} \sigma_{роз}^k (\rho c u_e)^{-k} \quad (6.10)$$

де r_3 – радіус еквівалентного сферичного заряду, м.

$$r_3 = \sqrt[3]{\frac{3V}{4\pi}} \quad (6.11)$$

де V – об'єм сфери сумарного заряду, необхідного для підривання блоку, м³.

$$V = n \cdot V_3 \quad (6.12)$$

де n – кількість свердловин у блоці, що підривається, шт.; V_3 – об'єм заряду в одній свердловині, м³.

Ширина площинної зони руйнування визначається за формулою:

$$\delta_e = k_1 r_3 \frac{u_e}{u_0} \ln \left(\frac{u_0 - u}{u_e - u} \right), \quad (6.13)$$

де u_0 – масова швидкість при відсутності площинної зони руйнування, м/с; u – масова швидкість при наявності площинної зони руйнування в зоні, що охороняється, м/с; k_1 – коефіцієнт, отриманий дослідним шляхом, для щілин попереднього відколу $k_1=0,1$, для шарів $k_1=0,9$.

Глибина площинної зони руйнування визначається за формулою:

$$H_e = k_2 l_3 \quad (6.14)$$

де l_3 – глибина основних зарядів, м.; k_2 – коефіцієнт, отриманий дослідним шляхом: для міцних порід $k_2=1,6$, для порід середньої міцності $k_2=1,8$.

Вартість площинної зони руйнування, що утворюється буровибуховим способом знаходиться за формулою:

$$C = C_{нб} l_c n_{cn} + C_{н.ВР} Q_n + C_{д1} n_D + C_{дш} L_{дш.n} \quad (6.15)$$

де C_{nb} – витрати на буріння 1 м свердловини площинної зони руйнування; l_c – середня глибина свердловини; n_{cn} – загальна кількість свердловин площинної зони руйнування; $C_{n.BP}$ – вартість одиниці маси (1 кг) ВР; Q_n – загальна кількість ВР в зарядах площинної зони руйнування; $C_{Д1}$ – вартість одного детонатора; $n_{Д}$ – загальна кількість детонаторів; $L_{ДШ.n}$ – загальна довжина детонуючого шнура в площинній зоні руйнування; $C_{ДШ}$ – вартість 1 п. м. детонуючого шнура.

Вартість буріння 1 п. м. складає: для свердловин \varnothing 50мм – 4 грн.; для свердловин \varnothing 150мм – 10 грн. Питомі витрати ВР для створення площинної зони руйнування складають $1,154 \text{ кг/м}^2$ для порід міцністю $f = 15$. Відстань між свердловинами складає 1,65м. Вартість одного детонатора – 5 грн. Вартість детонаційного шнура – 1,5 грн./п. м.

Таким чином, підставляючи наведені дані у формулу (5.24), отримуємо загальні витрати на створення 1000м^2 площинної зони руйнування, які становлять: 23802,2 грн. при застосуванні в якості вибухової речовини тротилу, 22302 грн. при застосуванні в якості вибухової речовини аммоніту №6ЖВ та 16532 грн. при застосуванні в якості вибухової речовини А-ІХ-1 або А-ІХ-2.

ВИСНОВКИ

2. Розроблений теоретичний метод розрахунку напружено-деформованого стану навколо стрічки шпурів дозволив врахувати взаємодію всіх технологічних параметрів і провести оптимізацію співвідношень об'ємів бурових робіт і статичних навантажень в шпурах при збереженні якості поверхні відколювання.

3. Вперше отримана аналітична інженерна формула для визначення граничної відстані l між шпурами радіуса R при заданому статичному навантаженні інтенсивності p , що дозволило майже вдвічі зменшити рекомендовані в літературі розрахункові навантаження, отримані при використанні залежності міцності порід на стискання.

4. Розв'язок періодичної задачі для стрічки паралельних циліндричних шпурів, навантажених внутрішнім гармонічним тиском показав, що за рахунок суперпозиції хвиль при значних частотах навантажень $\alpha = 0,6 - 0,9$ можна досягти у випадку плоскої деформації умов для утворення тріщини, спрямованої через центри шпурових зарядів, при значному їхньому розташуванні: $L = 7 - 10$. В даному випадку динамічного навантаження стінок шпурів тріщини зароджуються в середніх точках між отворами.

5. Теоретично обґрунтовано можливість створення технологічного обладнання для створення відповідного гармонічного навантаження на

стілки шпурів, що дасть можливість отримати якісний відкол кам'яних блоків при значному збільшенні відстані між шпурами.

6. Розроблена оригінальна експериментальна методика створення статичних навантажень на контур отвору, яка дозволила змодельовати і визначити вісесиметричний плоский напружений стан в поперечному перетині поодинокого циліндричного шпура аж до процесу руйнування. Методика слугує складовою для експериментального дослідження взаємодії статичних і динамічних полів напружень при видобутку кам'яних блоків статико-динамічним шпуровим методом.

7. Експериментальне моделювання процесу тріщиноутворення показало, що заплановану тріщину відколювання можливо отримати при доведенні навантаження шпура до тріщиноутворення через один шпур при $R/l \geq 0,1$.

8. Виявлений ефект “розмивання” імпульсу зменшує можливість зародження тріщин відколювання на контурі статично навантаженого шпура при застосуванні статико-динамічного методу відколювання блоків, тому більш раціональним є ініціювання тріщин відколювання кам'яних блоків з допомогою динамічних навантажень, а статично навантажені шпури будуть створювати сприятливі умови для їх стабільного розповсюдження.

9. Статико-динамічний режим навантаження дозволяє майже в 2 рази збільшити відстань між джерелами навантаження в порівнянні з лише статичним впливом.

10. Застосування агрегатів тиску та гідродинамічного пристрою дозволяє створити з порівняно меншими енерговитратами направлену лінію відколювання моноліту і уникнути руйнування у зоні, наближеній до лінії відколювання

11. Наявність вкладок для створення концентрації напружень на контурі шпура дозволяє збільшити відстань між шпурами на 20—36%.

- в результаті математичного моделювання взаємодії цілого числа хвиль від подовжених зарядів спостережено явища типу аномалій Вуда та отримано характер розподілення переважаючих за величиною головних радіальних та бічних напружень, що досягають максимуму в середній точці між зарядами.

- аналіз результатів експериментальних досліджень показав, що при певній конструкції системи паралельних циліндричних шпурових зарядів і способі їх підривання можна досягти суперпозиції хвиль, при цьому у випадку плоскої дифракції створюються умови для утворення монотріщини внаслідок різкого збільшення напружень у середній точці, що дозволяє збільшити відстань між шпуровими зарядами, відповідно зменшити витрати ВР і обсяг бурових робіт.

- розглянутий теоретично та експериментально на пластичних моделях та бетонних блоках процес вибухового руйнування циліндричної забивки з різною формою оберненого до заряду торця свідчить про зростання часу її

деформування в залежності від площі поверхні торця, взаємодіючої з потоком продуктів детонації; при забивці з напівсферичним нижнім торцем об'єм вибухової порожнини зростає вдвічі порівняно з плоскою формою нижнього торця і в 1.3 рази порівняно з конусом.

- обрано та термодинамічно обґрунтовано склади низькошвидкісних вибухових сумішей на основі утилізованих матеріалів, які на відміну від зарубіжних аналогів не містять небезпечних нітроєфірів і за детонаційними та технологічними характеристиками придатні для відбивання блочного каменю шпуровим методом.

- сформульовано і реалізовано в працюючих зразках ідею винесення заряду за межі шпура для застосування низькошвидкісних ВР з порівняно великим критичним діаметром в камері, яка за діаметром перевищує діаметр шпура. Варіанти конструкції газодинамічного пристрою передбачають використання замість ВР газоутворюючих сумішей.

- оскільки відділення монолітів як статичним, так і динамічним методом вимагає достатньо високих енерговитрат і кожен з методів має переваги і недоліки, найбільш успішним має бути поєднання позитивних сторін обох методів - статичного та динамічного, коли статика забезпечує лише зародкову тріщину, динаміка – розвиток монощілини, а разом – збільшення відстані між зарядами майже вдвічі. Розглянута техніка виконання м'якого підривання спрощується в технологіях, призначених для екранування шляхом оконтурювання масивів площинною зоною руйнувань при більш значних масштабах робіт.

- ефективність застосування площинної зони руйнування в конкретних гірничо-геологічних умовах визначається за найбільш загальним показником ефективності – сумою витрат, необхідних для спорудження площинної зони руйнування, що приходить на 1 м^2 протяжної площинної зони руйнування при забезпеченні цілісності прилеглої масиву. Економічний ефект із застосуванням низькошвидкісних ВР на основі конверсійних матеріалів складає на 1000 м^2 площинної зони руйнування близько 6 тис. грн.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Ханукаев А.Н. Физические процессы при отбойке горных пород взрывом / А.Н. Ханукаев. – М.: Недра, 1974. – 222 с.

2. Иськов С.С. Особенности разработки родовищ декоративного камня и значения геометризации их основных vlastivostey для усовершенствования технологии добычи блоков / С.С. Иськов // Вісник Житомирського технологічного університету. – 2004. – №3(30).

3. Кравец В.Г. Динамика формирования монотрещины взрывом в горном массиве / В.Г. Кравец, П.З. Луговой, А.Л. Ган, З. Барановский // Вісник НТУУ «КПІ». Серія «Гірництво». – 2006. – Вип. 13. – С. 18–23.

4. Блюмельфельд В.М. Рациональный способ добычи гранитных блоков / В.М. Блюмельфельд // Горный журнал, 1996. – № 6.

5. Кравець В.Г. Розвиток комбінованого методу відділення монолітів від масиву гірських порід / В.Г. Кравець, К.К. Ткачук, А.Л. Ган, Т.В. Гребенюк, О.М. Цьохла // Вісник НТУУ «КПІ». Серія «Гірництво». – 2010. – Вип. 19. – С. 69 – 78.

6. Пат. 39144 Україна. МПК Е 21 С 37/00. Пристрій для руйнування монолітних об'єктів гідророзривом / О.І. Фоменко.; заявник і власник НТУУ «КПІ». – № u200810076; заяв. 04.08.2008; опубл. 10.02.2009, Бюл. №3.

7. Пат. 29481 Україна. МПК Е 21 С 37/00. Газоструминний пристрій для руйнування блокових масивів / В.Г. Кравець, П.З. Луговий, А.Л. Ган, Є.А. Загоруйко, З. Барановський, О.П. Толкач.; заявник і власник НТУУ «КПІ». – № u200711230; заяв. 10.10.2007; опубл. 10.01.2008, Бюл. №1.

8. Відділення блочного каменю за допомогою гідродинамічної установки / В. Г. Кравець, А. Л. Ган, Є. А. Загоруйко, О. П. Толкач // Совершенствование технологии строительства шахт и подземных сооружений. Вып. №13: Материалы международной научно-технической конференции студентов, аспирантов и молодых ученых (11-13 апреля 2007г., кафедра «Строительство шахт и подземных сооружений» ДонНТУ) – 2007. – №13. – С. 172–173.

9. Бакка М.Т. Видобування природного каменю : [навч. посібник для студентів вищ. навч. закл.] / Бакка М.Т., Кузьменко О.Х, Сачков Л.С. – К.: КПІ, ІСДО, 1993. – 352с.

10. Карасёв Ю.Г. Природный камень. Добыча блочного и стенового камня : [учеб. пособие для студентов высш. учеб. зав.] / Карасёв Ю.Г, Бакка Н.Т. – Санкт-Петербургский горный ин-т. СПб, 1997. – 428с.

11. Карасёв Ю.Г. Технология горных работ на карьерах облицовочного камня / Карасёв Ю.Г. – М. : Недра, 1995. – 296с.

12. Ткачук К.К. Разрушение горных пород невзрывчатыми разрушающими веществами / Ткачук К.К. // Разраб. рудн. местор., – К.: Республ. Межвед. науч. техн. сб. - 1986. – Вып. 42. – С. 41-44.

13. Ткачук К.К. Разработка эффективных и безопасных методов применения НРС для отделения блоков скальных пород от массива на карьерах / Ткачук К.К., Кичигин А.Ф., Козлов С.С. - № 01870047547, 1987. – С. 51-55.

14. Устройство для безвзрывного разрушения скальных пород / [Ушаков А.Е., Мильгунов В.Г., Растов В.И., Орлов Н.Я.]. Горный журнал - 1989. - №4. – С. 21-22.

15. Ткачук К.К. Развитие безвзрывного способа разрушения горных пород / Ткачук К.К., Фоменко И.А. // Проблемы геотехнологии и инженерной экологии : научная конференция, 17-18 марта 1992г.: тезисы докладов. – Киев : 1992. - С.96.

16. Ткачук К.К. Повышение эффективности добычи гранитных блоков / Ткачук К.К., Фоменко И.А. – К.: Строительные материалы и конструкции, 1991. - №2. – С. 28-29.

17. Бакка Н.Т. Рациональные комплексы оборудования для добычи гранитных блоков / Бакка Н.Т. – Экспресс-информация. Серия «Промышленность нерудных и неметаллорудных материалов». – М.: ВНИИЭСМ, 1988. – Вып. 7. – С. 25-27.
18. Невзывчатое разрушающее средство НРС-1 / ВНИИСТРОМ им. Будникова – М.: ПИК ВИНТИ, 1984. – С. 4.
19. Фазылов С.С. Применение НРС для добычи гранитных блоков на карьерах Узбекистана / Фазылов С.С. // Экспресс информация. Серия «Промышленность нерудных и неметаллорудных материалов» // - 1989. – Вып. 1, - С. 16-21.
20. Николаев М.М. Новый материал для эффективного разрушения прочных хрупких объектов / М.М. Николаев, Захаров Г.В. – М. Горный журнал - №6, -1989 - С. 14-17.
21. Бакка Н.Т. Особенности добычи блоков камня с помощью НРС / Н.Т. Бакка, В.С. Редчиц // – Экспресс информация. Серия «Промышленность нерудных и неметаллорудных материалов» // – 1991. – Вып. 1. - С. 14-28.
22. Нижиченко А.Ф. Испытания НРС-1 при добыче гранита / Нижиченко А.Ф. – // М.: ВНИИЭСМ, - 1985 - Вып. 2, С. 8-10.
23. Куркин Н.П. Разрушение горных пород посредством комплекта гидроимпульсного оборудования / Куркин Н.П, Ананьев А.А. // – Экспресс информация. Серия «Промышленность нерудных и неметаллорудных материалов». – 1988. – Вып. 3. - С. 22-25.
24. Ткачук К.К. Управление трещинообразованием при невзрывчатом разрушении пород / К.К. Ткачук // – Разработка рудных месторождений : Республ. межв. науч.-техн. сб. – 1994, Вып. 55. – С. 52-59.
25. Смирнов А.Г. Добыча и обработка природного камня: Справочник / А.Г. Смирнов, Н.Т. Бакка , Биржискис– М.: Недра, 1990. – С. 445.
26. Генератор тиску хімічний «Літокол» проти НРС та пороху. Камінь. Вісник каменярства. – К.: 2005. - №9 – С.29-31.
27. Косолапов А.И. Технология добычи облицовочного камня / Косолапов А.И. – Красноярск : КГУ, 1990 – 189с.
28. Аглюков Х.И. Обоснование эффективной технологии добычи блочного гранита. Добыча, обработка, применение природного камня / Х.И. Аглюков, М.Ю. Гуров – Магнитогорск : сб. науч. трудов МГТУ, 2003. с. 114-119.
29. Ткачук К.Н. Методи підвищення якості гранітних блоків / К.Н. Ткачук, І.О. Фоменко, К.К. Ткачук, О.І. Фоменко, Т.В. Гребенюк // Вісник “НТУУ КПІ”. Серія “Гірництво” К. 2012. Вип. № 21, С. 103 – 107.
30. Косолапов А.И. Выбор способа обработки месторождений облицовочного камня. Добыча, обработка, применение природного камня / А.И. Косолапов, Е.В. Безверхая – Магнитогорск : сб. науч. трудов МГТУ, 2000. – С. 65-77.

31. Трубецкой К.Н. Комплексы мобильного оборудования на открытых горных работах / Трубецкой К.Н., Леонов Е.Р., Панкевич Ю.В. – М.: Недра, 1990. – 250с.
32. Карасёв Ю.Г. Способы добычи гранитных блоков и область их использования / Карасёв Ю.Г. – Деп., МГИ, М., 1992, №27/9 – 25с.
33. Качанов Л.М. Основы теории пластичности / Л.М. Качанов. –М.: Наука, 1969. – 420с.
34. Першин Г.Д. Метод оценки работоспособности НРС / Г.Д. Першин, Е.Г. Пшеничная. – М., Империя камня. – 2002. №1, С.30-31.
35. Косолапов А.И. Определение параметров технологии добычи блоков мрамора невзрывчатыми разрушающими средствами / А.И. Косолапов, Н.И. Вольченко. – М.: Строительные материалы №1, 1990 – С. 12-14.
36. Бакка М.Т. Видобування природного каменю : [навч. посібник для студентів вищ. навч. закл.] / Бакка М.Т., Кузьменко О.Х, Сачков Л.С. – К.: КПІ, ІСДО, 1993. – 352с.
37. Карасёв Ю.Г. Природный камень. Добыча блочного и стенового камня : [учеб. пособие для студентов высш. учеб. зав.] / Карасёв Ю.Г, Бакка Н.Т. – Санкт-Петербургский горный ин-т. СПб, 1997. – 428с.
38. Ткачук К.К. Разработка эффективных методов добычи гранитных блоков: дис. доктора технических наук / Ткачук Константин Константинович. – Кривой Рог, 1995. – 357с.
39. А.с. 1659649 СССР, МКИЗ E21C 37/02. Портативный гидropopшневой агрегат для направленного разрушения монолитных объектов / К.Н. Ткачук, И.А. Фоменко, К.К. Ткачук (СССР); опубл. 30.09.91, Бюл. №24.
40. А.с. 1659649 СССР, МКИЗ E21C 37/00 Устройство для разрушения монолитных объектов / К.Н. Ткачук, И.А. Фоменко, К.К. Ткачук (СССР); опубл. 16.10.89, Бюл. №19.
41. Патент 39144 на корисну модель, Україна МПК E21C 37/00. Пристрій для руйнування монолітних об'єктів гідророзривом / Фоменко О.І.; заявник та патентовласник НТУУ «КПІ» - №u200810076; заявл. 04.08.2008, опубл. 10.02.2009, Бюл. №3.
42. Патент 57310 на корисну модель, Україна МПК E21C 37/00. Портативний гідропоршневий пристрій для спрямованого руйнування монолітних об'єктів / Фоменко О.І., заявник та патентовласник; заявл. 22.06.2010, опубл. 25.02.2011, Бюл. №4.
43. Ткачук К.К. Обоснование формы концентраторов напряжений при добыче гранитных блоков / К.К. Ткачук, І.О. Фоменко // Проблемы геотехнологии и инженерной экологии : Наукова конференція, 17-18 марта 1992 : тезисы докладов. – Киев : 1992. – с.46-48.
44. Мусхелишвили Н.И. Некоторые основные задачи математической теории упругости / Мусхелишвили Н.И. – М., Наука, 1966. – 707с.

45. Башта Т.М. Гидропривод и гидропневмоавтоматика / Т.М. Башта. – М.: Машиностроение, 1972. – 402с.
46. Абрамов Е.И. Элемента гидропривода [справочник] / Абрамов Е.И., Колесниченко К.А., Маслов В.Т. – К.: Техника, 1969. – 319с.
47. Ткачук К.К. Распределение напряжений и радиус зоны разрушения пород при статической нагрузке в скважине / Ткачук К.К. – Разработка рудных месторождений. – Киев : Техника, 1988. - №46. – С.42-45.
48. Демидов С.П. Теория упругости : [учебник для студентов высш. учеб. зав.] / Демидов С.П. – М., Высшая школа, 1979. – 432с.
49. Фоменко О.І. Підвищення ефективності технологічного процесу розколу гранітних блоків / О.І. Фоменко, К.К. Ткачук // Збірник наукових праць НТУУ «КПІ». Серія «Гірництво». К.: - 2009. - №18. – с.56-61.
50. Фоменко О.І. Порівняльний аналіз технологій пасировки гранітних блоків / О.І. Фоменко, К.К.Ткачук, К.Н. Ткачук // Збірник наукових праць НТУУ «КПІ». Серія «Гірництво». – К.: 2010. –Вип. №19. – с.97-101.
51. Ткачук К.К. Аналіз впливу якості бурових робіт на видобуток блочного каменю / К.К.Ткачук, Т.В. Гребенюк // VI Міжнародна науково-практична конференція молодих вчених, аспірантів та студентів “Перспективи освоєння підземного простору”, Дніпропетровськ 2012 С. 18-23.
52. Механика разрушения и прочность материалов : [справ. пособие в 4-х томах / наук. ред. Панасюк В.В.] – К.: Наукова думка, 1988. Т.2. Саврук М.П. Коэффициенты интенсивности напряжений в телах с трещинами / Саврук М.П. – 1988. – 620с.
53. Кочанов А.Н. Некоторые современные аспекты проблемы взрывного разрушения горных пород / А.Н. Кочанов // Физические проблемы разрушения горных пород. – М.: ИПКОН, 2004. – С. 214–216.31)
54. Косолапов А.И. Определение параметров технологии добычи блоков мрамора невзрывчатыми разрушающими средствами / А.И. Косолапов, Н.И. Вольченко. – М.: Строительные материалы №1, 1990 – С. 12-14.
55. Соппротивление материалов / Под ред. академика НАН Украины Писаренко Г.И. – 5-е изд., перераб. и доп. – К.: Вища школа, 1986. – 775с.
56. Колосов Г.В. Применение комплексной переменной к теории упругости/ Колосов Г.В. – М.-Л., СНТИ, 1935 – 350с.
57. Савин Г.Н. Распределение напряжений около отверстий / Г.Н. Савин. – К.: Наукова думка, 1968. – 887с.
58. Ткачук К.К. Теоретичний метод визначення статичного навантаження відколювання кам'яного блоку/ К.К. Ткачук, Т.В. Гребенюк, П.З. Луговий // Вісник НТУУ «КПІ». Серія «Гірництво». - 2012. - Вип. 22. – С.
59. Ткачук К.К. Разработка методов, повышающих эффективность добычи гранитных блоков : дис. кандидата технических наук : 26.10.90 / Ткачук Константин Константинович. – К., 1990. – 222с.

60. Розин Л.А. Метод конечных элементов в применении к упругим системам / Л.А. Розин – М.: Стройиздат, 1977. – 129с.
61. Экспериментальные методы исследования деформаций и напряжений Справочное пособие - К.: Наукова думка, 1981.- 583с.
62. Ткачук К.К. Застосування концентраторів руйнування при вийманні вугільних ціликів / К.К. Ткачук, С.М. Стовпник, Т.В. Гребенюк // Вісник НТУУ «КПІ». Серія «Гірництво».-2011.- Вип. 20. – С. 94 - 99.
63. Румянцев С.А. Динамика переходных процессов и самосинхронизация вибрационных машин / С.А. Румянцев. – Екатеринбург УРОРАН, 2003, - 135с.
64. Ткачук К.К. Разработка эффективных методов добычи гранитных блоков: дис. доктора тех. наук: 1995/ Ткачук Константин Константинович. – Кривой Рог, 1995. - 357с.
65. Патент на винахід (КМ) Україна, 69699, E21C 37/04, Пристрій для утворення направлених тріщин в свердловинах / Луговий П.З., Ткачук К.К., Гребенюк Т.В., Орленко С.П. опубл. 10.05.2012, Бюл.№9.
66. Патент 71552 UA, МПК E21C, 37/10. Пристрій для розколу монолітних блоків/ К.К. Ткачук, К.Н. Ткачук, І.О. Фоменко, О.І. Фоменко, Т.В. Гребенюк, В.Г.Кравець, опубл. 10.07.2012, Бюл. №13.
67. Chao Chi lin. Cylindrical Shock Waves Produced by Inetaneous Energy Release / Chao Chi lin // Journal of Appelled Phisics. – 1970. – Vol 28, №1. – р. 1–7.
68. Сборщиков А.Г. О замене алюминия менее дефицитными компонентами в промышленных взрывчатых веществах / А.Г. Сборщиков, Р.Н. Солнцева, Н.С. Бахаревич // Взрывное дело, №80/37. – М.; Недра,1978.– С. 115– 71.
69. Кутузов Б.Н. Разрушение горных пород взрывом / Б.Н. Кутузов – 3-е изд., перераб. и доп. – М.: Изд-во Моск. горн. ин-та, 1992. – 516 с.
70. Жариков И.Ф. Эффективность разрушения горных пород зарядами различных конструкций / И.Ф. Жариков // Взрывное дело.– М.: Недра, 1986. – №89/46. – С. 31–42.
71. Ракишев Б.Р. Технологические проблемы разрушения горных пород скважинными зарядами / Б.Р. Ракишев // Физические проблемы разрушения горных пород. – М.: ИПКОН, 2004. – С. 28–35.
72. Сычев В.В. Математическая модель конструкций удлиненных кумулятивных зарядов для разрушения горных пород / В.В. Сычев, В.Н. Ковалевський, А.Н. Муракин, М.А. Нефедов // Повышение технического уровня горного оборудования для открытых и подземных работ. – Л.: ЛГУ, 1988. – С. 90–94.
73. Energetyczna efektywnosc wybuchu wydłużonych ładunków materiałowych z kierowaniem frontem fali detonacyjnej / A.A. Wowk, W.D. Worobiow, W. Demieszczuk, W. Rogoznikowa, I. Parchanski // Międzynarodowa Konferencja II Szkoła Geomechaniki. – Gliwice (Polska). – 1995. – С. 395–406.

74. Влияние геометрии и места расположения детонирующего шнура на процесс детонации скважинных зарядов ВВ / В.Д. Воробйов, А.А. Фролов, В.Л. Демещук, А.Э. Кураколов // Проблемы гидрогеомеханики в горном деле и стр-ве. Матер. конференции. – К.: Знання. – 1996. – Ч.2. – С. 69–71.

75. Пеев А.М. Дослідження та розробка раціональних конструкцій подовжених зарядів з регулюванням динамічного навантаження донної частини свердловини: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: спец. 05.15.11 «Фізичні процеси гірничого виробництва» / А.М. Пеев. – Кременчук, 2005. – 21 с.

76. Гузь А.Н. Дифракция упругих волн / А.Н. Гузь, В.Д. Кубенко, М.А. Черевко. – К.: Наук. думка, 1978.

77. Тихонов А.Н. Уравнения математической физики / А.Н. Тихонов, А.А. Самарский. – М.: Наука, 1972. – 735 с.

78. Божидарчик В.В. Элементы теории пружности / В.В. Божидарчик, Г.Т. Сулім. – Львів: "Світ", 1994. – 560 с.

79. Баум Ф.А. Импульсы взрыва, обусловленные боковым распором забойки в скважине / Ф.А. Баум, Н.С. Сансарян // Взрывное дело. – М.: Недра, 1966. – №59/16. – С. 28–32.

80. Миндели Э.О. Забойка шпуров / Э.О. Миндели, П.А. Демчук, В.Е. Александров. – М.: Недра, 1967, – 152 с.

81. Исследование влияния материала забойки на скорость вылета и прорыва газообразных продуктов / М.Ф. Друкованый, Э.И. Ефремов, В.М. Комир, И.А. Семенюк, С.Т. Сурначева // Механика и разрушение горных пород. – М.: Недра, 1969. – Вып.1. – С. 121–128.

82. Семенюк И.А. Взрывные работы на открытых горных разработках / И.А. Семенюк, О.Н. Оберемок. – Днепропетровск. Промінь, 1974. – 55 с.

83. Комплексное исследование действия взрыва в горных породах. / Э.О. Миндели, Н.О. Кусов, А.А. Корнеев, Г.И. Марцинкевич. – М.: Недра, 1978. – 253 с.

84. Исаков А.А. Модельные исследования поведения забойки и расчет импульса при взрыве скважинных зарядов / А.А. Исаков, В.П. Коковкин. – ФТПРПИ, 1979. – № 4. – С. 29–38.

85. А.с. 1251653 СССР, МКИ E21 c37/00. Способ комбинированной забойки скважинного заряда ВВ / В.М. Комир, В.В. Воробьев, Э.И. Ефремов и др. – № 3821500; заявл. 6.12.84, ДСП.

86. Исследования эффективности комбинированной забойки. / Н.И. Мячина, В.Г. Назаренко, В.И. Напададо и др. // Деп. в ВИНТИ, 1.08.85; № 5755-85; Реф. № 10Б127.

87. Гурин А.А. Применение гидрогелевой забойки взрывных скважин / А.А. Гурин, С.С. Яценко // Безопасность труда в промышленности. – 1986. – № 1. – С. 38–39.

88. Разрушение горных пород энергией взрыва. / Э.Н. Ефремов, В.С. Кравцов, Н.Н. Мячина, В.Д. Петренко и др. – К.: Наук. думка, 1987. – 264 с.

89. Повышение эффективности действия взрыва в твердой среде. / В.М. Комир, В.М. Кузнецов, В.В. Воробьев, В.Н. Чебенко. – М.: Недра, 1988. – 209 с.

90. Влияние конструкции забойки и запирающих зарядов на качество взрывной отбойки / С.П. Акинфиев, А.И. Незговоров, И.С. Иванова, Г.П. Кобельков, В.В. Бренинский, Н.Г. Волченко // Горный журнал, 1988. – № 4. – С. 35–37.

91. Ищенко К.С. Влияние конструкции шпурового заряда с использованием различных забоечных материалов, влияющих на процесс трещинообразования при взрыве / К.С. Ищенко. – К.: Наук. думка, 1991. – С. 59–61 – (Повышение эффективности разрушения горных пород).

92. Ищенко К.С. Исследование конструкций шпуровых зарядов с использованием различных забоечных материалов, влияющих на процесс разрушения среды при взрыве / К.С. Ищенко. – К.: Наук. думка, 1993. – С. 23–28– (Техника и технология горного производства).

93. Проблемы экологии массовых взрывов в карьерах. / Э.И. Ефремов, П.В. Бересневич, В.Д. Петренко и др. – Днепропетровск: Січ, 1996. – 179 с.

94. Кравець В.Г. Підривні роботи на кар'єрах / В.Г. Кравець, В.Д. Воробйов, А.О. Кузьменко. – К.: ІСДО, 1994. – 376 с.

95. Иляхин С.В. Исследование действия взрыва зарядов с изменяющейся осевой воздушной полостью / С.В. Иляхин, В.А. Федорченко // Совершенствование буровзрывных работ в народном хозяйстве: Всес. 10 юбил. научно-техн. совещ. Губкин, 27 – 29 сент., 1988. Тезисы докл. – М.: МГИ, 1988. – С. 10.

96. Александрова Н.И. Влияние забойки на разрушение горных пород взрывом цилиндрического заряда / Н.И. Александрова, Е.Н. Шер. – ФТПРПИ, 1999. – № 5. – С. 42–52.

97. Лебедев А.В. Экологически чистая пламегасящая забойка шпуров при ведении взрывных работ в шахтах, опасных по газу и (или) пыли / А.В. Лебедев, В.И. Чикунов, О.В. Чикунов // Безопасность угольных предприятий: Сб. науч. тр. – Кемерово: ВостНИИ, 2004. – С. 241 – 244.

98. Wowk A. Zestawy wybuchowe dla kruszenia brył ponadwymiarowych / A. Wowk, J. Olek // Wiadomości Górnicze, 2000. – №4. – S. 178–184.

99. Орленко Л.П. Физика взрыва / Л.П. Орленко. – Изд. 3-е, испр. – В 2 т. Т. 2. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2004. – 656 с.

100. Берсенев Г.П. Управление качеством взрывного дробления горных пород на нерудных карьерах / Г.П. Берсенев // Изв. вузов, Горн. журн. – 1999. – № 7-8. – С.61–68.

101. Азаркович А.Е. Оценка относительной взрывной эффективности различных взрывчатых веществ в массивах горных пород / А.Е. Азаркович, М.И. Шуйфер // Физикотехн. пробл. разраб. полезн. Ископаемых. – 1997. – №2. – С. 47–51.

102. Баум Ф.А. Процессы разрушения горных пород взрывом / Ф.А. Баум // Взрывное дело № 52/9. – М.: Госгортехиздат, 1963. – С. 262–285.

103. Беляев А.Ф. Горение, детонация и работа взрыва конденсированных систем / А.Ф. Беляев. – М.: Наука, 1968. – 225 с.
104. Техника и технология взрывных работ на рудниках / Под общ. ред. Г.П. Демидюка. – М.: Недра, 1978. – 239 с.
105. Павлов М.М. Волновое поле вблизи удлиненного заряда / М.М. Павлов // В сб. Использование взрыва при разработке нескальных грунтов. – Киев: Наукова думка, 1978. – С. 23–31.
106. Кутузов Б.Н. Перспективы совершенствования ассортимента промышленных ВВ для карьеров / Б.Н. Кутузов // Горный журнал. – 1996. – №9–10. – С. 39–43.
107. Дубнов Л.В. Промышленные взрывчатые вещества / Л.В. Дубнов, Н.С. Бахаревиц, А.И. Романов. – М.: Недра, 1998. – 358 с.
108. Подозерский Д.С. Совершенствование составов взрывчатых веществ / Д.С. Подозерский, С.А. Едигарев, Н.Л. Вяткин // Горный журнал. – 1997. – №9. – С. 24–27.
109. Wojewódka A. Wybrane metody obliczania charakterystyk użytkowych materiałów wybuchowych / A. Wojewódka, M. Humel // Materiały wybuchowe i technika strzelnicza (Aktualny stan i perspektywy rozwoju). Tom 1. – Gliwice-Kraków. – 1993. – S. 25–39.
110. Wowk A.A. Materiały wybuchowe o regulowanych parametrach impulsu wybuchowego / A.A. Wowk, W.I. Pluznik, J. Parchanski // Materiały wybuchowe i technika strzelnicza (Aktualny stan i perspektywy rozwoju). Tom 1. – Gliwice-Kraków. – 1993. – Tez. – S. 40–45.
111. Badanie wpływu charakterystyk detonatora na parametry fal uderzeniowych w ośrodku inercyjnym / S. Cudzilo, A. Maranda, J. Nowaczewski, W. Trzcinski // Materiały wybuchowe i technika strzelnicza (Aktualny stan i perspektywy rozwoju). Tom 1. – Gliwice-Kraków. – 1993. – S. 60–69.
112. Maranda A. Optymalizacja składu materiałów wybuchowych emulsyjnych / A. Maranda, W. Trzcinski // Materiały wybuchowe i technika strzelnicza- Ustroń-Jaszowiec. – 1996. – Tez. – S. 79–87.
113. Świetlik M. Wodoodporne materiały wybuchowe amonowosaletrzane / M. Świetlik // Materiały wybuchowe i technika strzelnicza- Ustroń-Jaszowiec. – 1996. – Tez. – S. 96–103.
114. Вовк О.О. Пульсуюча і спінова детонація вибухових речовин / О.О. Вовк, В.І. Плужнік та інш. // Вісник АН УРСР. – 1979. – №4. – С. 18–23.
115. Даниленко В.А. О структуре фронта детонации дисперсных твердых взрывчатых веществ / В.А. Даниленко, А.Н. Афанасенко // Докл. АН СССР. – 1981. – №6. – С. 940–943.
116. Вовк А.А. Проблемы детонации смесевых ВВ / А.А. Вовк, В.Г. Кравец, А. Воеводка // Materiały wybuchowe i technika strzelnicza. Aktualny stan i perspektywy rozwoju. – Ustroń-Jaszowiec, 1996. – S. 11–30.
117. Кук М. Наука о промышленных взрывчатых веществах / М. Кук. – М.: Недра, 1980. – 455 с.
118. Вовк О.О. Вибух / О.О. Вовк. – К: Наук. думка, 1973. – 256 с.

119. Светлов Б.Я. Теория и свойства промышленных ВВ / Б.Я. Светлов, Н.Е. Яременко. – М.: Недра, 1973. – 208 с.
120. Михайлов А.М. Охрана окружающей среды при разработке месторождений открытым способом / А.М. Михайлов. – М.: Недра, 1981. – 185 с.
121. Совершенствование ассортимента промышленных ВВ за рубежом / В.М. Скоробогатов, Б.Н. Кукиб, З.Г. Поздняков, С.Д. Викторов // Взрывное дело. – М.: Недра, 1985. – №87/44. – С. 174–182.
122. Jan Gliński. Energetyczne kryterium urabiania skal wybuchem / Jan Gliński // Materiały wybuchowe i technika strzelnicza (Aktualny stan i perspektywę rozwoju). Tom 2. – Gliwice-Kraków, 1993. – S. 5–9.
123. Шиман Л.Н. Водногелиевые ВВ типа товекс и их применение / Л.Н. Шиман // Материалы 1-й Украинской научной конференции. – «Промышленные взрывчатые вещества и средства их инициирования». – Шостка, 1996. – С. 34–39.
124. Викторов С.Д. Приготовление и использование простейших и эмульсионных взрывчатых смесей / С.Д. Викторов, Н.Н. Казаков // Разрушение взрывом и необратимые деформации горных пород. Под. ред. академика РАН Е.И. Шемякина. – М.: АГН России и ИГД им. А.А. Скочинского, 1997. – С. 34–39.
125. Поздняков З.Г. Развитие и совершенствование гранулированных ВВ в СССР и за рубежом / З.Г. Поздняков. – М.: Недра, 1971. – 143 с.
126. Крысин Р.С. Современные взрывчатые вещества местного приготовления / Р.С. Крысин, В.Н. Домничев. – Днепропетровск: Изд-во «Наука и образование», 1998. – 140 с.
127. Прокопенко В.С. Разрушение горных пород скважинными зарядами взрывчатых веществ в рукавах / В.С. Прокопенко. – Київ: НТУУ «КПІ» ЗАТ «Техновибух», 2010. – 205 с.
128. Кутузов Б.Н. Опыт применения водосодержащих ВВ местного изготовления / Б.Н. Кутузов, С.Х. Абсатаров, А.Т. Гончаров // Горный журнал, – 1996. – №3. 96. – С. 22–25.
129. Дресвяников А.Л. Опыт применения простейших гранулированных и эмульсионных ВВ в АО «Ураласбест» / А.Л. Дресвяников // Горное дело, 1996. – №11-12. – С. 39–42.
130. Бейсебаев А.М. Приготовление ифзанитов на стационарном пункте предприятия / А.М. Бейсебаев, Д.Т. Зильберг, Б.А. Чеботарев // Взрывное дело. – М.: Недра, 1985. – №87/44. – С. 158–162.
131. Ерофеев И.Е. Промышленные испытания эмульсионного гранулита Э / И.Е. Ерофеев, Д.К. Уразов, С.А. Мусаев // Горный журнал. – 1992. – №3. – С. 42–43.
132. Вовк А.А. Создание простейших взрывчатых составов местного приготовления с регулируемой плотностью / А.А. Вовк, В.Г. Кравец, Т.П. Кудря. – К.: ИГФ им. С.И. Субботина АНУССР. – 1988. – 42 с.

133. Плужник В.И. Повышение стабильности простейших ВВ / В.И. Плужник, А.А. Вовк. – К.: ИГФ им. С.И. Субботина АНУССР. – Киев, 1983. – 47 с.
134. Jozef Lewicki. Zasady doboru MW do urabiania skal / Jozef Lewicki // Materiały wybuchowe i technika strzelnicza (Aktualny stan i perspektywy rozwoju). Tom 1. – Gliwice-Kraków. – 1993. – Tez. – S. 25–35.
135. Безопасность взрывных работ в промышленности / Кол. авторов под ред. Б.Н. Кутузова. – М.: Недра, 1992. – 380 с.
136. Суханов А.Ф. Разрушение горных пород взрывом / А.Ф. Суханов, Б.Н. Кутузов. – М.: Недра, 1983. – 340 с.
137. Совершенствование взрывных характеристик простейших ВВ / А.А. Вовк, В.И. Плужник, А.А. Егупов, В.И. Самойлов. – К.: ИГФ им. С.И. Субботина АНУССР. – Киев, 1984. – 64 с.
138. Боуден Ф.Л. Возбуждение и развитие взрыва в твердых и жидких веществах / Ф.Л. Боуден, А.Д. Иоффе. – М.: Изд-во иностр. Литературы, 1955. – 119 с.
139. Андреев К.К. Теория ВВ / К.К. Андреев, А.Ф. Беляев. – М.: Оборонгиз, 1960. – 594 с.
140. Лысюк С.Д. Оценка оптимальности содержания поверхностно-активного вещества во вспененных аммиачно-селитренных системах / С.Д. Лысюк // Проблемы создания новых машин и технологий. Сб. КГПИ. – 1999. – Вып. 1. – С. 446–448.
141. Cudziło S. Badanie parametrów procesu inicjacji i propagacji detonacji w zawieszonym materiale wybuchowym uczulonym trotylem / S. Cudziło, A. Maranda // Materiały wybuchowe i technika strzelnicza- Ustroń-Jaszowiec. – 1996. – S. 63–70.
142. Кривцов Н.В. Новый накладной заряд для дробления негабарита в карьере / Н.В. Кривцов, В.В. Бойко, А.П. Пастухов // Безопасность труда в промышленности. – 1992. – №10. – С. 19–21.
143. Кривцов Н.В. Новая бесшпуровая технология взрывного разрушения крупнокускового материала / Н.В. Кривцов, К.Н. Ткачук // Materiały wybuchowe i technika strzelnicza. – Ustroń-Jaszowiec. – 1996. – S. 151–158.
144. Kriwcow N. Bezotworowa technologia kruszenia bryl ponadwymiarowych z zastosowaniem nowych typów ładunków nakładanych / N. Kriwcow, J. Machonia, J. Olek // Wiadomości Górnicze. – 1999. – №12. – S. 526–528.
145. Макаров О.И. Аналитическое определение разрушающей способности негабарита накладными зарядами ВВ / О.И. Макаров, С.В. Шевченко, Г.Ф. Солопов // Materiały konferencyjne “III Szkoła Geomechaniki”. – Gliwice- Ustroń, 1997. – S. 59-63.
146. Плужник В.И. Вопросы механики разрушения негабаритов на открытых горных работах / В.И. Плужник, В.Л. Демещук, А. Воеводка //

Materiały konferencyjne “III Szkoła Geomechaniki. – Gliwice-Ustroń, 1997. – S. 164–168.

147. Krawiec V. O wzajemnym oddziaływaniu fali uderzeniowej z ładunkiem porowatego materiału wybuchowego / V. Krawiec, J. Olek, J. Zawisza // Wiadomości Górnicze, 1999. – №10. – S. 428–430.

148. Шиллинг Н.А. Курс дымных порохов / Н.А. Шиллинг. – М.; – 1940.

149. Ефремов Э.И. Исследование движения забойки в шпурах / Э.И. Ефремов, К.С. Ищенко, В.А. Никифорова // Уголь Украины, 2000. – № 6. – С. 20–22.

150. Ефремов Э.И. Способ повышения эффективности взрыва и локализации пылегазовых выбросов / Э.И. Ефремов, В.П. Мартыненко, А.Я. Бережецкий // Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету. – Кременчуг, 2000. – Вып. 2. – С. 3–5.

151. Снижение техногенной нагрузки на окружающую среду при использовании простейших ВВ и специальной забойки / Э.И. Ефремов, А.Я. Бережецкий, А.В. Пономарев, В.В. Баранник, В.П. Куприн // Екологія і природокористування. – Дніпропетровськ, 2003. – Вып. 5. – С. 137–140.

152. Воробьев В.Д. О радиусе воронки дробления в скальных породах при взрыве удлиненного заряда взрывчатого вещества / В.Д. Воробьев, А.М. Масюкевич, И.В. Космин // Вісник НТУУ «КПІ»: ЗАТ «Техновибух». – 2002. – Вып. 7. – С. 44–54.