

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

Кваліфікаційна наукова  
праця на правах рукопису

**СНІГУР ВАСИЛЬ ГРИГОРОВИЧ**

УДК 622.831.24:622.268.6

**ДИСЕРТАЦІЯ**

**«НАУКОВІ ОСНОВИ ОПТИМІЗАЦІЇ ВЗАЄМОДІЇ  
ІННОВАЦІЙНОГО КРІПЛЕННЯ ВИРОБОК, ЩО ПОВТОРНО  
ВИКОРИСТОВУЮТЬСЯ, З ГІРСЬКИМ МАСИВОМ ШАХТ  
ЗАХІДНОГО ДОНБАСУ»**

05.15.02 – підземна розробка родовищ корисних копалин

Подається на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук

Дисертація містить результати власних досліджень. Використання ідей, результатів і текстів інших авторів мають посилання на відповідне джерело



В.Г. Снігур

(підпис, ініціали та прізвище здобувача)

Дніпро – 2024

## АНОТАЦІЯ

*Снігур В.Г.* Наукові основи оптимізації взаємодії інноваційного кріплення виробок, що повторно використовуються, з гірським масивом шахт Західного Донбасу. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук за спеціальністю 05.15.02 – «Підземна розробка родовищ корисних копалин». – Національний технічний університет «Дніпровська політехніка», Міністерство освіти і науки України, Дніпро, 2024.

Представлена дисертація є завершеною науково-дослідною роботою, в якій вирішено актуальну науково-технічну проблему оптимізації режимів взаємодії вуглевмісного масиву слабометаморфізованих порід з інноваційними кріпильними конструкціями, які включають комбіновані анкерні системи, для підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються; оптимізаційні рішення побудовані на базі розкриття механізму протікання процесу взаємодії у взаємозв'язку зі встановленими закономірностями впливу деформаційно-силових характеристик кріпильних конструкцій на мінімізацію параметрів проявів гірського тиску, що дозволило сформулювати єдину стратегію їх ресурсозберігаючого вдосконалення для підвищення надійності та безпеки відпрацювання вугільних пластів у складних гірничо-геологічних умовах.

На основі проведеного аналізу існуючих досліджень та практичного досвіду застосування інноваційних технологій підтримання гірничих виробок обґрунтовано актуальність та новизну підходу оптимізації режимів взаємодії масиву з кріпильними системами в умовах слабометаморфізованих порід при безпосередньому впливі очисних робіт у виїмкових виробках, що повторно використовуються.

У роботі розглянуто комплекс взаємопов'язаних завдань, структурованих в єдину концепцію поєднання підходів до керування параметрами проявів гірського тиску та врахування особливостей застосування інноваційних кріпильних систем для підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються у слабометаморфізованому вуглевмісному масиві;

використано наступний алгоритм реалізації мети досліджень.

Підвищення ефективності використання сучасних технологій підтримання виробок із застосуванням комбінованих анкерних систем (поєднання сталеполімерних і канатних анкерів) вимагало більш глибокого розуміння сутності процесу зрушення зміцненого вуглевмісного масиву в зоні впливу очисних робіт, для чого виконано геомеханічне обґрунтування механізму протікання цього явища у взаємодії і взаємовпливу всіх кріпильних елементів між собою з урахуванням особливостей текстури та механічних властивостей прилеглих порід. Сформульовані принципи узгодження режимів роботи кріпильних елементів та їх загальної адаптації до закономірностей проявів гірського тиску обґрунтували необхідність розгляду процесу взаємодії в координатах «зусилля – переміщення» (відображено поняттям «деформаційно-силовою характеристика») з критеріями мінімізації гірського тиску та максимально можливого наближення до умови рівномірності елементів, що становлять кріпильну конструкцію. Розкрито механізм деформування та взаємодії армопородних розпірних структур у покрівлі та рамного кріплення з прилеглим масивом, який склав базу для визначення кількісних закономірностей взаємозв'язку геомеханічних факторів і деформаційно-силових характеристик кріпильних конструкцій, що включають комбіновані анкерні системи.

Розроблені вперше методичні принципи мінімізації навантаження на кріпильну конструкцію виїмкових виробок, що повторно використовуються, побудовані на комбінації багатоваріантних обчислювальних експериментів за допомогою методу скінченних елементів (визначення деформаційно-силової характеристики масиву, що знеміцнюється) і положень нормативних документів з розрахунку параметрів склепіння природної рівноваги (деформаційно-силовою характеристика порід склепіння). Методика отримання деформаційно-силової характеристики масиву, що знеміцнюється, доставляє закономірності її зв'язку з основними впливними геомеханічними факторами: глибина розміщення виробки, текстура порід надвугільної товщі та їх міцнісні

властивості. При визначенні деформаційно-силової характеристики порід склепіння природної рівноваги методичні положення нормативних документів перетворені та доповнені врахуванням такого явища, як обмеження розмірів склепіння за рахунок реакції кріпильної конструкції.

Тестування розроблених методичних принципів та результатів мінімізації навантаження на кріпильну конструкцію в умовах слабометаморфізованих порід вуглевмісної товщі показало їхню достатню адекватність і достовірність.

Вперше встановлено закономірності впливу геомеханічних факторів на вибір оптимальних параметрів деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції. Закономірності отримані у вигляді графіків і рівнянь регресії. Виявлено стабільність степеневого зв'язку оптимальних параметрів кріпильної конструкції з геомеханічним показником  $H/R$  ( $H$  – глибина розташування виробки;  $R$  – середньозважений розрахунковий опір стиску прилеглих літотипів на відстань не менше 20 м) незалежно від типу текстури вуглевмісного масиву. Це дозволяє здійснювати єдину стратегію ресурсозберігаючого вдосконалення кріпильних конструкцій виїмкових виробок, що повторно використовуються і підтримуються у слабометаморфізованому масиві порід малої міцності.

Обґрунтовано методичні положення послідовної реалізації етапів оптимізації режимів роботи кріпильної конструкції, що включає рамне кріплення та комбіновану анкерну систему. При цьому розкрито сутність трьох підходів до вирішення проблеми розрахунку деформаційно-силових характеристик складових елементів і кріпильної конструкції в цілому, яка базується на поєднанні та взаємному доповненні результатів досліджень на основі багатоваріантних обчислювальних експериментів та аналітичних методів будівельної механіки зі сполучною ланкою у вигляді розвитку уявлень про механізм взаємодії вантажонесучих елементів між собою і з прилеглим породним масивом у зоні впливу очисних робіт.

На основі аналізу результатів багатоваріантних обчислювальних експериментів виділено чотири основні тенденції у текстурному перетворенні

порід надвугільної товщі навколо виїмкової виробки, що враховані при оптимізації деформаційно-силових характеристик розпірно-блокових структур. Вперше розроблено загальний та пошаровий механізм опору кожної розпірно-блокової структури, що входить до армопородної конструкції. При цьому враховано взаємовплив усіх кріпильних елементів у процесі протидії гірському тиску та обґрунтовано напрям оптимізації їх деформаційно-силових характеристик.

Розкрито геомеханічні причини, що не дозволяють використовувати існуючий арсенал методик проведення обчислювальних експериментів з урахуванням вимог максимально можливої адекватності та достовірності результатів. Альтернативою є обґрунтований принцип поєднання технологічних прийомів обчислювального експерименту з класичними положеннями методів будівельної механіки, на основі якого розроблена нова методика оцінки стану та розрахунку деформаційно-силової характеристики армопородної структури, що включає виконання шести послідовних позицій від пошуку поточних текстурних змін у надвугільній товщі під дією очисних робіт, до підсумкового визначення трьох груп закономірностей, необхідних для оптимізації режимів роботи кріпильної конструкції: сама деформаційно-силова характеристика; зв'язок несучої здатності та піддатливості кріпильної конструкції з геомеханічним показником  $H/R$  для всіх трьох типів узагальнених текстур вуглевмісного масиву.

Отримані три групи емпіричних функцій спільно з критеріями мінімізації гірського тиску створили основу для пошуку оптимальних рішень з ресурсозберігаючого забезпечення стійкості виїмкових виробок, що повторно використовуються і підтримуються у слабометаморфізованому масиві порід малої міцності.

На конкретних прикладах доведено можливість досягнення цілком задовільної відповідності деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції оптимальним значенням. Обґрунтовано, що режим роботи кріпильної конструкції, близький до оптимального, дозволяє на непрямих

показниках (зміщення контуру виробки, втрата площі її поперечного перерізу, зростання нахльосту в замкових з'єднаннях), що визначаються експериментально, оцінити ступінь адекватності та достовірності розроблених методик. Цей новий методичний принцип виконання шахтних досліджень всебічно обґрунтований та реалізований при проведенні широкомасштабних вимірів параметрів проявів гірського тиску в різних гірничо-геологічних і гірничотехнічних умовах підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються на шахтах Західного Донбасу.

За підсумками порівняльного аналізу даних шахтних експериментів, маркшейдерських зйомок на вже відпрацьованих виїмкових ділянках і розрахункових залежностей їм дана позитивна оцінка: відхилення для більшості закономірностей змінювалися у діапазоні від декількох відсотків до 20 – 30%, що є цілком задовільним результатом щодо надійності гірничотехнічних розрахунків.

Узагальнення всього обсягу виконаних досліджень дозволяє стверджувати:

- доведено адекватність методики оптимізації режимів взаємодії масиву гірських порід з кріпильними конструкціями на прикладах цілої низки їх варіантів;

- обґрунтовано достовірність методики вибору раціональних кріпильних конструкцій з режимом роботи, близьких до оптимального;

- аналітично та експериментально встановлено область доцільного застосування комбінованих анкерних систем для підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються у слабометаморфізованому вуглевмісному масиві, – умови обмеження раціонального використання: досить стійка безпосередня покрівля з розрахунковим опором стиску заанкерованих порід  $R_{зак} \geq 14 - 20$  МПа при діапазоні зміни геомеханічного показника  $H / R \leq 45 - 50$  м/МПа.

Розроблені методики оптимізації режимів взаємодії гірського масиву з кріпильними інноваційними конструкціями та вибору їх раціональних параметрів прийнято до використання на шахтах ПрАТ «ДТЕК

Павлоградвугілля». Вони дозволяють здійснювати єдину стратегію ресурсозберігаючого вдосконалення кріпильних конструкцій виїмкових виробок, що повторно використовуються і підтримуються у вуглевмісному масиві слабометаморфізованих гірських порід.

Сумарний фактичний економічний ефект від впровадження наукових розробок на шахтах ПрАТ «ДТЕК Павлоградвугілля» становить 388,35 млн грн, участь автора – 77,67 млн грн.

*Ключові слова:* вугільна шахта, масив слабометаморфізованих гірських порід, виїмкові виробки, повторне використання, комбіновані анкерні системи, кріпильні конструкції, геомеханічні фактори, гірський тиск, взаємодія, оптимізація.

## НАУКОВІ ПРАЦІ, В ЯКИХ ОПУБЛІКОВАНІ ОСНОВНІ НАУКОВІ РЕЗУЛЬТАТИ ДИСЕРТАЦІЇ

*Наукові праці, в яких опубліковані основні наукові результати*

1. Бондаренко, В.И., Ковалевская, И.А., Симанович, Г.А., Барабаш, М.В., **Снигур, В.Г.**, & Гусев, А.С. (2017). *Комбинированные анкерные системы для повторного использования горных выработок*. Дніпро, Україна: ЛізуновПрес, 188 с.
2. Bondarenko, V., Kovalevska, I., Symanovych, H., Varabash, M., Chervatiuk, V., Husiev, O., & **Snihur, V.** (2020). *Combined roff-bolting systems of mine workings*. The Netherlands: CRC Press/Balkema, 254.
3. **Снигур, В.Г.** (2014). Закономерности пучения пород почвы пластовых выработок. *Уголь Украины*, (7), 3-5.
4. Ковалевская, И.А., **Снигур, В.Г.**, Симанович, Г.А., & Гусев, А.С. (2014). Обоснование и расчет канатных анкеров в крепежной системе выемочных выработок. *Уголь Украины*, (12), 30-33.
5. Бондаренко, В.И., **Снигур, В.Г.**, Ковалевская, И.А., Симанович, Г.А., & Гусев, А.С. (2015). Конструкции и оптимизация параметров опорных плит крепи горных выработок из спецпрофиля СВП. *Уголь Украины*, (3-4), 55-59.
6. Symanovych, G.A., Chervatiuk, V.G., **Snigur, V.G.**, & Malykhin, O.V. (2015). Displacement mechanism of above-the-coal strata and loading on support along extraction mine working behind the longwall. *Mining of Mineral Deposits*, 9(3), 299-306. <https://doi.org/10.15407/mining09.03.299>
7. **Snihur, V.**, Malashkevych, D., & Vvedenska, T. (2016). Tendencies of coal industry development in Ukraine. *Mining of Mineral Deposits*, 10(2), 1-8. <https://doi.org/10.15407/mining10.02.001>
8. Bondarenko, V., Hardygora, M., Symanovych, H., Sotskov, V., & **Snihur, V.** (2016). Numerical methods of geomechanics tasks solution during coal deposits' development. *Mining of Mineral Deposits*, 10(3): 1-12. <https://doi.org/10.15407/mining10.03.001>



9. Kovalevska, I., Symanovych, H., Barabash, M., & **Snihur, V.** (2017). Research into rock pressure manifestations in interstratal rocks during descending and simultaneous mining of C<sub>9</sub> and C<sub>10</sub><sup>top</sup> coal seams. *Mining of Mineral Deposits*, 11(1), 50-56. <https://doi.org/10.15407/mining11.01.050>
10. Kovalevska, I., Barabash, M., & **Snihur, V.** (2018). Development of a research methodology and analysis of the stress state of a parting under the joint and downward mining of coal seams. *Mining of Mineral Deposits*, 12(1), 76-84. <https://doi.org/10.15407/mining12.01.076>
11. Ковалевская, И.А., Гусев, А.С., **Снигур, В.Г.**, & Малова, О.К. (2019). Экспериментальные исследования устойчивости выемочных выработок в весьма слабых породах. *Геотехнічна механіка*, (144), 218-228.
12. **Снігур, В.Г.** (2022). Методологічні принципи та рекомендації з розробки інноваційних технологій підтримки виробок, що повторно використовуються, на шахтах Західного Донбасу. *Збірник наукових праць НГУ*, (68), 67-80. <https://doi.org/10.33271/crpnmu/68.067>
13. Kovalevska, I., Zhuravkov, M., Chervatiuk V., Husiev, O., & **Snihur, V.** (2019). Generalization of trends in the influence of geomechanics factors on the choice of operation modes for the fastening system in the preparatory mine workings. *Mining of Mineral Deposits*, 13(3), 1-11. <https://doi.org/10.33271/mining13.03.001>
14. Bondarenko, V.I., Kovalevska, I., Symanovych, H., Barabash, M., & **Snihur, V.** (2020). Peculiarities of mining the protecting pillar in the laminal massif of soft rocks. *Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu*, (5), 17-25. <https://doi.org/10.33271/nvngu/2020-5/017>
15. Bondarenko, V., Kovalevska, I., Cawood, F., Husiev, O., **Snihur, V.**, & Jimu, D. (2021). Development and testing of an algorithm for calculating the load on support of mine workings. *Mining of Mineral Deposits*, 15(1), 1-10. <https://doi.org/10.33271/mining15.01.001>
16. **Snihur, V.**, Bondarenko V., Kovalevska I., Husiev O., & Shaikhislamova I. (2022). Optimization solution substantiation for resource-saving maintenance of

workings. *Mining of Mineral Deposits*, 16(1), 9-18.  
<https://doi.org/10.33271/mining16.01.009>

*Наукові праці, які засвідчують апробацію матеріалів дисертації*

17. **Snigur, V.**, Kovalevska, I., Symanovych, G., & Gusiev, O. (2015). Formation of limit equilibrium zone in marginal rocks of excavation mine working. *Szkola Eksploatacyj Podzemnej*.

18. Бондаренко, В., **Снигур, В.**, & Соцков, В. (2016). Разработка и анализ геомеханической модели селективной выемки пласта  $C_8^H$  шахты «Западно-Донбасская». *Школа підземної розробки: міжнар. наук.-практ. конф.:* тези доп. (с. 33-34). Бердянськ, Україна.

19. **Снигур, В.**, Малашкевич, Д., & Русских, В. (2016). Особенности технологии селективной отработки тонких и весьма тонких угольных пластов. *Школа підземної розробки: міжнар. наук.-практ. конф.:* тези доп. (с. 23-24). Бердянськ, Україна.

20. **Snihur, V.**, Barabash, M., & Malashkevych, D. (2018). The main trends of coal mining in Ukraine. *Szkola Eksploatacyj Podzemnej*. Krakow, Poland.

21. Ковалевская, И., **Снигур, В.**, Малова, О., & Малашкевич, Д. (2018). Воздействие песчаника на структурные преобразования почвы отрабатываемого пласта. *Українська школа гірничої інженерії: міжнар. наук.-практ. конф.:* тези доп. (с. 17-18). Бердянськ, Україна.

22. Bondarenko, V., Kovalevska, I., Symanovych, H., Barabash, M., & **Snihur, V.** (2018). Assessment of parting rocks weak zones under the joint and downward mining of coal seams. *E3S Web of Conferences*, (66), 03001.  
<https://doi.org/10.1051/e3sconf/20186603001>

23. Kovalevska, I., Barabash, M., Husiev, O., & **Snihur, V.** (2018). Interaction of deformation-strength characteristics of the support load-bearing elements in the preparatory workings. *E3S Web of Conferences*, (60), 00002.  
<https://doi.org/10.1051/e3sconf/20186000002>

24. **Snigur, V.**, Kovalevska, I., Symanovych, G., Gusiev, O., & Biatov, S. (2019). Influence of geomechanical factors on the state of development workings. In *Szkola Eksploatacyj Podzemnej* (25-27 February), Krakow, Poland.

25. Kovalevska, I., Pilecki, Z., Husiev, O., & **Snigur, V.** (2019). Assessment of the mutual influence of deformation-strength characteristics of the fastening system elements. *E3S Web of Conferences*, (123), 01006. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/201912301006>

26. Bondarenko, V., Kovalevska, I., Husiev, O., **Snigur, V.**, & Salieiev, I. (2019). Concept of workings reuse with application of resource-saving bolting systems. *E3S Web of Conferences*, (133), 02001. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/201913302001>

27. Ковалевская, И.А., Гусев, А., & **Снигур, В.** (2019). Оценка взаимовлияния деформационно-силовых характеристик элементов крепежной системы. *Українська школа гірничої інженерії: міжнар. наук.-практ. конф.: тези доп.* (с. 15-16). Бердянськ, Україна. <https://doi.org.10.33271/usme13.015>

28. Ковалевская, И., **Снигур, В.**, & Гусев, А. (2020). Устойчивость надрабатываемого слабометаморфизированного массива вокруг горной выработки. *Українська школа гірничої інженерії: міжнар. наук.-практ. конф.: тези доп.* (с. 9-10). Бердянськ, Україна. <https://doi.org/10.33271/usme14.009>

29. Барабаш, М., Ковалевская, И., & **Снигур, В.** (2021). Основные принципы разработки рекомендаций по инновационным технологиям поддержания повторно используемых выработок. *Українська школа гірничої інженерії: міжнар. наук.-практ. конф.: тези доп.* (с. 7-8). Бердянськ, Україна. <https://doi.org/10.33271/usme15.007>

*Наукові праці, які додатково відображають наукові результати*

30. Symanovych, G., Astafiev, D., Vivcharenko, O., & **Snigur, V.** (2015). Increasing of yielding of frame-anchor support steadiness. *New Developments in Mining Engineering 2015: Theoretical and Practical Solutions of Mineral Resources Mining*, 45-48. <https://doi.org/10.1201/b19901-9>

31. Бондаренко В.И., Ковалевская, И.А., Симанович, Г.А., Барабаш М.В., & **Снигур, В.Г.** (2017). Влияние горизонтальных напряжений на структурные преобразования пород междупластья совместно отрабатываемых угольных пластов  $c^B_{10}$  и  $c_9$ . *Уголь Украины*, (4), 35-39.

32. Ковалевская, И.А., Барабаш, М.В., **Снигур, В.Г.**, & Малова, О.К. (2018). Влияние песчаника на формирование аномалий горного давления в почве пласта, отрабатываемого в свите первым. *Уголь Украины*, (3):12-16.

33. Ковалевская, И.А., Симанович, Г.А., Гусев, А.С., & **Снигур, В.Г.** (2018). К обоснованию повышения устойчивости выемочных выработок в весьма слабых породах. *Уголь Украины*, (12), 4-9.

## ABSTRACT

*Snihur V.H.* Scientific bases for optimizing the innovative support interaction with the rock mass in reused mine workings of the Western Donbas mines. – Qualifying scientific work as a manuscript.

Dissertation submitted for the Doctorate Degree in Technical Sciences in the specialty 05.15.02 – Underground Mining of Mineral Deposits. – Dnipro University of Technology, Ministry of Education and Science of Ukraine, Dnipro, 2024.

The presented dissertation is a completed scientific-research work in which the urgent scientific-technical problem of optimizing the interaction modes between the coal-bearing mass of weakly metamorphosed rocks and innovative fastening structures, including combined roof-bolting systems, has been solved in order to maintain reusable extraction workings; optimization solutions are based on disclosing the interaction process mechanism occurring in conjunction with the determined patterns of the impact of the deformation-strength characteristics of fastening structures on minimizing the parameters of rock pressure manifestations; this makes it possible to form a unified strategy for their resource-saving improvement to increase the reliability and safety of mining the coal seams in complex mining-geological conditions.

Based on the performed analysis of existing research and practical experience in the application of innovative technologies for maintaining mine workings, the relevance and novelty of the approach to optimizing the interaction modes between the rock mass and fastening systems in the conditions of weakly metamorphosed rocks under the direct influence of stope operations in reused extraction workings have been substantiated.

The research solves a set of interrelated tasks, structured into a single concept of combined approaches to controlling the parameters of rock pressure manifestations and taking into account the peculiarities of using innovative fastening systems to maintain reused extraction workings in a weakly metamorphosed coal-bearing mass; the following algorithm for realizing the research purpose is used.

Increasing the efficiency of using modern technologies for maintaining mine workings with combined roof-bolting systems (a combination of resin-grouted rockbolts and rope bolts) requires a deeper understanding of the essence of the strengthened coal-bearing mass displacement process in the zone of stope operations influence. For this purpose, a geomechanical substantiation of the mechanism of this phenomenon occurrence has been performed in terms of the interrelation and mutual influence of all fastening elements on each other, taking into account the peculiarities of the texture and mechanical properties of the surrounding rocks. The formulated principles of coordinating the operating modes of fastening elements and their general adaptation to the patterns of rock pressure manifestations have substantiated the need to study the interaction process within the framework of “force – displacement” (reflected by the concept of “deformation-strength characteristic”) with criteria for minimizing the rock pressure and the maximum possible approximation to the condition of equal strength elements that constitute the fastening structure. The mechanism of deformation and interaction of armored and rock thrust structures in the roof and frame support with the surrounding mass has been disclosed, which is the basis for determining the quantitative patterns of the interrelation between geomechanical factors and deformation-strength characteristics of fastening structures, including combined roof-bolting systems.

The methodological principles developed for the first time to minimize the load on the fastening structure of reused extraction workings are based on a combination of multivariate computational experiments using the finite element method (determination of the weakening mass deformation-strength characteristic) and the provisions of regulatory documents for calculating the parameters of the natural equilibrium arch (deformation-strength characteristic of the rocks in the arch). The methodology for obtaining the deformation-strength characteristic of a weakening mass provides the patterns of its connection with the main influencing geomechanical factors, such as the depth of mine working location, the texture of rocks in the coal-overlying formation and their strength properties. When determining the deformation-strength characteristic of rocks in the natural equilibrium arch, the

methodological provisions of the regulatory documents have been transformed and supplemented with account of such a phenomenon as limiting the arch size due to the fastening structure reaction.

Testing the developed methodological principles and the results of minimizing the load on the fastening structure in the conditions of weakly metamorphosed rocks of the coal-bearing stratum has confirmed their sufficient adequacy and reliability.

For the first time, the patterns of geomechanical factors influencing on the choice of the fastening structure deformation-strength characteristic have been determined. The patterns obtained are in the form of graphs and regression equations. The stability of the power-law relationship between the fastening structure optimal parameters and the geomechanical index  $H/R$  ( $H$  – is the depth of mine working location;  $R$  – is the weighted average resistance to compression of adjacent lithotypes at a distance of at least 20 m) has been revealed, regardless of the type of the coal-bearing mass texture. This makes it possible to implement a unified strategy of resource-saving improvement of fastening structures for reused extraction workings maintained in a weakly metamorphosed rock mass of small hardness.

The methodological provisions of the sequential implementation of stages to optimize the fastening structure operating modes, including frame support and a combined roof-bolting system, have been substantiated. At the same time, the essence of three approaches to solving the problem of calculating the deformation-strength characteristics of the constituent elements and the fastening structure as a whole has been revealed. This problem is based on a combination and mutual supplementation of research results on the basis of multivariate computational experiments and analytical methods of structural mechanics with a connecting link in the form of the developed ideas about the interaction mechanism of load-bearing elements with each other and with the surrounding rock mass in the zone of stope operations influence.

Based on the analysis of the results of multivariate computational experiments, four main trends in the texture transformation of rocks in the coal-overlying formation around the extraction working have been distinguished, which are taken into account when optimizing the deformation-strength characteristics of spacer-

block structures. For the first time, both the general and layer-by-layer resistance mechanisms of each spacer-block structure included in the armored and rock structure have been developed. At the same time, the mutual influence of all fastening elements in the process of resisting the rock pressure is taken into account and the direction of optimization and deformation-strength characteristics is substantiated.

The geomechanical reasons have been revealed that do not allow using the existing arsenal of methodologies for conducting the computational experiments, taking into account the requirements of the maximum possible adequacy and reliability of the results. An alternative is the substantiated principle of combining the technological methods of a computational experiment with the classical provisions of structural mechanics methods, on the basis of which a new methodology for assessing the state and calculating the deformation-strength characteristics of an armored and rock structure has been developed. This methodology includes the fulfillment of six consecutive positions from the search for current textural changes in the coal-overlying formation under the influence of stope operations, to the final determination of three groups of patterns necessary to optimize the fastening structure operating modes: the deformation-strength characteristic itself; the dependence of the load-bearing capacity and yielding property of the fastening structure on the geomechanical index  $H/R$  for all three types of generalized coal-bearing mass textures.

The obtained three groups of empirical functions, together with the criteria for minimizing the rock pressure, are the basis for searching for optimal solutions for resource-saving ensuring the stability of reused extraction workings maintained in a weakly metamorphosed rock mass of small hardness.

Using the specific examples, the possibility of achieving a completely satisfactory correspondence of the fastening structure deformation-strength characteristic to the optimal values has been proved. It has been substantiated that the fastening structure operating mode, which is close to the optimal one, makes it possible, using indirect indicators (mine working contour displacement, loss of its cross-sectional area, growth of overlap in joist joints), determined experimentally, to



assess the degree of adequacy and reliability of the developed methodologies. This new methodological principle for performing mine research has been comprehensively substantiated and implemented when conducting large-scale measurements of the parameters of rock pressure manifestations in various mining-geological and mining-technical conditions for maintaining reused extraction workings in the Western Donbas mines.

Based on the comparative analysis results of the data of mine experiments, as well as mine surveying of already mined-out areas and calculated dependencies, they have been positively assessed: deviations for the overwhelming majority of patterns change in the range from a few percent to 20–30%, which is a completely satisfactory result in terms of the reliability of mining-technical calculations.

Summarizing the entire volume of research performed makes it possible to assert:

- the adequacy of the optimization methodology for the rock mass interaction with the fastening structures has been proved using examples of a number of their variants;

- the reliability of the methodology for choosing rational fastening structures with an operating mode close to optimal has been substantiated;

- the area of expedient use of combined roof-bolting systems for maintaining the reused extraction workings in a weakly metamorphosed coal-bearing mass – conditions for limiting the rational use, – has been determined analytically and experimentally: a quite stable immediate roof with a calculated compressive resistance of roof-bolted rocks of  $R_{bol} \geq 14 - 20$  MPa with a geomechanical index variation range of  $H / R \leq 45 - 50$  m/MPa.

The developed methodologies of optimizing the interaction modes of the rock mass with innovative fastening structures and the choice of their rational parameters have been adopted for use at the mines of PJSC DTEK Pavlohraduvhilia. They make it possible to implement a unified strategy for resource-saving improvement of fastening structures for reused extraction workings maintained in a coal-bearing mass of weakly metamorphosed rocks.

The total actual economic effect from the implemented scientific developments at the mines of PJSC DTEK Pavlohradvuhillia is 388.35 million UAH, the author's participation is 77.67 million UAH.

*Keywords:* coal mine, weakly metamorphosed rock mass, extraction workings, repeated use, combined roof-bolting systems, fastening structures, geomechanical factors, rock pressure, interaction, optimization.

## ЗМІСТ

ВСТУП .....		24
Розділ 1 НАУКОВО-ТЕХНІЧНА ПРОБЛЕМА ПОВТОРНОГО		
ВИКОРИСТАННЯ ВИЇМКОВИХ ВИРОБОК ПРИ		
ІННОВАЦІЙНИХ ТЕХНОЛОГІЯХ ЇХ ПІДТРИМАННЯ		
У СЛАБОМЕТАМОРФІЗОВАНОМУ МАСИВІ .....		
		33
1.1	Актуальність інноваційних технологій ресурсозбереження при підготовці виїмкових ділянок в умовах Західного Донбасу .....	33
1.1.1	Сучасні напрями розвитку вуглевидобутку у світовому та національному масштабах .....	33
1.1.2	Світові тенденції розвитку досліджень в області застосування інноваційних технологій підтримання гірничих виробок .....	36
1.1.3	Досвід застосування у Західному Донбасі комбінованих анкерних систем в умовах інтенсивних проявів гірського тиску .....	38
1.2	Сучасні уявлення про взаємодію масиву з кріпленням гірничих виробок та вплив її режиму роботи .....	40
1.3	Спостереження за станом кріплення виїмкових виробок, що повторно використовуються на шахтах Західного Донбасу .....	47
1.4	Аналіз результатів моделювання стану елементів схем підтримання виїмкових виробок у зоні впливу очисних робіт .....	58
1.4.1	Загальні положення .....	58
1.4.2	Вплив глибини розробки .....	62
1.4.3	Вплив текстури порід покрівлі .....	69
1.4.4	Вплив міцнісних характеристик вміщуючих порід .....	73
1.5	Мета досліджень, обґрунтування та систематизація завдань оптимізації взаємодії елементів геомеханічних систем .....	76
1.6	Висновки за розділом .....	80

Розділ 2 ГЕОМЕХАНІЧНЕ ОБГРУНТУВАННЯ НАПРЯМІВ	
ОПТИМІЗАЦІЇ ВЗАЄМОДІЇ КРІПІЛЬНИХ СИСТЕМ	
З НЕОДНОРОДНИМ СЛАБОМЕТАМОРФІЗОВАНИМ	
МАСИВОМ В УМОВАХ ІНТЕНСИВНИХ ПРОЯВІВ	
ГІРСЬКОГО ТИСКУ .....	
	81
2.1	Принципи пошуку раціональної деформаційно-силової
	характеристики кріпильної системи в процесі зміни гірничо-
	геологічних умов за довжиною виробки .....
	81
2.2	Вплив текстури масиву на вибір раціональної деформаційно-
	силової характеристики кріпильної системи .....
	86
2.3	Оцінка впливу висоти розміщення літотипу середньої стійкості
	на процес навантаження кріпильної системи .....
	95
2.4	Розвиток уявлень про взаємовплив деформаційно-силових
	характеристик елементів кріпильної системи .....
	100
2.5	Висновки за розділом .....
	110
Розділ 3 ВИЗНАЧЕННЯ РАЦІОНАЛЬНИХ РЕЖИМІВ ВЗАЄМОДІЇ	
КРІПІЛЬНОЇ СИСТЕМИ ТА ПОРІД ПОКРІВЛІ ВИЇМКОВОЇ	
ВИРОБКИ В ЗОНІ ВПЛИВУ ОЧИСНИХ РОБІТ .....	
	113
3.1	Алгоритм пошуку раціональних режимів опору
	кріпильної системи .....
	113
3.2	Методика мінімізації навантаження на кріплення .....
	119
3.3	Тестування методики розрахунку .....
	130
3.3.1	Аналіз адекватності методики визначення деформаційно-силової
	характеристики масиву, що знеміцнюється .....
	131
3.3.2	Аналіз достовірності методики оптимізації режимів взаємодії
	кріпильної системи з прилеглим масивом .....
	143
3.4	Визначення закономірностей зв'язку оптимальних параметрів
	кріпильної системи з геомеханічними факторами .....
	147
3.5	Обґрунтування та розрахунок раціональної деформаційно-силової
	характеристики кріпильної системи .....
	152

3.6	Висновки за розділом .....	157
Розділ 4 ОБҐРУНТУВАННЯ МЕХАНІЗМУ ВЗАЄМОДІЇ РАМНИХ ТА АНКЕРНИХ КРІПЛЕНЬ У ЄДИНІЙ ВАНТАЖОНЕСУЧІЙ СИСТЕМІ .....		
		159
4.1	Методичні аспекти оптимізації режимів роботи кріпильних систем ...	159
4.2	Загальні положення розроблюваного механізму взаємодії .....	164
4.3	Механізм опору розпірних систем .....	168
4.4	Механізм зміцнення порід покрівлі комбінованими анкерними системами за відсутності їх конструктивних зв'язків з рамним кріпленням .....	177
4.4.1	Зміцнені породи покрівлі в цілому .....	177
4.4.2	Нижня розпірна система .....	181
4.4.3	Середня розпірна система .....	184
4.4.4	Верхня розпірна система .....	189
4.4.5	Загальна деформаційно-силова характеристика розпірних систем .....	193
4.5	Механізм взаємодії комбінованої анкерної системи з рамним кріпленням за наявності конструктивних зв'язків між ними .....	196
4.6	Висновки за розділом .....	200
Розділ 5 РОЗРАХУНОК ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ДЕФОРМАЦІЙНО- СИЛОВОЇ ХАРАКТЕРИСТИКИ КРІПІЛЬНОЇ КОНСТРУКЦІЇ З КОМБІНОВАНОЮ АНКЕРНОЮ СИСТЕМОЮ .....		
		202
5.1	Обґрунтування методики проведення досліджень .....	202
5.2	Алгоритм розрахунку деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції .....	206
5.3	Закономірності зв'язку деформаційно-силової характеристики з геомеханічними факторами .....	218
5.3.1	Загальні положення .....	218
5.3.2	Деформаційно-силова характеристика кріпильної конструкції .....	220
5.3.3	Закономірності зв'язку несучої здатності та піддатливості кріпильної конструкції з геомеханічними параметрами .....	226

5.4	Аналіз відповідності деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції її оптимальній функції .....	233
5.5	Висновки за розділом .....	241
Розділ 6 ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНА ПЕРЕВІРКА ТА РОЗРОБКА РЕКОМЕНДАЦІЙ З ІННОВАЦІЙНИХ ТЕХНОЛОГІЙ ПІДТРИМАННЯ ВИРОБОК, ЩО ПОВТОРНО ВИКОРИСТОВУЮТЬСЯ НА ШАХТАХ ЗАХІДНОГО ДОНБАСУ .....		
6.1	Методичні принципи досягнення адекватності порівняння результатів шахтних досліджень та аналітичних розрахунків .....	243
6.1.1	Загальні положення .....	243
6.1.2	Методичні особливості порівняння експериментальних та аналітичних результатів .....	248
6.2	Результати розрахунку деформаційно-силових характеристик варіантів кріпильних конструкцій з комбінованими анкерними системами .....	253
6.2.1	Варіація параметрів конструкцій .....	253
6.2.2	Рівняння регресії та їх аналіз .....	266
6.3	Порівняльний аналіз результатів шахтних спостережень та розрахункових закономірностей .....	280
6.4	Розробка методик та рекомендацій з ресурсозберігаючого підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються, із застосуванням комбінованих анкерних систем в умовах слабометаморфізованих порід вуглевмісного масиву .....	298
6.4.1	Загальні положення .....	298
6.4.2	Методика керування параметрами проявів гірського тиску при повторному використанні виїмкових виробок .....	299
6.4.3	Методика вибору раціональних кріпильних конструкцій з комбінованими анкерними системами .....	303
6.5	Висновки за розділом .....	306
	ВИСНОВКИ .....	309

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ .....	313
Додаток А Методика керування параметрами проявів гірського тиску при повторному використанні виїмкових виробок на шахтах ПрАТ «ДТЕК Павлоградвугілля» .....	337
Додаток Б Методика вибору раціональних кріпильних конструкцій з комбінованими анкерними системами для вугільних шахт України .....	340
Додаток В Методика прогнозу небезпечних зон при сумісному відпрацюванні пластів Західного Донбасу .....	343
Додаток Г Рекомендації з ресурсозберігаючого підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються у слабометаморфізованих вуглевміщуючих породах .....	346
Додаток Д Розрахунки загального економічного ефекту від впровадження наукових розробок .....	349
Додаток Е Довідка щодо фактичного економічного ефекту від впровадження наукових розробок .....	355

## ВСТУП

**Актуальність теми.** Незважаючи на інтенсивний розвиток способів і засобів для відновлюваних джерел енергії та використання альтернативної енергетики, динаміка зростання вуглеводобутку є позитивною як за основними вугледобувними країнами, так і в усьому світі загалом. У цій тенденції однією з найважливіших проблем була і залишається на тривалу перспективу проблема підтримання гірничих виробок, особливо в зонах активного впливу очисних робіт. Специфіка гірничо-геологічних та гірничотехнічних умов відпрацювання пологих вугільних пластів в Україні (на підконтрольній території) підвищує актуальність даної проблеми з двох основних причин: необхідність швидкого відтворення потрібної протяжності виїмкових виробок у зв'язку з досягнутими високими темпами посування очисних вибоїв (більшість шахт); надійне та ресурсозберігаюче підтримання цих виробок в умовах слабометаморфізованих порід малої міцності. Перша проблема вирішується шляхом повторного використання виїмкових виробок. Успішне вирішення другої проблеми пов'язане з необхідністю широкомасштабного застосування інноваційних технічних заходів щодо використання комбінованих анкерних систем (поєднання сталеполімерних і канатних анкерів) у складі кріпильних конструкцій виїмкових виробок, що повторно використовуються. Але недостатня вивченість закономірностей геомеханічних процесів управління гірським тиском, особливо в напрямі мінімізації інтенсивності його проявів при мінливих гірничо-геологічних умовах підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються у слабометаморфізованому масиві, є головним фактором, який стримує широкомасштабне застосування інноваційних кріпильних конструкцій з комбінованими анкерними системами.

Тому є актуальною науковою проблемою розробка принципів і підходів до оптимізації режимів взаємодії гірського масиву слабометаморфізованих порід з інноваційними кріпильними конструкціями виїмкових виробок, що повторно використовуються, які базуються на закономірностях впливу їх деформаційно-силових характеристик на процес мінімізації параметрів проявів гірського



тиску і дозволяють сформувавши єдину стратегію удосконалення кріпильних систем для підвищення надійності відпрацювання вугільних пластів у складних гірничо-геологічних умовах.

**Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами.** Дисертаційна робота виконана у відповідності зі «Стратегією розвитку паливно-енергетичного комплексу України до 2030 року» (Вугільна промисловість), Програми «Українське вугілля» і планів держбюджетних робіт Міністерства освіти і науки України в 2017 – 2023 роках: тема ГП-474 «Розвиток наукових основ управління навантаженням кріпильних, охоронних систем повторно використовуваних виробок. Підвищення ефективності протипилового захисту» (№ держреєстрації 0115U002295), тема ГП-493 «Теоретичні та практичні основи управління нестійкими геомеханічними системами «масив – кріплення підземних виробок» (№ держреєстрації 0117U001131), тема ГП-501 «Виявлення закономірностей фазових перетворень газогідратів, напружено-деформованого стану гірського масиву і розробка інноваційних геотехнологій» (№ держреєстрації 0119U000249), тема ГП-504 «Наукові та практичні основи оптимізації розрахунку параметрів інноваційних технологій при видобутку корисних копалин підземним способом» (№ держреєстрації 0120U102077), де автор був виконавцем.

**Метою дисертаційної роботи** є наукове обґрунтування принципів і методів ресурсозберігаючого підвищення стійкості виїмкових виробок, що повторно використовуються у слабометаморфізованому вуглевмісному масиві, на основі мінімізації інтенсивності проявів гірського тиску регульованими режимами роботи інноваційних кріпильних систем.

**Для реалізації поставленої мети сформульовані та успішно вирішені такі основні завдання дослідження:**

1. Розробити критерії мінімізації інтенсивності проявів гірського тиску та методики пошуку їх оптимальних параметрів.

2. Встановити залежність зв'язку мінімізованих параметрів проявів гірського тиску з основними геомеханічними факторами підтримання виробки.

3. Сформувати уявлення про механізм взаємодії елементів інноваційних кріпильних конструкцій та розробити методику визначення їх деформаційно-силових характеристик.

4. Обґрунтувати принципи адаптації режимів роботи інноваційних конструкцій під мінімізований характер проявів гірського тиску та розробити методику вибору їх раціональних параметрів для виїмкових виробок, що повторно використовуються в умовах слабометаморфізованих гірських порід.

5. Експериментально перевірити принципи мінімізації інтенсивності проявів гірського тиску та оптимізації параметрів інноваційних кріпильних конструкцій.

6. Створити комплекс рекомендацій з ресурсозберігаючого підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються у вуглевмісному масиві слабометаморфізованих гірських порід.

*Ідея роботи* полягає у використанні закономірностей взаємовпливу параметрів зсуву вуглевмісного масиву слабометаморфізованих гірських порід та деформаційно-силових характеристик інноваційних кріпильних конструкцій для мінімізації інтенсивності проявів гірського тиску при ресурсозберігаючому вдосконаленні технології підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються.

*Об'єкт дослідження* – геомеханічні процеси взаємодії слабометаморфізованого вуглевмісного масиву з інноваційними кріпильними конструкціями, що включають комбіновані анкерні системи.

*Предмет дослідження* – закономірності взаємовпливу параметрів проявів гірського тиску та деформаційно-силових характеристик інноваційних кріпильних конструкцій виїмкових виробок, що повторно використовуються в умовах слабометаморфізованих гірських порід.

**Методи дослідження.** Для вирішення поставлених завдань у роботі був використаний комплекс методів: аналіз та узагальнення досліджень геомеханічних процесів навколо гірничих виробок у зонах активного впливу очисних робіт, режимів взаємодії гірських масивів з кріпильними

конструкціями та методик їх оптимізації, досвіду застосування конструктивно-технологічних схем зміцнення приконтурних порід сталеполімерними та канатними анкерами в різних гірничо-геологічних умовах; аналітичні методи механіки гірських порід та будівельної механіки з використанням методу скінченних елементів (МСЕ); кореляційно-дисперсійного аналізу; експериментальних шахтних досліджень та моніторинг стану виїмкових виробок, що повторно використовуються і підтримуються із застосуванням сталеполімерних анкерів та комбінованих анкерних систем.

### **Наукова новизна отриманих результатів.**

*Наукові положення, що виносяться на захист.*

1. Оптимальні параметри деформаційно-силових характеристик кріпильних конструкцій виїмкових виробок, що повторно використовуються, знаходяться у ступеневому зв'язку з геомеханічним показником  $H/R$  відношення глибини  $H$  розміщення виробки до середнього розрахункового опору стиску  $R$  літотипів прилеглого масиву. Отримані закономірності дозволяють виробити універсальний підхід до мінімізації проявів гірського тиску за умови слабометаморфізованого масиву.

2. Закономірності оптимізації зв'язку навантаження  $P$  на кріплення з його піддатливістю  $u$  мають стабільні тенденції зростання за ступеневими залежностями від геомеханічного показника  $H/R$  у всіх трьох групах узагальнених текстур вуглевмісної товщі, які класифіковані за параметрами літологічних різниць, потужності та коефіцієнту міцності. Це дозволить використовувати єдиний механізм взаємодії армопородних розпірних конструкцій між собою, з рамним кріпленням і прилеглим масивом слабометаморфізованих порід при оптимізації деформаційно-силової характеристики інноваційного кріплення.

3. Деформаційно-силові характеристики інноваційних кріплень мають ступеневі залежності зв'язку з геомеханічним показником  $H/R$  і комбінацію ступеневих з показовими функціями по відношенню до розрахункового опору стиску  $R_{зак}$  заанкерованих порід з урахуванням складання вуглевмісного

масиву і схем кріпильних конструкцій. Така сталість закономірностей впливу геомеханічних факторів обґрунтовує єдину стратегію ресурсозберігаючого вдосконалення кріпильних конструкцій з комбінованими анкерними системами.

4. Область доцільного застосування комбінованих анкерних систем визначається діапазонами змін геомеханічного показника  $H / R \geq 45 - 50$  м/МПа та розрахункового опору стиску  $R_{zak} \leq 14 - 20$  МПа. Це дозволить цілеспрямовано впроваджувати інноваційні кріпильні конструкції у тих гірничо-геологічних умовах, де вони забезпечують максимальний ефект підвищення стійкості гірничих виробок.

*Наукова новизна отриманих результатів.*

1. Вперше розроблено алгоритм мінімізації параметрів проявів гірського тиску стосовно виїмкових виробок, що повторно використовуються і підтримуються у слабометаморфізованому вуглевмісному масиві порід незначної міцності.

2. Обґрунтовано нові методичні положення алгоритму пошуку оптимальних режимів взаємодії кріпильної конструкції та вуглепородного масиву, що відрізняються від відомих поєднанням багатоваріантних обчислювальних експериментів для розрахунку (методом скінченних елементів) деформаційно-силової характеристики масиву, що знеміцнюється, та вдосконаленої нормативної методики для визначення деформаційно-силової характеристики порід склепіння природної рівноваги.

3. Вперше встановлено закономірності зв'язку мінімальних параметрів проявів гірського тиску з геомеханічним показником  $H / R$  умов підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються, для основних груп текстур слабометаморфізованого масиву гірських порід.

4. Запропоновано нову концепцію механізму взаємодії розпірних конструкцій (комбіновані анкерні системи) між собою, з рамним кріпленням та прилеглим масивом, яка реалізована шляхом комбінації (при взаємному доповненні) багатоваріантних обчислювальних експериментів та аналітичних методів будівельної механіки.

5. Вперше встановлено закономірності зв'язку параметрів деформаційно-силової характеристики з геомеханічним показником  $H/R$  та розрахунковим опором стиску  $R_{зак}$  порід заанкерованої покрівлі для трьох основних груп текстур вуглепородного масиву.

6. Вперше обґрунтовано область доцільного застосування комбінованих анкерних систем для підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються в умовах слабометаморфізованого вуглевмісного масиву.

**Обґрунтованість і достовірність наукових положень, висновків та рекомендацій** підтверджується коректністю постановки та вирішенням задач з використанням апробованих положень механіки гірських порід, будівельної механіки та методів математичної статистики; достатнім обсягом шахтних досліджень стану виїмкових виробок, що повторно використовуються при анкерному зміцненні приконтурного масиву, у тому числі комбінованими анкерними системами, задовільним ступенем відповідності результатів аналітичних досліджень та чисельного моделювання з експериментальними даними з відхиленнями в діапазоні від декількох відсотків до 20 – 30% для різних кріпильних конструкцій; позитивними результатами впровадження розроблених рекомендацій.

**Наукове значення роботи** полягає у встановленні закономірностей зв'язку оптимальних режимів взаємодії вуглевмісного масиву і кріпильних конструкцій, що включають комбіновані анкерні системи, їх деформаційно-силових характеристик з геомеханічними факторами підтримання виїмкових виробок, які повторно використовуються в умовах слабометаморфізованих гірських порід малої міцності, що в сукупності сформували наукові основи для ресурсозберігаючого вдосконалення конструктивно-технологічних схем відпрацювання вугільних пластів у складних гірничо-геологічних умовах.

#### **Практичне значення отриманих результатів:**

1. Розроблено методіку керування параметрами проявів гірського тиску, яка дозволяє мінімізувати їх інтенсивність залежно від геомеханічних факторів

підтримання виробок, що повторно використовуються у слабометаморфізованому вуглевмісному масиві.

2. Створено узагальнюючу методику розрахунку деформаційно-силових характеристик серії кріпильних конструкцій, що включають сталеполімерні та канатні анкери.

3. Розроблено методику вибору раціональних кріпильних конструкцій з комбінованими анкерними системами.

4. Розроблено рекомендації з ресурсозберігаючого підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються у слабометаморфізованих вуглевміщуючих породах.

5. Рекомендації впроваджено на шахті «Павлоградська» ПрАТ «ДТЕК Павлоградвугілля» (20 виробок). Отримано економічний ефект – 142,34 млн грн.

6. Рекомендації впроваджено на шахті ім. Героїв Космосу ПрАТ «ДТЕК Павлоградвугілля» (8 виробок). Отримано економічний ефект – 54,85 млн грн.

**Реалізація результатів роботи.** Результати дисертаційної роботи протягом 2014 – 2024 рр. впроваджено на вугільних шахтах Західного Донбасу та у навчальному процесі, а саме:

1. Методика прогнозу небезпечних зон при сумісному відпрацюванні пластів вугілля Західного Донбасу. – Дніпро: НТУ «ДП», 2019. – 26 с.

2. Методика керування параметрами проявів гірського тиску при повторному використанні виїмкових виробок на шахтах ПрАТ «ДТЕК Павлоградвугілля». – Дніпро: ЛізуновПрес, 2020. – 23 с.

3. Методика вибору раціональних кріпильних конструкцій з комбінованими анкерними системами для вугільних шахт України. – Дніпро: ЛПрес, 2023. – 30 с.

4. Рекомендації з ресурсозберігаючої підтримки виїмкових виробок, що повторно використовуються у слабометаморфізованих вуглевміщуючих породах (2023 р.).

5. Навчальні програми підготовки бакалаврів і магістрів з дисциплін: «Механіка гірських порід», «Гірнична інженерія», «Моделювання геомеханічних

систем у задачах підземного видобутку корисних копалин» у НТУ «Дніпровська політехніка» (2018 – 2023 рр.).

Фактичний річний економічний ефект від впровадження наукових розробок становить 388,35 млн грн. Частина автора при використанні рекомендацій, науково-методичних і конструктивно-технологічних рішень становить 20% від загального економічного ефекту, тобто 77,67 млн грн.

**Особистий внесок здобувача** полягає у формулюванні проблеми, мети, ідеї, завдань досліджень, наукових положень, висновків та рекомендацій щодо їх практичної реалізації; особисто проведено аналіз та узагальнення методів досліджень і досвіду застосування ресурсозберігаючих технологій зміцнення приконтурного масиву сталеполімерними та канатними анкерами для підвищення стійкості виїмкових виробок, що повторно використовуються і підтримуються у вуглевмісному масиві слабометаморфізованих гірських порід; обґрунтовано концепції шляхів оптимізації режимів взаємодії гірського масиву з кріпильними конструкціями, що включають комбіновані анкерні системи; отримано закономірності зв'язку оптимальних параметрів проявів гірського тиску, раціональних деформаційно-силових характеристик інноваційних кріпильних конструкцій з геомеханічними факторами умов відпрацювання вугільних пластів; розроблено методики управління параметрами проявів гірського тиску та вибору раціональних кріпильних конструкцій. Автор безпосередньо брав участь в експериментальних дослідженнях, апробації та впровадженні результатів роботи. Текст дисертації викладено автором особисто.

**Апробація результатів роботи.** Основні положення і наукові результати дисертаційної роботи доповідалися та обговорювалися на міжнародних науково-технічних конференціях: «Українська школа гірничої інженерії» (Бердянськ, 2018 – 2022); Міжнародна наукова конференція «Школа експлуатації підземної» (Краків, 2018, 2019), III Міжнародна конференція «Вугільна промисловість України в умовах декарбонізації» (Дніпро, 2019); IV Міжнародна вугільна конференція «Вугільні регіони України: справедлива трансформація і видобуток

вугілля. Український міжнародний досвід» (Київ, 2021), XIV Міжнародна наукова конференція CHAOS-2021 (Афіни, 2021), а також на науково-технічних нарадах шахт ТОВ «ДТЕК Енерго».

**Публікації.** Основні результати досліджень опубліковані в 33 наукових працях, у тому числі: 2 колективні монографії (1 – англійською мовою у видавництві CRC Press/Balkema); 10 статей у періодичних виданнях, включених до переліку фахових наукових видань України; 4 статті у періодичних виданнях, що індексуються у базах даних Scopus і WoS (квартиль Q<sub>2</sub>) і прирівнюються до 12 публікацій; 13 публікацій у матеріалах міжнародних конференцій, 4 публікації у інших виданнях.

**Структура й обсяг роботи.** Дисертаційна робота складається зі вступу, 6 розділів, висновків, списку використаних джерел з 211 найменувань на 24 сторінках, 5 додатків на 20 сторінках. Загальний обсяг дисертації – 356 сторінок, у тому числі 76 рисунків та 6 таблиць.



# **Розділ 1. НАУКОВО-ТЕХНІЧНА ПРОБЛЕМА ПОВТОРНОГО ВИКОРИСТАННЯ ВИЇМКОВИХ ВИРОБОК ПРИ ІННОВАЦІЙНИХ ТЕХНОЛОГІЯХ ЇХ ПІДТРИМАННЯ У СЛАБОМЕТАМОРФІЗОВАНОМУ МАСИВІ**

## **1.1 Актуальність інноваційних технологій ресурсозбереження при підготовці виїмкових ділянок в умовах Західного Донбасу**

### **1.1.1 Сучасні напрями розвитку вуглевидобутку у світовому та національному масштабах**

Альтернативні джерела енергії розвиваються швидкими темпами, але традиційний видобуток вугілля все ще залишається актуальним в усьому світі. Так, за даними Всесвітньої вугільної Асоціації (World Coal Association – “WCA”) за рахунок вугілля в усьому світі покривається близько 30% початкової потреби в енергії [1]. Вугілля також використовується для виробництва 70% світового обсягу сталі, а в цілому завдяки вуглевидобутку в світі генерується близько 41% всієї електроенергії [2] – [4].

На даний час у світі щорічно видобувається близько 8 млрд т [5], а прогноз динаміки зростання вуглевидобутку до 2040 року є позитивним як за основними країнами, так і в усьому світі в цілому (рис. 1.1). Таку тенденцію підтверджує оцінка International Energy Agency [6]:

- світовий видобуток вугілля у 2040 році складе 9,23 млрд т (+20,1% по відношенню до 2016 року);
- до 2040 року загальна частка Китаю, Індії та Австралії у світовому видобутку вугілля складе 64% (+2,0%);
- частка Китаю у світовому видобутку знизиться з 47% до 44%;
- стабільне зростання вуглевидобутку прогнозується в Індії: в середньому +100 млн т кожні 5 років.

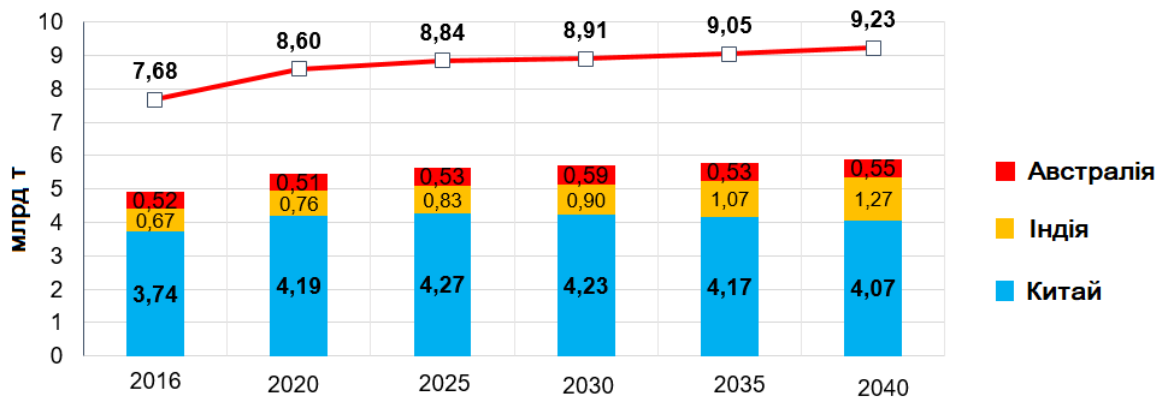


Рисунок 1.1 – Прогноз динаміки видобутку вугілля за основними вугледобувними країнами і в світі до 2040 року

Зазначені тенденції зростання вуглевидобутку обумовлені не тільки потребами світової економіки, але й стимулюються збільшенням ціни на даний вид корисної копалини. Наприклад, оцінка World Energy Statistics на ціну енергетичного вугілля цілком виправдалася (рис. 1.2): раніше очікувалося, що після «дна» 2015 року ціна на енергетичне вугілля до 2018 року не перевищить 65 дол. США за 1 т, а на даний час вона досягла в середньому 112,2 дол. США. У цій ситуації підвищуються можливості застосування інноваційних технологій вуглевидобутку для зниження собівартості кінцевого продукту.

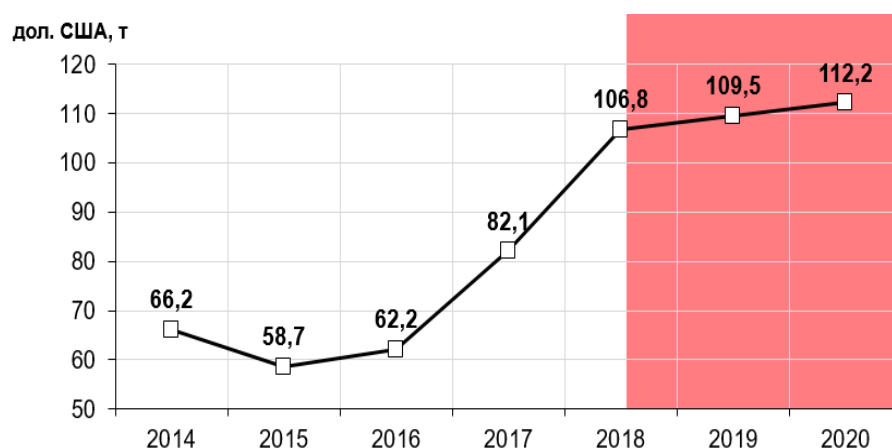


Рисунок 1.2 – Тенденція зміни світових цін на енергетичне вугілля до 2020 року

Україна займає 7 місце у світі за запасами вугілля (33,9 млрд т) або 4% усіх світових запасів. У загальній структурі запасів органічного палива вугілля займає 95,4% (рис. 1.3). Не дивлячись на розвиток інших джерел енергії, у тому числі відновлюваних (11% у 2020 році), в найближчій перспективі роль вугілля в електрогенерації залишатиметься значною [7], [8]. Так, енергетична стратегія у середньостроковій перспективі зберігає за вугіллям вагомую роль у загальних початкових поставках енергії: 16,1% – до 2025 року і 14,3% – до 2030 року [9].

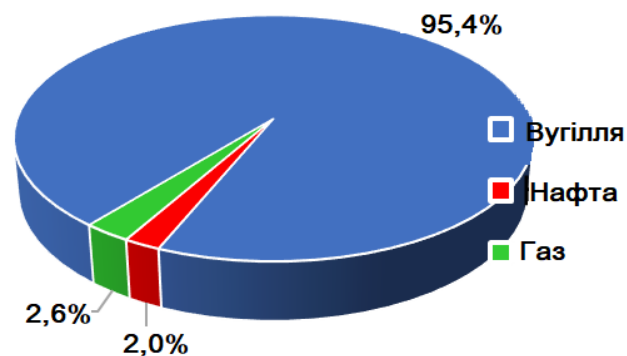


Рисунок 1.3 – Запаси енергоресурсів

На даний час в Україні з вугілля виробляється більше 30% електроенергії і це означає, що щорічно тепловим електростанціям необхідно близько 30 млн т при зростанні затребуваності газових марок вугілля [10]. В цьому плані Західний Донбас відіграє ключову роль у вугледобувній промисловості України, де в даний час основним виробником є ПрАТ «ДТЕК Павлоградвугілля».

Для шахт Західного Донбасу з кожним роком набуває все більшої актуальності дві взаємопов'язані проблеми: необхідність швидкого відтворення потрібної довжини виїмкових штреків у зв'язку з досягнутими високими темпами посування очисних вибоїв; ресурсозберігаючого підтримання цих виробок в умовах слабометаморфізованих порід малої міцності з активними діями послаблюючих факторів тріщинуватості, вологонасичення та реології.

Перша проблема вирішується шляхом повторного використання виїмкових штреків, але вони підтримуються на межі з виробленим простором в умовах дії

високого гірського тиску. Проте до теперішнього часу загальний обсяг виробок, що повторно використовуються, сягає 77%.

Друга проблема вимагає застосування інноваційних технічних рішень зі збереження стійкості виїмкових штреків, що повторно використовуються у дуже слабкому гірському масиві. При цьому такі технічні рішення повинні реалізовуватися не на шкоду собівартості кінцевої продукції.

Пошук виходу з даної ситуації знаходиться у широкомасштабному застосуванні так званих комбінованих анкерних систем, зведених у поєднанні з рамним піддатливим кріпленням (в основному серії КШПУ), що і почало практикуватися на шахтах Західного Донбасу.

Але досвід застосування таких кріпильних конструкцій (рамне кріплення, сталеполімерні та канатні анкери) не завжди позитивний. Тут виникає низка питань щодо вибору параметрів інноваційних кріпильних систем при їх керуванні гірським тиском у напрямі мінімізації його проявів при мінливих гірничо-геологічних умовах підтримання виїмкових виробок (штреків), що повторно використовуються.

Оптимізаційні підходи стосовно аналізованих кріпильних систем підтримання виробок, що повторно використовуються у слабометаморфізованому масиві розвиваються вперше, але успішне вирішення даної проблеми дасть вагомий економічний, соціальний, екологічний та інші ефекти.

### **1.1.2 Світові тенденції розвитку досліджень в області застосування інноваційних технологій підтримання гірничих виробок**

У світовій практиці активно розвиваються як інноваційні технології підтримання підземних гірничих виробок, так і методи їх дослідження щодо пошуку раціональних параметрів кріпильних конструкцій, що забезпечують поєднання необхідної стійкості виробки при мінімумі матеріальних і трудових витрат.

Насамперед, слід звернути увагу до сучасні методи контролю стану кріпильних конструкцій, оснований на чисельних методах моделювання геомеханічних систем. Наприклад, така практика розвинена в Головному гірничому інституті (Катовіце, Польща), де здійснюються розрахунки та аналіз напружено-деформованого стану (НДС) різних геомеханічних моделей у тривимірній постановці щоразу, як тільки виникає необхідність контролю стану кріплення тієї чи іншої гірничої виробки [11], [12].

Використання анкерного кріплення як датчиків для оцінки стану виробки широко відомо, а в роботах [13], [14] викладено методи так званого «неруйнівного» контролю на основі досліджень ударно-хвильових процесів у системі «анкер – закріплюючий шар – масив гірських порід».

Традиційний спосіб моніторингу стану масиву та кріплення (вимірювання переміщень контуру виробки та навантаження на кріплення) протягом 6 років дозволив встановити деякі тенденції зв'язку між параметрами кріплення і проявами гірського тиску [15] – [20].

Дослідження [21] вперше довели, що анкерне кріплення може розглядатися як технологічний спосіб зниження водоприпливу в гірничу виробку.

Для кращого і більш наочного сприйняття результатів моніторингу гірничих виробок та його кріпильних конструкцій розроблено спеціальний гірничий інженерний дизайн [22] – [24].

Дослідження роботи та вибір параметрів анкерних систем найбільш ефективно здійснювати за допомогою сучасних чисельних методів, наприклад, [11], [23] – [29].

Причому, переважна кількість досліджень спрямована на пошук раціональних співвідношень між реакцією (несучою здатністю) кріплення та її податливістю. Якщо такі співвідношення розглядати в міру розвитку навантаження на кріплення, то ми приходимо до відомого визначення – «деформаційно-силова характеристика» кріпильної конструкції. У цьому розумінні можна відзначити роботи [30] – [40], де рекомендується зведення

кріплень з високою несучою здатністю обмеження зсувів контуру виробки. Менш жорстка деформаційно-силова характеристика рекомендується в публікаціях [15], [41] – [58].

У більшості зазначених джерел, а також в роботах [59] – [61] зроблено спробу «пов'язати» деформаційно-силову характеристику кріпильної конструкції з геомеханічними факторами підтримання виробки і, перш за все, з глибиною її розміщення та властивостями міцності прилеглого масиву.

Окремо слід відзначити вивчення впливу гірничо-технологічних факторів на процес оптимізації параметрів комбінованої анкерної системи, яка в роботах [61], [62] названа «дворівнева технологія кріплення» виробок.

Таким чином, у всьому світі ведуться дослідження з вивчення впливу режиму роботи будь-якої кріпильної конструкції на стан гірничої виробки і в розумінні терміну «деформаційно-силова характеристика» робляться спроби її оптимізації відповідно до конкретних умов підтримання виробки.

### **1.1.3 Досвід застосування у Західному Донбасі комбінованих анкерних систем в умовах інтенсивних проявів гірського тиску**

Останнім часом слідом за широким поширенням опорно-анкерного кріплення в слабких породах Західного Донбасу (раніше анкерне зміцнення в таких умовах вважалося недоцільним) почала застосовуватися комбінація сталеполімерних і канатних анкерів, яка отримала назву «комбінована анкерна система». Її використання дало в основному позитивні результати підвищень стійкості виробок, що знаходяться в зоні активного впливу очисних робіт, до яких відносяться і виїмкові штреки, призначені для повторного використання. Вивчення особливостей зрушення надвугільної товщі навколо виїмкових виробок, що повторно використовуються (з урахуванням умов Західного Донбасу), найбільш повно розкрито у виданнях [63] – [66], а результати цих досліджень не суперечать відомому світовому досвіду [67] – [80] застосування комбінованих анкерних систем.

Позитивну думку про ефективність застосування комбінованих анкерних систем для забезпечення повторного використання виїмкових виробок підтверджено [63], [64] шахтними інструментальними спостереженнями за їх станом. Для прикладу наведено деякі дані, що узагальнюють стани виїмкових виробок, які підтримуються по пласту  $C_6$  на шахті «Ювілейна» ПрАТ «ДТЕК Павлоградугілля». Тут проводилося порівняння проявів гірського тиску на ділянках виробок, де використовується тільки опорно-анкерне кріплення у поєднанні з рамним кріпленням серії КШПУ, та ділянках встановлення комбінованої анкерної системи також у поєднанні з рамою КШПУ. Причому, в частині витрат зведення комбінованих анкерних систем приблизно рівноцінно з опорно-анкерним кріпленням з двох причин: по-перше, при встановленні канатних анкерів скорочується кількість сталеполімерних анкерів у кожному перерізі виробки; по-друге, канатні анкери зводяться, як правило, з кроком, що в кілька разів перевищує крок установаження сталеполімерних анкерів.

Наведемо більш конкретні приклади підвищення стійкості виїмкових виробок при використанні комбінованих анкерних систем. Так, стан 590-го збірною штреку при його повторному використанні характеризувався значними зміщеннями породного контуру різновекторного напрямку. Щоб зберегти виробку для повторного використання необхідно мати запас перерізу штреку; тому технічне рішення про проведення 590-го збірною штреку перерізом у світлі  $15,3 \text{ м}^2$  (під кріплення КШПУ-15,0) є цілком виправданим. Тим не менш, дуже важливим було обмеження зближення боків виробки. Рішення даного завдання здійснено шляхом зниження інтенсивності дії бічного опорного тиску за рахунок формування над виробкою армопородної конструкції високої несучої здатності. Це дозволить захистити рамне кріплення від надмірного гірського тиску й обмежити негативний вплив асиметрії деформування рами для збереження її несучої здатності на максимально можливому рівні. Ця теза перевірена при встановленні в тих же гірничо-геологічних умовах комбінованої анкерної системи, а надійність і достовірність висновків забезпечена шахтними вимірами в трьох поруч розташованих виробках: 590-му, 592-му і 594-му збірних штреках.

Вивчення стану 594-го збірною штреку показало перевагу комбінованої анкерної системи (у порівнянні з традиційним опорно-анкерним кріпленням). Так, найбільш активні зміщення породного контуру і рамного кріплення штреку відбуваються в районі очисного вибою на ділянці протяжністю 90 – 130 м; тут зближення покрівлі і підшви сягає 720 – 730 мм, але, більшу його частину становить підняття порід підшви, в результаті чого опускання порід покрівлі знаходиться в межах піддатливості конструкції і не провокує виникнення пластичних деформацій у верхняку; стан і робота замків піддатливості цілком задовільні. Зафіксована невелика асиметрія деформування рами в інтервалі 90 – 130 мм, яка, тим не менш, не здатна суттєво змінити її форму і знизити несучу здатність.

Стан стояків рам оцінюється як задовільний з мінімальною зміною їх форми (різниця горизонтальних переміщень по висоті стояка до 3200 мм не перевищила 180 – 190 мм) й відносно невеликими ділянками пластичних деформацій, що зберігає несучу здатність кріплення КШПУ-15,0 практично на її паспортному рівні.

Загалом шахтні дослідження довели низку переваг комбінованої анкерної системи порівняно з традиційним опорно-анкерним кріпленням:

- зближення порід покрівлі та підшви знижено на 35%, зближення стояків рам зменшилося на 43%, зміщення за діагональним розміром з боку робочого борту виробки скоротилися на 34%, з боку неробочого борту – на 27%;

- асиметрія діагональних розмірів знижена у 2 рази, а вертикальних – у 3,62 рази;

- величина підняття порід підшви скорочена у 1,5 – 2,0 рази.

## **1.2 Сучасні уявлення про взаємодію масиву з кріпленням гірничих виробок та вплив її режиму роботи**

Розвиток поглядів і формування гіпотез про взаємодію кріплення гірничих виробок з вміщуючим породним масивом має вже більш ніж вікову історію [81] – [94] і до теперішнього часу склалися певні уявлення про параметри



перебігу процесу навантаження різних типів кріплень з урахуванням їх режиму роботи [95] – [104]. Під поняттям «режим роботи» кріплення запропоновано [105], [106] розуміти зв'язок реакції відсічі  $q$  кріплення з величиною її переміщення  $u$  під впливом навантаження (по суті – піддатливість кріплення). Цей зв'язок названий деформаційно-силовою характеристикою кріплення і представляється у вигляді функції  $q(u)$ . Ця функція раніше розглядалася [97] – [100], [107] – [110] в двопараметричній постановці (параметри  $q$  і  $u$ ), а потім, у ході розвитку уявлень, були запропоновані більш загальні трипараметричні (третьою параметром – периметр поперечно перерізу виробки) встановлення [25], [26], [31] і чотирипараметрична схема [32], [33], де враховується також і поздовжня координата виробки. Зазначені та деякі інші дослідження стосувалися умов підтримання гірничої виробки поза зоною впливу очисних робіт, де інтенсивність проявів гірського тиску значно нижче, ніж в безпосередній близькості від лави. Крім того, зони порушених порід навколо одиночної виробки досить локальні в порівнянні із зонами активних зрушень вуглевмісного масиву при веденні очисних робіт. Тим не менш, на наш погляд, природа виникнення та протікання геомеханічних процесів має загальну основу незалежно від умов підтримання виробок, наприклад:

- формування зон розвантаження і підвищеного гірського тиску навколо виробки;
- утворення зон знеміцнених і зруйнованих порід, їх взаємодія з кріпленням та цілісним масивом;
- розвиток розшарування по площинах ослаблень за потужністю літологічної різниці та площинами нашарувань суміжних літотипів;
- розбиття породного шару на блоки тріщинами, перпендикулярними площинам послаблень та нашарувань; взаємодія цих блоків при взаємному переміщенні щодо один одного;
- збільшення об'єму порід, що розпушуються, в обмежених умовах деформування генерує підвищений гірський тиск з необхідністю його перерозподілу;

– зональність зміни механічних властивостей масиву навколо виробки.

Тут перелічені далеко не всі загальні позиції з точки зору механізму формування гірського тиску на кріплення виробки, але й зазначеного переліку цілком достатньо, щоб використовувати (хоча б у якісному плані) закономірності, отримані для одиночних виробок, у процесі вивчення тенденцій зв'язку режимів роботи кріплення зі стійкістю виробок, що підтримуються у зоні впливу очисних робіт.

Такий підхід обумовлений двома причинами:

– по-перше, закономірності проявів гірського тиску і процесу взаємодії масиву з кріпленням для одиночних виробок вивчені більш повно;

– по-друге, процеси взаємодії масиву з кріпленням для одиночних виробок схильні до впливу меншої кількості факторів, а шлях пізнання від більш простого явища до складнішого є найбільш перспективним відповідно до класичних канонів філософської думки.

У світлі викладених міркувань розглянуто традиційну схему (для простоти – двопараметричну) взаємодії кріплення гірничої виробки з прилеглим породним масивом в умовах утворення областей його граничного стану. Акцент на ці області зроблено через підвищений інтерес саме до умов інтенсивного прояву гірського тиску.

Відомі уявлення [99], [100], [105]–[107], [112]–[118] виділяють дві тенденції у формуванні навантаження на кріплення, які проілюстровані на рис. 1.4 двома залежностями:

– процес деформування масиву в порожнину виробки (графік 1), який має тенденцію зниження навантаження  $P$  ( $i$ , відповідно, реакції кріплення) при збільшенні її піддатливості  $u$ ; в крайній ситуації при деякій величині піддатливості  $u_{\max}$  навантаження на кріплення зникає зовсім; закономірність  $I$  відображає процес перерозподілу напружено-деформованого стану навколо виробки, коли надлишковий об'єм порід (що знаходиться в позамежному стані) переміщається в напрямку найменшого опору  $i$ , якщо йому не «заважати» за

допомогою реакції кріплення, то можливе настання «віртуального» рівноважного стану  $P = 0$  при  $u = u_{\max}$ ;

– процес втрати стійкості частини об'єму порід, що знаходяться в граничному або позамежному станах (графік 2); для відновлення їх стійкості необхідна реакція кріплення, що має тенденцію зростання зі збільшенням піддатливості, так як в умовах квазівільного деформування масиву відбувається поширення нестійких об'ємів порід по його глибині.

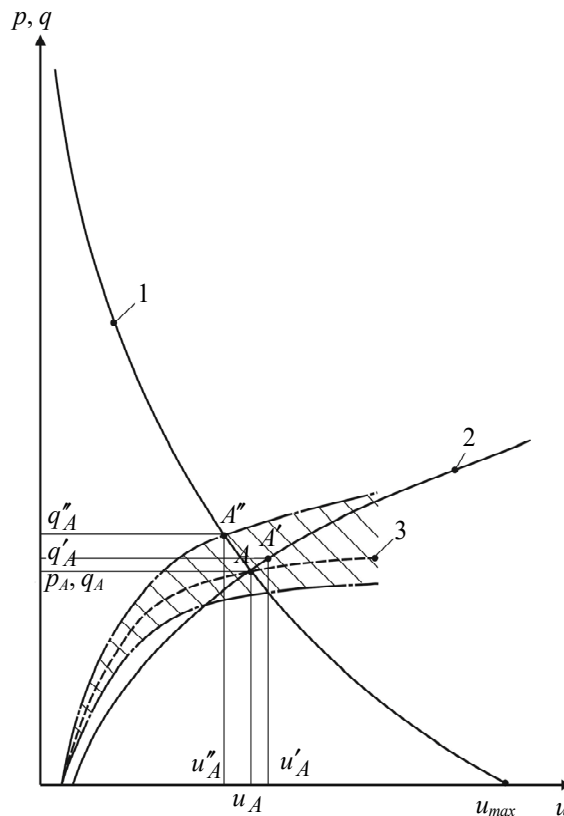


Рисунок 1.4 – Традиційна схема взаємодії кріплення одиночної виробки з породним масивом

Дві взаємно протилежні тенденції визначають існування мінімального значення навантаження на кріплення  $P_A$ , яке на рис. 1.4 показано у вигляді точки  $A$  перетину графіків 1 і 2. Для цього необхідно, щоб деформаційно-силовою характеристика кріплення, яка представлена графіком 3 на рис. 1.4, проходила через точку  $A$ . За канонами математичного аналізу точка  $A$  з параметрами піддатливості кріплення  $u_A$  за її реакції  $q_A$  відображає єдине

оптимальне рішення завдання мінімізації навантаження на кріплення. Досягти такого оптимального рішення на практиці неможливо за різних конструктивних і технологічних причин, що дають деякий розкид значень  $q(u)$ ; тому коректніше говорити про деякий діапазон коливань деформаційно-силової характеристики кріплення, показаному на рис. 1.4 заштрихованою областю розкиду значень функції. У межах інтервалу коливання функції виділено дві точки  $A'$  і  $A''$ , що наближені до точки  $A$  оптимального значення; вони визначають області варіацій раціональних значень реакції кріплення  $q'_A - q''_A$  за її піддатливості  $u''_A - u'_A$  (див. рис. 1.4). Точка  $A'$  визначається перетином вертикалі за підвищеної піддатливості  $u'_A$  (вертикаль проходить через точку перетину нижньої межі  $q(u)$  з графіком 1 до графіка 2, так як збільшена піддатливість кріплення (порівняно з оптимумом) веде до зростання навантаження за другою тенденцією та її зниження за першою, що не є в даному випадку домінуючою. За обмеженої піддатливості  $u''_A$  (точка  $A''$ ) рівень впливу двох тенденцій змінюється діаметрально протилежно: підвищене навантаження  $q''_A$  визначається графіком 1.

Таким чином, викладена схема взаємодії кріплення з прилеглим масивом дозволяє вибрати раціональні інтервали варіації реакції кріплення  $q'_A - q''_A$  і її піддатливості  $u''_A - u'_A$  при відомих залежностях (графіки 1 і 2 на рис. 1.4) поведінки прилеглого масиву, що знеміцнюється, та утворення зони нестійких порід. Також слід уточнити, що в часі розвитку геомеханічних процесів (за параметрами  $q$  і  $u$ ) доцільно з міркувань стійкості виробки, щоб деформаційно-силова характеристика кріплення (графік 3) розташовувалася вище графіка 2; тоді у будь-який момент часу кріплення виробки здатне утримати вагу нестійких порід.

Дані уявлення знайшли відображення (певною мірою) у цілій низці нормативно-технічної документації [119]–[123], де розроблені методики розрахунку навантаження на кріплення залежно від величини його піддатливості; тобто, певним чином враховано вплив деформаційно-силової

характеристики кріплення на процес його навантаження у конкретних гірничо-геологічних умовах. Тут представляє інтерес оцінка ступеня впливу конструктивної піддатливості кріплення на зміну так званого нормативного навантаження, за яким в подальшому розраховуються його необхідні параметри. При аналізі за приклад взято чотири значення відношення конструктивної піддатливості умовно-жорсткого  $u_{жс}$  й умовно-піддатливого  $u_{пд}$  кріплень:  $u_{жс} / u_{пд} = 0,1; 0,25; 0,5$  і  $0,75$ . Для цих значень побудовані графіки співвідношення  $P_{жс} / P_{пд}$  нормативного навантаження на більш жорстке  $P_{жс}$  і більш піддатливе  $P_{пд}$  кріплення залежно від геомеханічних умов підтримання виробки, які в керівних документах характеризуються глибиною  $H$  розміщення виробки та середнім розрахунковим опором стиску  $R$  прилеглого масиву. Результати розрахунків наведено на рис. 1.5 і рис. 1.6, які інтерпретуються в такий спосіб. Закономірності взаємозв'язку співвідношень  $P_{жс} / P_{пд}$  і  $u_{жс} / u_{пд}$  досить стабільні незалежно від параметра  $H / R$  і характеризують загальну тенденцію зниження навантаження на кріплення при збільшенні його піддатливості. Так, при високій жорсткості кріплення ( $u_{жс} / u_{пд} = 0,1$ ) на нього формується навантаження  $P_{жс}$ , що перевищує в 7,1 – 7,3 раза навантаження  $P_{пд}$  на піддатливе кріплення (як приклад рамного кріплення зі спецпрофілю СВП); у процесі збільшення піддатливості ( $u_{жс} / u_{пд} = 0,75$ ) співвідношення зазначених навантажень знижується до 2,0 – 2,95. Нижні значення наведених інтервалів відповідають більш сприятливим умовам підтримання виробки ( $H / R = 21$  м/МПа), а верхні значення – інтенсивному прояву гірського тиску ( $H / R = 54$  м/МПа). Однак, відносне відхилення параметра  $P_{жс} / P_{пд}$  становить 3 – 32% для такого широкого діапазону зміни гірничо-геологічних умов підтримання виробки; більш того, присутня тенденція зменшення відхилень з ростом різниці у величині піддатливості порівнюваних кріплень. Така сталість закономірностей, швидше за все, вказує на достатню їх об'єктивність при прогнозуванні розвитку навантаження на кріплення з урахуванням його піддатливості.

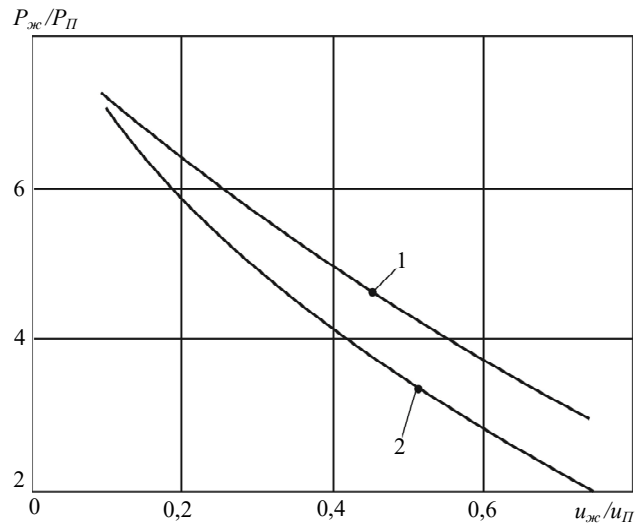


Рисунок 1.5 – Залежність співвідношення навантаження  $P_{жс} / P_{П}$  на жорстке і піддатливе кріплення від співвідношення  $u_{жс} / u_{П}$  їх піддатливості:

1 –  $H / R = 21$  м/МПа; 2 –  $H / R = 54$  м/МПа

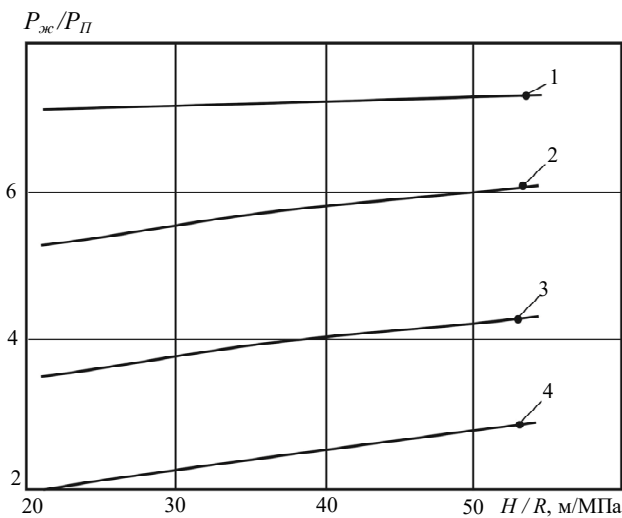


Рисунок 1.6 – Вплив геомеханічного параметру  $H / R$  на співвідношення  $P_{жс} / P_{П}$  навантаження на жорстке і піддатливе кріплення: 1 –  $u_{жс} / u_{П} = 0,1$ ;

2 –  $u_{жс} / u_{П} = 0,25$ ; 3 –  $u_{жс} / u_{П} = 0,5$ ; 4 –  $u_{жс} / u_{П} = 0,75$

Підводячи підсумки виконаного аналізу формування навантаження на кріплення виробки поза зоною впливу очисних робіт можна стверджувати про наявність значного впливу режиму роботи на даний процес. Сформовані на даний час уявлення про взаємодію кріплення з породним масивом (в умовах

утворення областей нестійкого стану) досить повно розкривають механізм протікання явища і узагальнюють як виробничий досвід, так і результати аналітичних досліджень. На наш погляд, головний висновок про існування деякого раціонального режиму роботи кріплення буде вельми корисним при вивченні геомеханічних процесів навколо підготовчої виробки, що знаходиться у зоні впливу очисних робіт. Тому подальші дослідження виконані під кутом зору оцінки зв'язку деформаційно-силової характеристики кріпильної системи виїмкової виробки зі ступенем її стійкості в період проходження очисного вибою на ділянці від зони опорного тиску до зони стабілізації процесів зрушення надугольної товщі.

### **1.3 Спостереження за станом кріплення виїмкових виробок, що повторно використовуються на шахтах Західного Донбасу**

У першу чергу було проведено систематизацію візуальних спостережень за проявами гірського тиску, що відображаються на стані кріпильної системи виїмкових виробок. Дослідження охоплювали низку шахт Західного Донбасу (шахти «Степова» і «Ювілейна» ШУ «Першотравенське»; шахта ім. М.І. Сташкова ШУ «Дніпровське»; шахти «Самарська» і «Західно-Донбаська» ШУ «Тернівське»), де гірничо-геологічні умови підтримання виробок значно відрізняються одна від одної. Найбільший інтерес, з точки зору інтенсивності проявів гірського тиску, представляють ділянки виїмкових виробок позаду очисного вибою, яким і було приділено основну увагу в головному завданні – забезпечення умов для їх повторного використання. Незважаючи на відмінності в геомеханічних параметрах підтримання в усіх досліджених виробках спостерігаються схожі особливості їх частково незадовільного стану незалежно від конструкції кріплення системи.

Щодо пошкоджень в елементах кріплення системи (фрагменти показані на рис. 1.7 – рис. 1.10) здійснено їх групування і зроблено спробу пояснення причин по низці позицій. Тут слід підкреслити, що всі порушення експлуатаційного стану виробки і пошкодження елементів кріпильної системи певним чином

пов'язані один з одним, оскільки відображають різні сторони єдиного геомеханічного процесу зрушення вуглевмісного масиву в порожнину виробки. Тому виділити абсолютно незалежні пошкодження практично неможливо. Однак, з урахуванням взаємозв'язку розглянуто такі стабільно повторювані явища.

Перше явище – підвищений гірський тиск у боках виробки з інтенсивним зближенням її бортів, який деформує стояки рамного кріплення, що спричиняє різку втрату стійкості виробки і площі поперечного перерізу. Окремі фрагменти показані на рис. 1.7 і рис. 1.8. Пластичне деформування стояків рам призводить до втрати стійкої форми самої рами, знижується її реакція опору, що призводить до загального зниження несучої здатності кріпильної системи.

Підвищене зближення боків виробки вказує на утворення великих зон знеміцнення і повністю порушених порід як з боку недорканого масиву, так і з боку виробленого простору: руйнування порід безпосередньої покрівлі над охоронною системою і безпосередньої подошви порід берми штреку. Дані зони характеризуються підвищеною деформованістю внаслідок їх порушеного стану; тому вони не можуть виконувати функції досить жорстких опор для підтримання порід основної покрівлі. В результаті відбувається активне опускання породних шарів основної покрівлі, в ході якого розвивається їх розшарування, поділ на блоки і поширення у покрівлю області граничного стану масиву. Вертикальне навантаження збільшується, у тому числі і на верхняк рами, що обумовлює спрацьовування вузлів піддатливості на величину, яка значно перевищує її конструктивне значення у 300 мм (див. рис. 1.7, б). Вихід з активного опору рами сприяє перерозподілу навантаження на решту елементів кріпильної системи (анкери і стояки кріплення посилення), що може призвести до їх руйнування. У результаті нерідко спостерігається інтенсивне опускання порід покрівлі, що вносить чималий «внесок» до втрати перерізу виїмкової виробки із усіма наслідками, що впливають.



*a**б**в*

Рисунок 1.7 – Фрагменти стану кріплення виїмкових виробок шахт Західного Донбасу в зоні впливу очисних робіт: *a* – фрагмент №1; *б* – фрагмент №2; *в* – фрагмент №3

*a**б**в*

Рисунок 1.8 – Фрагменти стану кріплення виїмкових виробок шахт Західного Донбасу в зоні впливу очисних робіт: *a* – фрагмент №4; *б* – фрагмент №5; *в* – фрагмент №6

*a**б**в*

Рисунок 1.9 – Фрагменти стану кріплення виїмкових виробок шахт Західного Донбасу в зоні впливу очисних робіт: *a* – фрагмент №7; *б* – фрагмент №8; *в* – фрагмент №9

*a**б**в*

Рисунок 1.10 – Фрагменти стану кріплення виїмкових виробок шахт Західного Донбасу в зоні впливу очисних робіт: *a* – фрагмент №10; *б* – фрагмент №11; *в* – фрагмент №12

Особливу увагу слід звернути на спотворення проектної форми виробки, сполучення стояків з верхняками рам, порушення їх конструктивних зв'язків (див. рис. 1.8), що призводить не тільки до падіння несучої здатності кріплення, але і до порушення норм і правил експлуатації виробки.

Таким чином, порушення стійкого стану порід у боків виробки негативно позначається на основних факторах її підтримання:

- втрата перерізу через зближення боків;
- втрата перерізу через опускання порід основної покрівлі;
- різке зниження несучої здатності рамного кріплення;
- підвищена вірогідність руйнування всіх елементів кріпильної системи.

Друге явище – руйнування замків піддатливості рамного кріплення (див. рис. 1.9), що обумовлено, на наш погляд, незадовільним надмірно жорстким режимом їх роботи, що не відповідає деформаційно-силовій характеристиці рамного піддатливого кріплення зі спецпрофілю СВП. Тут слід нагадати висновок попереднього підрозділу про існування деякого раціонального режиму взаємодії кріплення з породним масивом в частині ступеня піддатливості рами. З одного боку, підвищена піддатливість замків рами (збільшена довжина «нахльосту» стояка і верхняка на рис. 1.7, *а, б*) провокує активне опускання порід покрівлі з відповідною втратою перерізу виробки. З іншого боку, посилення режиму роботи замка піддатливості рами відомими способами призводить як мінімум до двох негативних наслідків:

- руйнування замка піддатливості з подальшою втратою несучої здатності рами в цілому;
- збільшення навантаження на верхняк рами з його пластичною деформацією і частковим зниженням реакції опору вертикальному гірському тиску.

Зазначені процеси погіршують стан виїмкової виробки, так як знижують опір однієї зі складових кріпильної системи. Таким чином, припущення про існування деякого раціонального режиму роботи кріплення, у тому числі в умовах інтенсивного прояву гірського тиску, знаходить непряме підтвердження

при спостереженнях за граничними випадками опору вельми піддатливої і підвищеної жорсткості рамних кріплень.

Третє явище – пластичне деформування верхняка рами, що значно змінює його початкову форму, призводить до зниження опору рами в цілому. Цілком очевидно, що так зване «виположування» верхняка рами (див. рис. 1.10) обумовлено формуванням у покрівлі вертикального гірського тиску такої величини, яка перевищує його несучу здатність. Посилення верхняка дерев'яними стояками не призвело в деяких випадках до позитивного результату через низку причин:

- несвоєчасне посилення верхняка, який вже піддався інтенсивним деформаціям на ділянці попереду лави;

- утворення великого склепіння граничної рівноваги в покрівлі, вага порід якого перевищує несучу здатність посиленої рами і відбувається часткове або повне руйнування дерев'яних стояків;

- невідповідність режиму роботи дерев'яного стояка кріплення посилення характеру проявів гірського тиску в процесі проходження лави через розглянуту ділянку виїмкового штреку.

Тут слід зазначити, що «виположування» верхняка рами призводить до суттєвих втрат перерізу виробки і ставить під сумнів перспективи її повторного використання – для відновлення штреку потрібні набагато більші матеріальні та трудові витрати, ніж, наприклад, рівноцінне збільшення перерізу шляхом підривання підшви виробки.

Зміна початкової форми верхняка рами може проявлятися і у вигляді інтенсивного перегину профілю СВП з боку масиву в комбінації з «виположуванням» верхняка з боку виробленого простору (див. рис. 1.9, в). Таке асиметричне деформування верхняка призводить не тільки до зниження його несучої здатності, а й до посилення режиму роботи рами з боку масиву; відповідно зростає навантаження на кріпильну систему з формуванням концентрацій вертикального гірського тиску, які мають також асиметричний характер розподілу по ширині виробки, що також знижує її стійкість.

Явище «виположування» верхняка рами підкреслює актуальність вибору раціональної деформаційно-силової характеристики кріпильної системи у зоні впливу очисних робіт. Так, у виділених фрагментах чітко прослідковується формування великої зони граничного стану порід покрівлі з відповідним високим вертикальним гірським тиском. Одна із причин такого становища бачиться в наступному. Передісторія навантаження кріпильної системи (до підходу очисного вибою) характеризується тим, що вона недостатньо протидіяла процесу розшарування і опускання породних шарів покрівлі; очевидно, в даних умовах поєднання реакції кріпильної системи та її піддатливості характеризувались точками, розташованими нижче лінії 2 на рис. 1.4. Коли кріпильна система недостатньо перешкоджає розшаруванню і опусканню порід покрівлі, тоді цей процес поширюється на більш віддалені ділянки через відсутність належного підпору з боку нижніх шарів. У результаті при підході лави вага нестійких порід перевищує несучу здатність кріплення системи і розвивається інтенсивне опускання покрівлі виробки. У ході зміщення покрівлі відбувається частковий перерозподіл навантаження на прилеглу зону масиву (див. рис. 1.4, лінія 1) і навантаження на кріпильну систему знижується. Однак області нестійких порід, що вже утворились, продовжують навантажувати кріпильну систему до такого ступеня, що навіть встановлення дерев'яних стояків не завжди здатне утримати вагу відшаруваного масиву. Тут, на наш погляд, прослідковується недостатність реакції відсічі кріпильної системи за її відносно невеликої величини піддатливості; тобто, спочатку (поза зоною впливу очисних робіт) необхідно мати більш жорстку характеристику кріпильної системи з підвищеною реакцією її відсічі. Тоді ефект обмеженого розшарування порід покрівлі до підходу лави позитивно позначиться на зниженні розмірів областей граничного стану порід у зоні впливу очисних робіт.

Четверте явище – вигин і руйнування дерев'яних стояків кріплення посилення також вказує на підвищений вертикальний гірський тиск, що наочно проілюстровано на окремих фрагментах рис. 1.11, а також на низці фотографій

попередніх рисунків. Встановлено, що в низці випадків руйнування стояків кріплення посилення відбувається навіть при їх розташуванні в 2–3 ряди вздовж виробки. Причому, стояки однакового розміру знаходяться в різному стані, отже, зазнають різних навантажень. Така поведінка стояків при приблизно однаковому опусканні покрівлі може бути пояснена їх різним режимом роботи в частині співвідношення реакції опору і величини піддатливості; причому – нерівномірність вдавнення у породи підшви, деформування підкладок під стояками, установлення з різним початковим розпором і кутом нахилу, а також інші конструктивно-технологічні витрати. В результаті одна частина стояків залишається недовантаженою, а інша – перевантаженою, що підвищує ймовірність їх руйнування; навантаження перерозподіляється на решту стояків, які також можуть втратити стійкість. Цілком ймовірне виникнення подібності «ланцюгової реакції» втрати стійкості стояків через невідповідність один одному їх деформаційно-силових характеристик. Інша причина полягає у відсутності «синхронності» роботи різних елементів кріпильної системи. Наприклад, більш жорсткі дерев'яні стояки кріплення посилення сприймають підвищене навантаження в порівнянні із піддатливою і нерідко пластично деформованим рамним кріпленням. Через це виникає перерозподіл навантаження, що також може призвести до «ланцюгової реакції» поелементної втрати стійкості складових кріпильної системи.

У ракурсі вищевикладеного слід згадати про взаємозв'язок різних форм проявів гірського тиску. Наприклад, знеміцнення великих об'ємів порід в боках виробки призводить до більш інтенсивного опускання породних шарів покрівлі, а те ж знеміцнення бічних порід і формування підвищеного бічного гірського тиску деформує стояки рами з різким зниженням її несучої здатності, що, в свою чергу, збільшує навантаження на стояки кріплення посилення з ймовірністю подальшої втрати їх стійкості.



*a**б**в*

Рисунок 1.11 – Фрагменти стану кріплення виїмкових виробок шахт Західного Донбасу в зоні впливу очисних робіт: *a* – фрагмент №13; *б* – фрагмент №14; *в* – фрагмент №15

Таким чином, виявлене різноманіття особливостей прояву гірського тиску вимагає розгляду взаємозв'язку окремих геомеханічних процесів за наступними напрямками:

– взаємовплив знеміцнених порід в боках виробки з процесами розшарування і опускання породних шарів покрівлі;

– зв'язок анкерного зміцнення боків виробки з таким в її покрівлі та встановлення раціональних режимів опору утвореної армопородної конструкції як одного з елементів кріплення системи;

– забезпечення синхронізації режимів роботи складових елементів кріпильної системи між собою і пошук її раціональної деформаційно-силової характеристики залежно від геомеханічних умов підтримання виїмкової виробки в зоні впливу очисних робіт.

#### **1.4 Аналіз результатів моделювання стану елементів схем підтримання виїмкових виробок у зоні впливу очисних робіт**

##### **1.4.1 Загальні положення**

Напрямок вивчення геомеханічних процесів взаємодії прилеглого масиву і кріпильних систем виїмкових виробок в зоні впливу очисних робіт, сформульованих в ході спостережень за станом виробок на шахтах Західного Донбасу, вимагають застосування таких методів досліджень, які дозволяють досить адекватно відобразити умови цієї взаємодії і детально змоделювати конструктивні особливості різних кріпильних та охоронних систем. Із сучасного арсеналу методів досліджень найбільш відповідають таким вимогам методи проведення обчислювальних експериментів з використанням сучасних комп'ютерних програм із розрахунку НДС геомеханічних систем на базі методу скінченних елементів [114], [115], [117], [124] – [141].

Різноманітність гірничо-геологічних умов підтримання виїмкових виробок і конструкцій їх кріпильних систем обумовлює необхідність проведення комплексу багатоваріантних обчислювальних експериментів для виявлення закономірностей, що цікавлять нас. Велику гаму тенденцій впливу

деформаційно-силової характеристики  $q(u)$  та елементів кріпильних систем на їх стан умовно можна розділити на дві групи:

– закономірності зв'язку загальної функції  $q(u)$  для кріпильної системи в цілому та її окремих елементів  $q_i(u_i)$  з основними геомеханічними факторами підтримання виробки (глибина розробки, міцнісні та деформаційні властивості порід прилеглої вуглевмісної товщі, її текстура, механічні властивості та текстура порід покрівлі у виробленому просторі);

– закономірності взаємовпливу функцій  $q_i(u_i)$ , які складають кріпильну систему елементів ( $i$  – номер елемента) один на одного.

Такий поділ, на наш погляд, дозволить більш системно підійти до оцінки впливу режиму роботи кріпильної системи на стійкість виїмкової виробки і перспективи її повторного використання.

На даний час накопичено достатньо результатів обчислювальних експериментів, що відображають назву даного підрозділу. Але, наше завдання передбачає розгляд закономірностей під дещо іншим кутом зору, а саме: як впливають геомеханічні умови підтримання виробки на зміну режиму роботи кріпильної системи в плані пошуку її раціональної деформаційно-силової характеристики.

Для пластової виробки поза зоною впливу очисних робіт проведено великий комплекс обчислювальних експериментів [124] – [126] та отримано залежності зв'язку переміщень контуру виробки з геомеханічними параметрами [124], [127], на базі яких розроблено методику розрахунку величини втрати її перерізу [128]. Але, це всього лише одна сторона проблеми, яка точково відображає геомеханічні закономірності, показані в якісному плані у вигляді графіків 1 і 2 на рис. 1.4. Тут необхідно мати на увазі наступне. Прогноз переміщень в нормативних документах [39] – [43] не враховує вплив реакції кріплення на обмеження переміщень і величина навантаження  $P$  на кріплення визначається за координатою  $u = u_{\max}$  з деяким запасом у бік збільшення. Будь-які обчислювальні експерименти за допомогою МСЕ автоматично

враховують реакцію кріпильної системи на переміщення контуру виробки, але, знову-таки, кожен розрахунок проведено для конкретної відсічі за конкретної величини піддатливості  $u$  кожного елемента кріпильної системи. Таким чином, повної картини зв'язку навантаження  $P$  з деформаційно-силовою характеристикою  $q(u)$  (як це показано на рис. 1.4), ми не маємо і дана проблема оптимізації режиму роботи кріплення (навіть для виробки поза зоною впливу очисних робіт) ще вимагає свого остаточного рішення.

Тепер звернімося до більш складної, на наш погляд, проблеми оптимізації режиму роботи в зоні впливу очисних робіт. Таку думку обумовлено двома факторами:

– по-перше, в процес зрушення залучаються багаторазово великі об'єми вуглевмісного масиву з великими зонами повного руйнування, знеміцнення та зміни початкової текстури;

– по-друге, кріпильна система включає, як правило, більшу кількість елементів і набагато різноманітнішу; до неї додається охоронна система зі своїми конструктивними особливостями.

В силу дії зазначених факторів, складності вивчення і опису геомеханічних процесів зрушення надвугільної товщі по-справжньому ефективним (з позицій адекватності) залишається метод виконання багатоваріантних обчислювальних експериментів. З одного боку, цей метод дає лише конкретний результат при розрахунку конкретної геомеханічної моделі. Але, з іншого боку, провівши серію обчислювальних експериментів за варіації будь-якого параметра, ми отримуємо вже певну тенденцію впливу цього параметра, яку можна виразити у вигляді певного раціонального інтервалу, або, якщо вдається, безпосередньо у вигляді рівняння регресії зв'язку досліджуваного параметра з іншими параметрами геомеханічної системи.

У цьому плані становлять інтерес результати як окремих обчислювальних експериментів, так і цілеспрямованих їх серій, які з'явилися останнім часом, наприклад, у роботах [117], [129]. Так, у дослідженнях [129] вивчався розвиток проявів гірського тиску (навколо виїмкових виробок) у процесі посування

очисного вибою: відстежувались тенденції зміни параметрів зон розвантаження й опорного тиску, зростання навантаження на елементи кріплення й охоронної системи штреку. Логічним підсумком досліджень стало створення методики розрахунку та вибору параметрів засобів кріплення й охорони виїмкових штреків для їх повторного використання. Тут застосована комбінація відомих положень нормативних документів [119], [120] з результатами багатоваріантних обчислювальних експериментів у частині виявлення найбільш небезпечних ділянок по довжині виїмкової виробки та оцінки стану елементів кріпильної й охоронної систем. У роботі [117] зроблено наступний крок у використанні методики багатоваріантних обчислювальних експериментів для встановлення розрахункових виразів за визначенням цілої низки геомеханічних і конструктивних параметрів у залежності від гірничо-геологічних умов підтримання виїмкової виробки:

- ширина зони нестійких порід у боках штреку як з боку виробленого простору, так і з боку недоторканого масиву;
- параметри встановлення та необхідний діаметр (еквівалент несучої здатності) сталеполімерних і канатних анкерів;
- параметри стояків кріплення посилення.

На основі отриманих залежностей розроблено методику [117] вибору параметрів кріпильної системи виїмкової виробки, призначеної для повторного використання.

У своїй сукупності дві аналізовані роботи [117], [129] створили базу для розробки технічної документації на підтримання виїмкових штреків, що повторно використовуються на шахтах Західного Донбасу. Але, є і загальний недолік, вже відзначений вище в цьому підрозділі: відсутні критерії оптимізації деформаційно-силової характеристики як окремих елементів схеми підтримання, так і режимів роботи кріпильної й охоронної системи в цілому. Тобто, не розглянуті питання зв'язку функції відповідно до графіка на рис. 1.4 з геомеханічними факторами і вибору найбільш ефективного режиму роботи елементів схеми підтримання в конкретних гірничо-геологічних умовах.

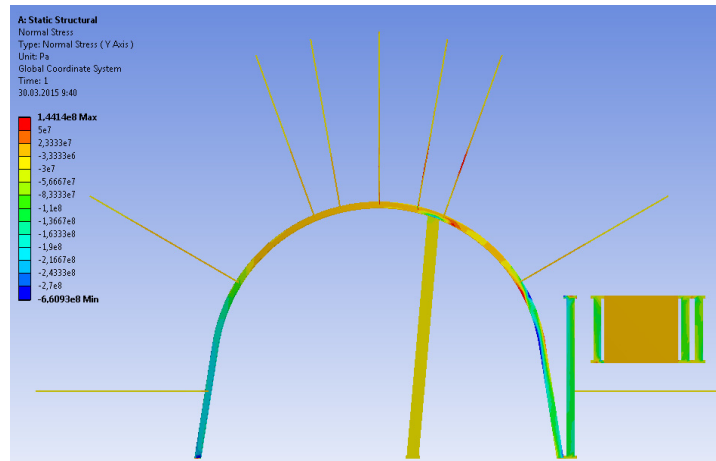
Така постановка є більш складною у порівнянні з попередніми і вимагає багаторазового розширення варіантів обчислювальних експериментів. Тому, сконцентровано увагу на окремих фрагментах вивчення взаємозв'язку режиму роботи кріпильної системи (та її елементів) з геомеханічними параметрами умов підтримання виїмкових виробок після проходу очисного вибою. Іншими словами, зроблено спробу відстежити вплив геомеханічних факторів на стан елементів кріплення системи з точки зору ступеня раціональності їх деформаційно-силової характеристики. Серед різноманітності геомеханічних факторів до аналізу та вивчення виділено: глибина розміщення виробки, текстура й властивості вуглевмісного масиву, вплив послаблюючих породи факторів.

#### **1.4.2 Вплив глибини розробки**

У першу чергу проаналізовано фрагмент впливу глибини розміщення виробки  $H$  на зміну стану елементів її підтримання під кутом оцінки ступеня раціональності деформаційно-силових характеристик цих елементів. Проведено два обчислювальних експерименти з незмінною текстурою і властивостями вуглевмісної товщі, розмірами виробки й конструктивними параметрами схеми її підтримання. Відмінність полягає лише в глибині розміщення виробки: перший розрахунок –  $H = 300$  м, другий –  $H = 450$  м; тобто, порівнювані варіанти різняться між собою збільшеною на 50% глибиною розробки (див. рис. 1.12).

Наведені результати впливу параметра  $H$  цілком закономірні, прогнозовані і узгоджуються з існуючими уявленнями про розвиток геомеханічних процесів навколо виїмкових виробок. Але, ми акцентуємо увагу на викладених тенденціях з точки зору раціональності деформаційно-силової характеристики  $q(u)$  верхняка рами. Переважно розвантажний стан верхняка можна пояснити дією низки факторів, з яких переважаючими є два.

а



б

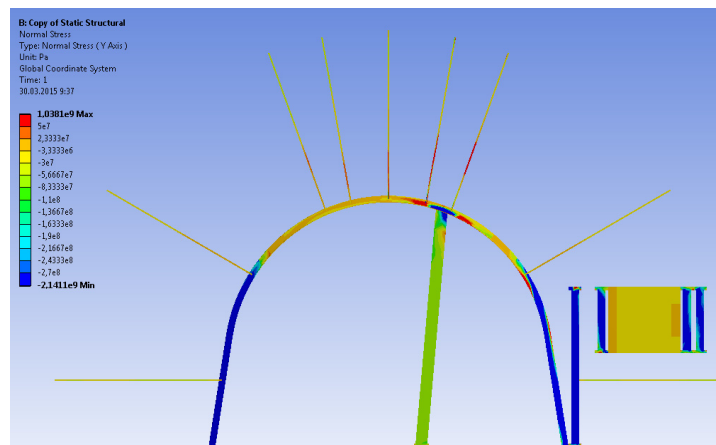


Рисунок 1.12 – Приклад розподілу вертикальних напружень  $\sigma_y$  у кріпильній й охоронній системах виїмкової виробки залежно від глибини  $H$  її розміщення:

$$a - H = 300 \text{ м}; \quad б - H = 450 \text{ м}$$

Перший – зміцнення прилеглих шарів покрівлі анкерними системами, в результаті чого вантажонесуча армопородна плита спирається на бокові породи в недоторканому масиві з одного боку й охоронну конструкцію з боку виробленого простору. За відносної цілісності армопородної плити прогин центральної частини її прольоту невеликий і в режимі спільного деформування з верхняком не утворюються суттєві вертикальні зусилля на контакті, в тому числі, через демпфуючий ефект знеміцнених порід, що легко деформуються, у закріпному просторі і просто наявності зазорів між верхняком рами і породним контуром Отже, верхняк рами без щільного контакту з армопородною плитою завжди залишається недовантаженим.

Другий – верхняк, завдяки спрацьовуванню замків піддатливості, «йде» від гірського тиску в покрівлі до тих пір, поки не вичерпаний запас піддатливості, складовими якого є: конструктивна піддатливість рамного кріплення (наприклад, серії КШПУ), вдавлювання стояків рами в слабкі породи подошви, зазори між верхняком і породним контуром виробки та ін. Сумарна величина вертикальної піддатливості може сягати 0,5 – 0,8 м (іноді більше) і її цілком достатньо для компенсації будь-якого виду деформацій армопородної плити, якщо вона знаходиться у стійкому стані. Єдиний варіант повного завантаження верхняка рами – утворення у покрівлі великого склепіння граничної рівноваги зі зруйнованих незв’язних порід, які своєю вагою формують при обваленні вертикальний тиск, не залежний від піддатливості рами.

З усього вищесказаного випливає висновок про те, що верхняк рами, завдяки своїй значній піддатливості, розвантажується від зусиль  $P$  відповідно до лінії 1, а приріст тиску (від ваги порід зони природної рівноваги) відповідно до лінії 2 (див. рис. 1.4) не відбувається через анкерне зміцнення порід покрівлі та формування подоби вантажонесучої армопородної плити. Це не означає, що міркування, які схематично відображені на рис. 1.4, неправильні. У даній гірничотехнічній ситуації навантаження на елементи кріпильної системи розподілено не пропорційно їх несучій здатності через нераціональний режим роботи кожного з елементів, що пояснюється наступним чином. Спочатку жорсткість армопородної плити в покрівлі була багаторазово вища жорсткості верхняка і рами в цілому, тобто, їх функції  $q(u)$  за будь-якої величини зміщення  $u$  знаходились в абсолютно різних областях схеми процесу на рис. 1.4: погіршення гірничо-геологічних умов (ріст глибини розміщення виробки на 50%) сприймала на себе тільки одна більш жорстка складова кріпильної системи, а інша, завдяки своїй високій піддатливості, приріст навантаження не відчувала.

Схему даного процесу в якісному плані наведено на рис. 1.13 і уявляється нам наступним чином. Відповідно до класичних уявлень формування навантаження на кріплення відбувається у результаті взаємодії прилегло



породного масиву (лінії 1б і 1с), що зменщується і збільшується в об'ємі, та утворення нестійкого об'єму всередині склепіння природної рівноваги (лінії 2б і 2с). Індекс «б» присвоєно більш «сприятливому» варіанту підтримання виробки на глибині  $H = 300$  м; індекс «с» відноситься до більш «складних» умов і відповідає  $H = 450$  м. Точки  $A_b$  і  $A_c$  характеризують мінімально можливі навантаження  $P_b$  і  $P_c$  у сприятливих і складних гірничо-геологічних умовах відповідно. Пунктирними лініями показані деформаційно-силові характеристики  $q(u)$  для жорсткої (індекс «ж») і піддатливої (індекс «П») складових єдиної кріпильної системи виробки, а штрихпунктирна лінія відображає загальну деформаційно-силову характеристику кріпильної системи. Як бачимо, функції  $q(u)$  для жорсткої і піддатливої складових далекі від оптимальної і не проходять через точки  $A_b$  і  $A_c$ . Цілком очікувано, що жорстка складова сприймає на себе переважну частину навантаження в будь-яких умовах, а їх погіршення призводить до зростання навантаження ( $P_{ж}^c > P_{ж}^b$ ) практично тільки на жорстку складову, тоді як піддатлива складова знаходиться у приблизно однакових ( $P_{П}^b \approx P_{П}^c$ ) умовах навантаження.

Представлена на рис. 1.13 схема є поясненням в якісному плані лише одного з фрагментів кількісних результатів навантаження верхняка рами за різної глибини розміщення виробки. Більш детально процес взаємодії і ступінь раціональності деформаційно-силових характеристик елементів, що складають кріпильну систему, буде розглянуто пізніше. Тут же попередньо слід звернути увагу на суттєві зміни епюри  $\sigma_y$  у верхняка рами в районі встановлення дерев'яних стояків кріплення посилення: вони різко підвищують жорсткість верхняка у вертикальному напрямку і відразу ж посилюється компонента  $\sigma_y$  при збільшенні  $H$  (див. рис. 1.12). Це непрямо підтверджує об'єктивність наших уявлень на схемі рис. 1.13.

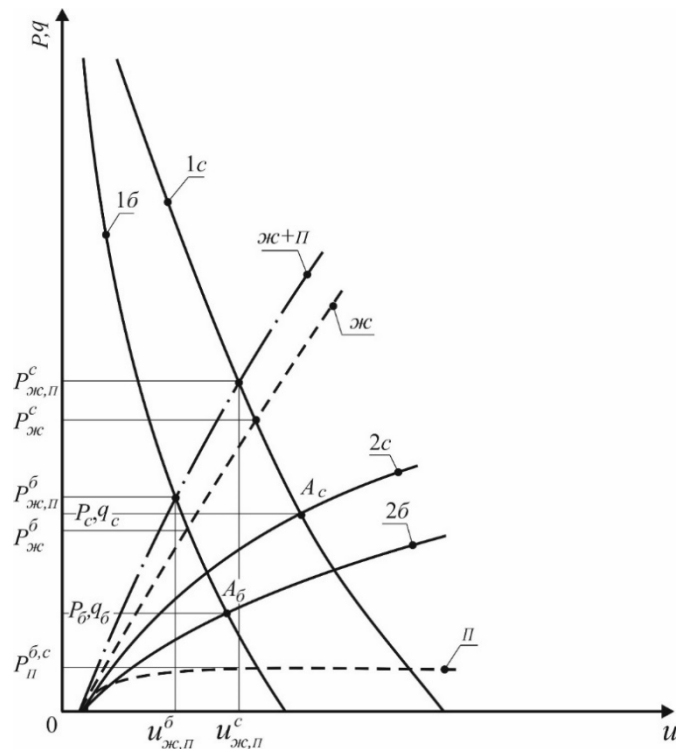


Рисунок 1.13 – Схема формування навантаження на жорстку ( $ж$ ) і піддатливу ( $п$ ) складові загальної кріпильної системи виробки:  $1б$  і  $1с$  – деформаційно-силові характеристики масиву, що знеміцнюється, поблизу контуру виробки в сприятливих ( $б$ ) і складних ( $с$ ) гірничо-геологічних умовах;

$2б$  і  $2с$  – деформаційно-силові характеристики порід склепіння природної рівноваги; ----деформаційно-силові характеристики жорсткої ( $ж$ ) і піддатливої ( $п$ ) складових кріпильної системи; ·-·- загальна деформаційно-силова характеристика кріпильної системи

Під кутом зору взаємозв'язку режимів роботи  $q(u)$  та глибини  $H$  розглянемо зміни вертикальних напружень в інших елементах кріпильної системи, показаної на рис. 1.12.

Вище згадувалося про вплив дерев'яного стояка кріплення посилення на стан верхняка рами у зв'язку з ростом  $H$ . Сам дерев'яний стояк являє собою досить жорсткий елемент навіть з урахуванням зім'яття дерев'яних підкладок під верхняк рами і під опору стояка, а раз так, то збільшення  $H$  на 50% (згідно [119] прогнозується приблизно аналогічний ріст опускання порід покрівлі)

повинне викликати різке зростання напруження відповідно до розробленої схеми на рис. 1.13.

Аналізуючи епюру (див. рис. 1.12) в дерев'яних стояках кріплення посилення, слід зазначити, що при  $H = 300$  м  $\sigma_y \leq 30$  МПа; при  $H = 450$  м  $\sigma_y \leq 83$  МПа. Тобто, є збільшення напружень  $\sigma_y$  у 2,7 – 2,8 раза при зростанні  $H$  1,5 рази. Отже, спостерігається більш інтенсивний ріст  $\sigma_y$  в жорсткому елементі (у даному випадку дерев'яному стояку), ніж збільшення глибини розміщення виробки. Хоча, заради об'єктивності, необхідно враховувати, що  $\sigma_y = 50 - 60$  МПа вже є руйнуючими для такої деревини, як сосна [142], [143]: швидше за все відбувається «розмочалювання» торців дерев'яного стояка і його поломка за рахунок вигину. Наведені дані свідчать на користь нашого розуміння (у вигляді схеми на рис. 1.13) процесу впливу режиму роботи кріпильного елемента на його стан (на ділянці штрека після проходу лави).

Наступним кріпильним елементом в плані оцінки  $\sigma_y$  за різних  $H$  є стояки рамного кріплення. У кількісному плані: при  $H = 300$  м максимальне значення стискних  $\sigma_y$  становить до 190 – 210 МПа, при  $H = 450$  м  $\sigma_y$  зростають до 270 – 300 МПа, тобто спостерігається збільшення на 40 – 45%, що приблизно відповідає 50% росту глибини розміщення виробки. Ці результати проаналізуємо з точки зору режиму роботи стояків рам. З одного боку, на стояки передається навантаження, що «збирається» верхняком рами і через це можна говорити про достатню її незалежність від  $H$ , тобто, про піддатливий режим роботи. Але, з іншого боку, конструкція кріплення КШПУ характеризується певним нахилом стояків до центральної осі штреку; на ширину даного нахилу діє вертикальне навантаження, а у стояка, як такого, вже немає вузла піддатливості, він розташований вище – на сполученні з верхняком. Отже, стояк рами працює в жорсткому режимі, але тільки по відношенню до зазначеної частини навантаження на неї. В цілому, режим роботи стояка рами можна назвати «проміжним» за своєю суттю, як щось

серединне між жорстким і піддатливим режимами і якщо його розуміти в такому ракурсі, то пояснюється майже лінійний зв'язок  $\sigma_y$  і  $H$ .

У підсумку, тільки по одній рамі зі стояком кріплення посилення виявлено три режими роботи кріпильних елементів: жорсткий, піддатливий і проміжний. Очевидно, кріпильні елементи, що працюють у трьох різних режимах, складно піддаються оптимізації з точки зору досягнення умов формування мінімального навантаження на кріпильну систему штреку.

Крім досліджених в даній кріпильній системі присутні ще два елементи – сталеполімерні анкери та бічні стояки кріплення посилення, що встановлюються на межі берми. Ці стояки мають жорстку робочу характеристику і співвідношення  $\sigma_y$  за сприятливих і складних гірничо-геологічних умов аналогічно такому для жорстких конструкцій. Усі зазначені вище тенденції підтверджують епюри інтенсивності напружень  $\sigma$  (див. рис. 1.14).

Сталеполімерні анкери, що розміщені в покрівлі, підвищують свій опір розшаруванню, так, що в арматурі одного з них настає пластичний стан.

За результатами проведених досліджень необхідно зробити такий основний висновок: деформаційно-силова характеристика  $q(u)$  елемента кріплення значною мірою визначає інтенсивність росту його навантаженості при збільшенні глибини  $H$  розміщення виїмкової виробки; при цьому одні елементи перевантажені, а завантаження інших далеке від граничного. Цей різний ступінь «реагування» на зміну гірничо-геологічних умов підтримання виїмкової виробки (відображений у якісному плані на схемі рис. 1.13) нашоє на думку про необхідність узгодження режимів роботи різних елементів, що становлять конкретну схему кріплення.

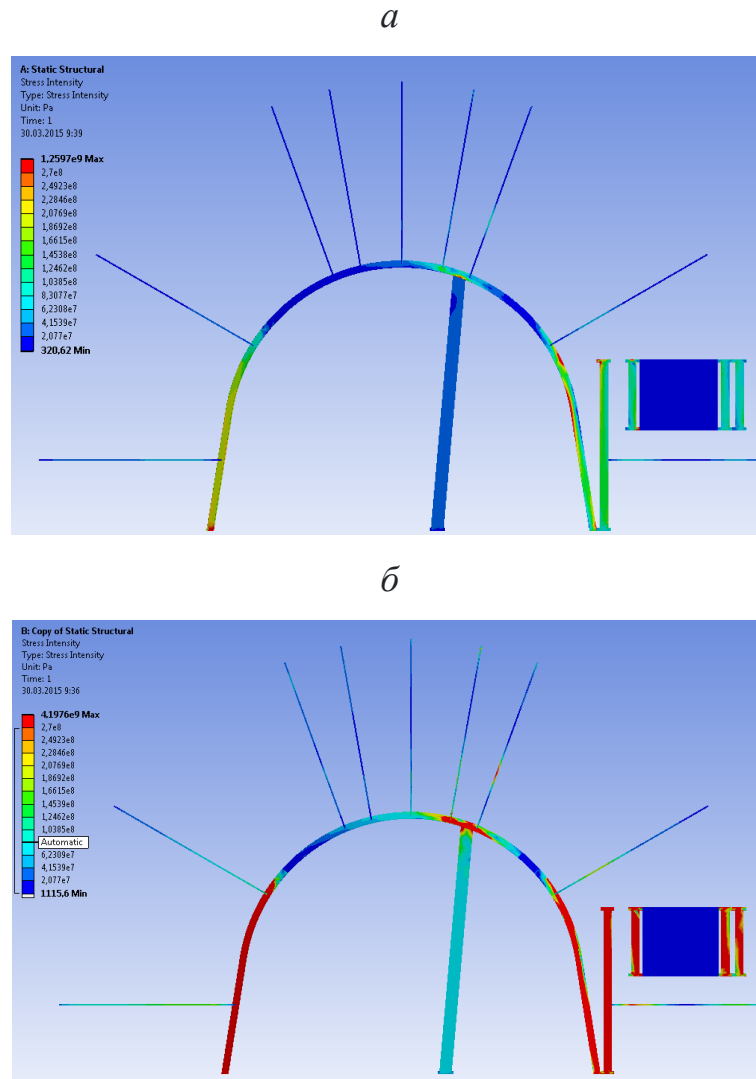


Рисунок 1.14 – Приклад розподілу інтенсивності напруження  $\sigma$  у кріпильній й охоронній системах виїмкової виробки залежно від глибини  $H$  її розміщення:

$$a - H = 300 \text{ м}; \quad б - H = 450 \text{ м}$$

### 1.4.3 Вплив текстури порід покрівлі

Наступним геомеханічним фактором, прийнятим до аналізу, є вплив текстури прилеглої надвугільної товщі (переважно крупношарувата або тонкошарувата) на стан кріпильної системи в ракурсі оптимізації деформаційно-силових характеристик складових її елементів. Оцінка зв'язку зазначеного фактору виконана для однієї і тієї ж схеми кріплення виїмкової виробки при постійних геомеханічних параметрах, але в покрівлі штреку змодельовано дві реальні суттєво різні текстури, що зустрічаються по його довжині: переважно крупно- і тонкошарувата. При аналізі НДС кріпильної

системи (рис. 1.15 і 1.16) головну увагу приділено питанню співвідношення деформаційно-силових характеристик  $q_i(u_i)$ , які складають кріпильну систему елементів на предмет їх відповідності один одному в плані досягнення раціональних режимів взаємодії зі вміщуючим виробку породи масивом.

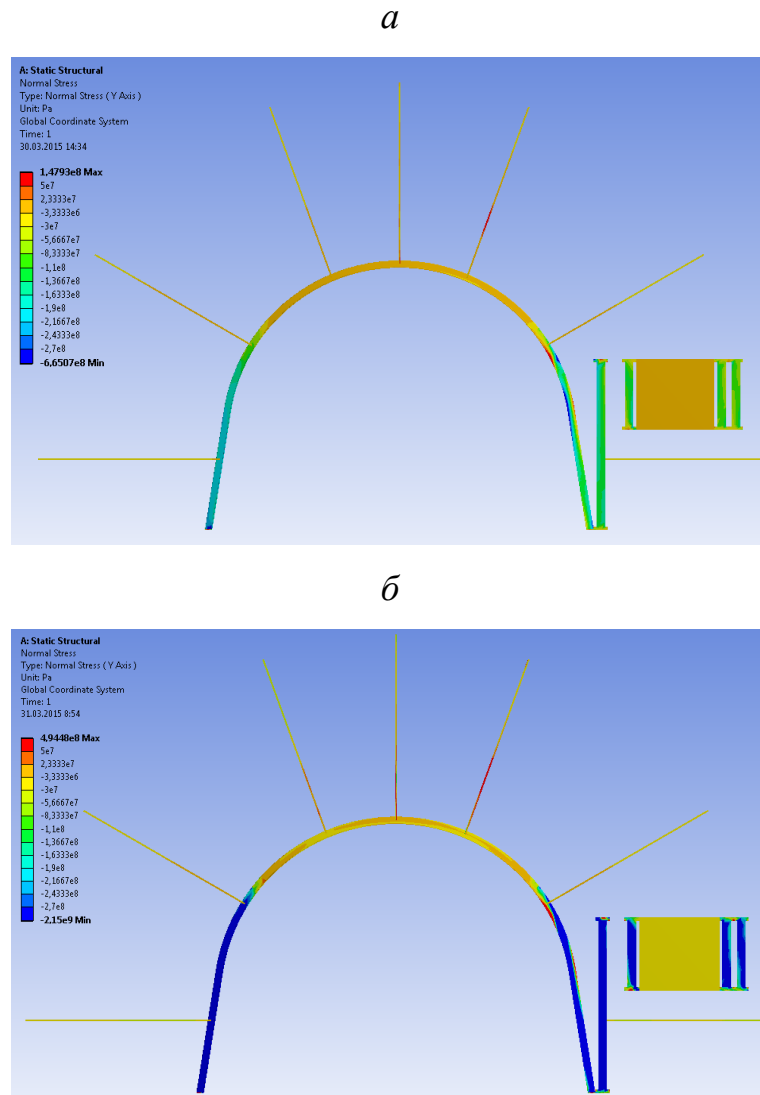


Рисунок 1.15 – Приклад розподілу вертикальних напружень  $\sigma_y$  у кріпильних й охоронних системах виїмкової виробки залежно від текстури порід покрівлі:

*a* – переважно крупношарувата; *б* – переважно тонкошарувата

Узагальнюючи існуючі уявлення про розвиток процесів зрушення порід надвугільної товщі позаду очисного вибою, можна стверджувати, що породні шари підвищеної потужності (у варіанті залягання переважно крупношаруватої

текстури) розбиваються тріщинами (нормальними до площини нашарування) розриву на блоки збільшеної довжини. Така крупноблокова текстура прилеглих порід покрівлі характеризується підвищеною стійкістю до дії вертикального гірського тиску, що обумовлено двома причинами:

- по-перше, багаторазово зростає момент опору перерізу вигину в розпірній системі, складеної з крупних породних блоків [143];
- по-друге, знижується кількість шарнірів (контактів між сусідніми блоками) за довжиною прольоту розпірної системи над і по боках виробки, а це за даними [142] різко збільшує її несучу здатність.

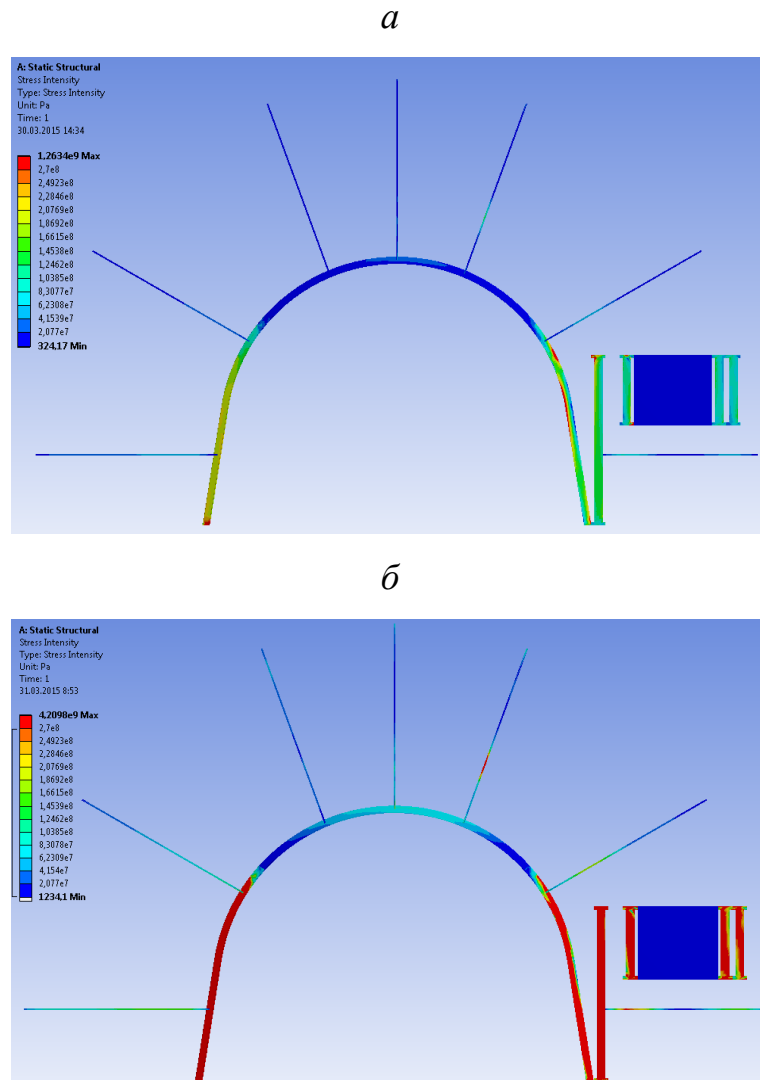


Рисунок 1.16 – Приклад розподілу інтенсивності напружень  $\sigma$  у кріпильних й охоронних системах виїмкової виробки залежно від текстури порід покрівлі:

*a* – переважно крупношарувата; *б* – переважно тонкошарувата

Таким чином, крупноблокова текстура порід покрівлі, сформована сталеполімерними анкерами в деяку вантажонесучу конструкцію, приймає на себе підвищене навантаження і знижує частку вертикального гірського тиску, що передається на рамне кріплення. Крім того, крупноблочна текстура має підвищену жорсткість при вигині і в процесі спільного деформування з піддатливим верхняком навантаження на останній ще більше знижується. В результаті, за крупношаруватої текстури верхняк рами виконує в основному огороджувальну, а не вантажонесучу функцію і складається ситуація нераціонального використання його потенційних можливостей з опору гірському тиску.

Вплив текстури порід надвугільної товщі проявляється в посиленні різниці ступеня навантаженості жорсткої (армопородна плита) і піддатливої (верхняк рами) складових кріпильної системи, як це показано на схемі рис. 1.13. Ускладнення гірничо-геологічних умов підтримання виїмкового штреку призводить до більш високого рівня невідповідності деформаційно-силових характеристик досліджуваних елементів й акцентуємо увагу на актуальності завдання «синхронізації» режимів роботи складових кріпильної системи виїмкових виробок.

Підвищена жорсткість стояків рамного кріплення визначає їх першочерговий пластичний стан (порівняно з іншими кріпильними елементами), різке падіння несучої здатності та вихід із «штатного» режиму протидії гірському тиску при ускладненні гірничо-геологічних умов підтримання виїмкових штреків. Усунення цього негативного явища, що відображається на стійкості виробки в цілому, ресурсозберігаючими способами бачиться у перерозподілі навантаження на елементи кріпильної системи пропорційно їхній несучій здатності за рахунок синхронізації режимів роботи шляхом оптимізації деформаційно-силових характеристик кожної складової схеми кріплення між собою (в першу чергу) і відповідно до параметрів проявів гірського тиску.



#### 1.4.4 Вплив міцнісних характеристик вміщуючих порід

Наступним геомеханічним фактором, прийнятим до аналізу закономірностей його взаємозв'язку з деформаційно-силовою характеристикою кріпильної системи і складових її елементів, є міцнісні властивості порід, вміщуючих виїмкову виробку.

Загальноприйнято за основну міцнісну характеристику гірських порід використовувати величину розрахункового опору стиску, яка застосовується практично повсюдно в усіх геомеханічних розрахунках, включаючи нормативні документи. Той же принцип був використаний і в наших дослідженнях, але в назві даного підрозділу фігурує більш загальний термін – «міцнісні характеристики». Тут мається на увазі наступне. З одного боку, існують певні тенденції зв'язку зміни основної міцнісної характеристики  $R$  з іншими показниками (опір розтягу, зрушенню, зчеплення, кут внутрішнього тертя); тому, як правило, наприклад, при зниженні  $R$  закономірно зменшуються й інші міцнісні характеристики. З іншого боку, для обґрунтованої варіації величини розрахункового опору стиску ми розглянули два випадки стану вміщуючого масиву: прилеглі породи знаходяться у стані природної вологості і вологонасиченому стані. При цьому, згідно з нормативними документами [119]–[122] суттєво змінюється величина  $R$  для усіх без винятку вуглевмісних літотипів; одночасно в тому ж напрямку змінюються й інші характеристики. Саме в такому розумінні були відслідковані тенденції взаємозв'язку режимів роботи кріпильних елементів з міцнісними властивостями вміщуючих порід.

На прикладі епюр розподілу інтенсивності напружень  $\sigma$  (рис. 1.17) простежено вплив обводненості прилеглого масиву (параметр  $R$  для кожного літотипу розраховується окремо відповідно до нормативних методик) на стан елементів кріплення системи виїмкового штреку.

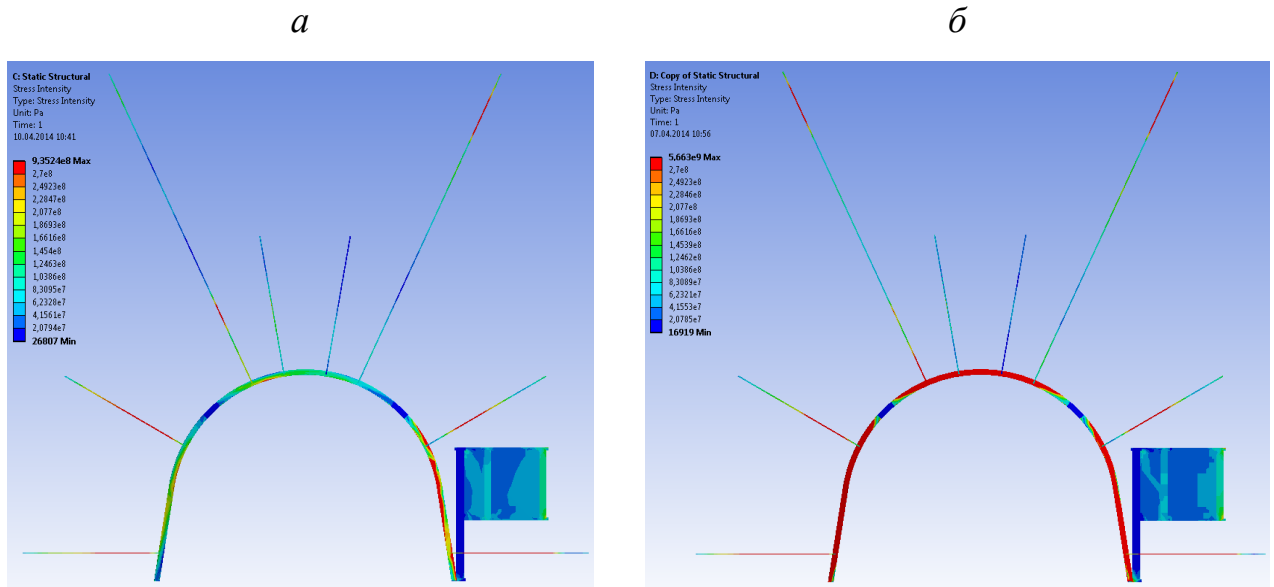


Рисунок 1.17 – Приклад розподілу інтенсивності напружень  $\sigma$  у кріпильній й охоронній системах виїмкової виробки залежно від вологонасиченості прилеглих порід: *a* – необводнений масив; *б* – обводнений масив

Відносно розвантажений стан верхняка за необводнених вміщуючих порід пояснюється поєднанням несприятливих факторів, що відображають реальні умови підтримання виїмкового штреку: велика глибина розташування виробки (стосовно особливостей Західного Донбасу), переважно тонкошарова текстура порід покрівлі і низький опір стиску литотипів. У цій ситуації податливий режим роботи верхняка набагато більшою мірою (порівняно з попередніми прикладами) відповідає геомеханічним умовам підтримання штреку і попередньо можна виділити два фактори:

- утворюється велике склепіння граничної рівноваги в покрівлі, яке формує високе вертикальне навантаження на кріпильну систему, в тому числі і на верхняк рами;

- застосовувані в даній схемі канатні анкери в поєднанні зі сталеполімерними створюють у прилеглих породах покрівлі армопородную вантажонесучу плиту, що деформується спільно з рамним кріпленням і захищає її від надмірного гірського тиску; але, навантаження в даних умовах настільки високе, що частина переміщень армопородної плити, що опускається спільно з

верхнім масивом, здатна суттєво навантажити верхняк рами, незважаючи на його піддатливий режим роботи.

При обводненні вміщуючих порід їх розрахунковий опір стиску  $R$  різко знижується відповідно до рекомендацій діючих нормативних документів, так як прилеглий масив представлений в основному аргілітом та алевролітом. Тому стан верхняка рами значно погіршується (див. рис. 1.14, б):

– лише на периферійних ділянках верхняка довжиною до 150 – 250 мм спостерігається його домежовий стан при  $\sigma = 180 - 250$  МПа (65 – 95% від межі текучості сталі СВП);

– на решті довжині верхняк знаходиться в граничному та позамежному станах, що вимагає його посилення, наприклад, поздовжніми (по відношенню до виробки) зв'язками з канатними анкерами, так як встановлення жорстких дерев'яних стояків кріплення посилення ще більше погіршить негативну ситуацію.

З наведених даних можна зробити висновок, що існує область гірничо-геологічних умов, яким не відповідає піддатливий режим роботи кріплення КШПУ по фактору її перевантаженості. Тут необхідно або збільшувати піддатливість верхняка, або його посилити, не порушуючи загального піддатливого режиму роботи.

У складних гірничо-геологічних умовах при їх подальшому погіршенні досить висока жорсткість армопородної плити визначає (як і в інших прикладах) формування на неї підвищеного навантаження, але цей ріст гірського тиску частково компенсується її опусканням як єдиної конструкції без збільшення внутрішніх напружень. Таке опускання і сприяє посиленому навантаженню верхняка рами.

У стояках рамного кріплення зниження міцнісних властивостей прилеглого масиву призводить (в даному прикладі) до практично повсюдного граничного і позамежного стану стояків, що в чималому ступені обумовлено їх досить жорсткою деформаційно-силовою характеристикою.

Також слід зазначити, що армопородна плита в покрівлі більш суттєво навантажує верхняк рами за рахунок свого прогину та опускання верхніх порід у вироблений простір; але, та ж армопородна плита (при своєму вильоті за межі ширини виробки) спирається з боку масиву на бокові породи і частково захищає стояк від надмірних навантажень. У результаті стан двох різнорідних (за критерієм виду деформаційно-силової характеристики) елементів кріпильної системи (верхняка і стояка) близько один до одного. Встановлений факт і версія його пояснення вказують на необхідність дослідження і обов'язкового врахування взаємовпливу один на одного кріпильних елементів з різною деформаційно-силовою характеристикою.

У процесі погіршення і без того складних гірничо-геологічних умов (див. рис. 1.17, б) виникає ситуація, коли дію негативних геомеханічних факторів вже неможливо хоча б частково компенсувати за рахунок м'якого режиму роботи кріпильних елементів і конкретної схеми зміцнення порід покрівлі: практично по всьому контуру (за винятком районів розташування замків піддатливості) рамне кріплення переходить у граничний і позамежний стани. Це викликає неконтрольовану втрату форми і несучої здатності рами, а також значну втрату перерізу штреку. В даних вельми складних гірничо-геологічних умовах необхідно приймати кардинальні технологічні та конструктивні рішення з підвищення стійкості прилеглого масиву і принципової зміни схеми підтримання виїмкового штреку позаду очисного вибою.

### **1.5 Мета досліджень, обґрунтування та систематизація завдань оптимізації взаємодії елементів геомеханічних систем**

Узагальнення результатів аналізу актуальної проблеми керування гірським тиском у гірських виробках, що повторно використовуються у слабометаморфізованому вуглевмісному масиві, однозначно вказує на ефективність регулювання його стану за допомогою інноваційних кріпильних систем, режим роботи яких оптимізується під конкретні гірничо-геологічні умови підтримання виїмкових виробок та відповідний характер проявів

гірського тиску в зоні впливу очисних робіт. По суті, стратегія успішного вирішення проблеми складається із двох основних напрямів:

- пошук закономірностей зв'язку процесу формування мінімально можливого навантаження на кріпильну конструкцію виїмкової виробки з геомеханічними факторами, що характеризують умови її підтримання;

- оптимізація параметрів інноваційних кріпильних систем за критеріями адаптації їх режиму роботи під виявлені закономірності формування мінімально можливої інтенсивності проявів гірського тиску, що відповідає принципам ресурсозбереження.

Об'єднуючи два виділені напрями, мета досліджень сформульована таким чином: наукове обґрунтування принципів і методів ресурсозберігаючого підвищення стійкості виїмкових виробок, що повторно використовуються у слабометаморфізованому вуглевмісному масиві на основі мінімізації інтенсивності проявів гірського тиску регульованими режимами роботи інноваційних кріпильних систем.

Реалізація мети досліджень здійснена шляхом послідовного вирішення комплексу геомеханічних і науково-практичних задач, об'єднаних в єдине ціле структурно-логічною схемою їх взаємозв'язку (рис. 1.18).

Завдання досліджень сформовані в три укрупнених блоки.

Блок I націлений на вивчення геомеханічних процесів зрушення вуглевмісного масиву в зоні впливу очисних робіт, які розглядаються у взаємозв'язку двох основних факторів: знеміцнення і розпушення прилеглого масиву, що провокують його зміщення у порожнину виробки; утворення області граничної рівноваги, при порушенні якої вага нестійких порід створює навантаження на кріпильну конструкцію. Для узгодження тенденцій розвитку двох зазначених факторів розробляються критерії керування параметрами проявів гірського тиску в напрямі формування мінімально можливого в конкретних гірничо-геологічних умовах. Ці критерії є складовою частиною нової методики пошуку оптимальних співвідношень проявів гірського тиску, а кінцевий результат блоку I полягає в отриманні комплексу залежностей зв'язку

мінімізованих параметрів проявів гірського тиску з геомеханічними факторами підтримання виробки. Ці залежності є керівними умовами визначення ресурсозберігаючих параметрів інноваційних кріпильних систем в групі завдань блоку II.

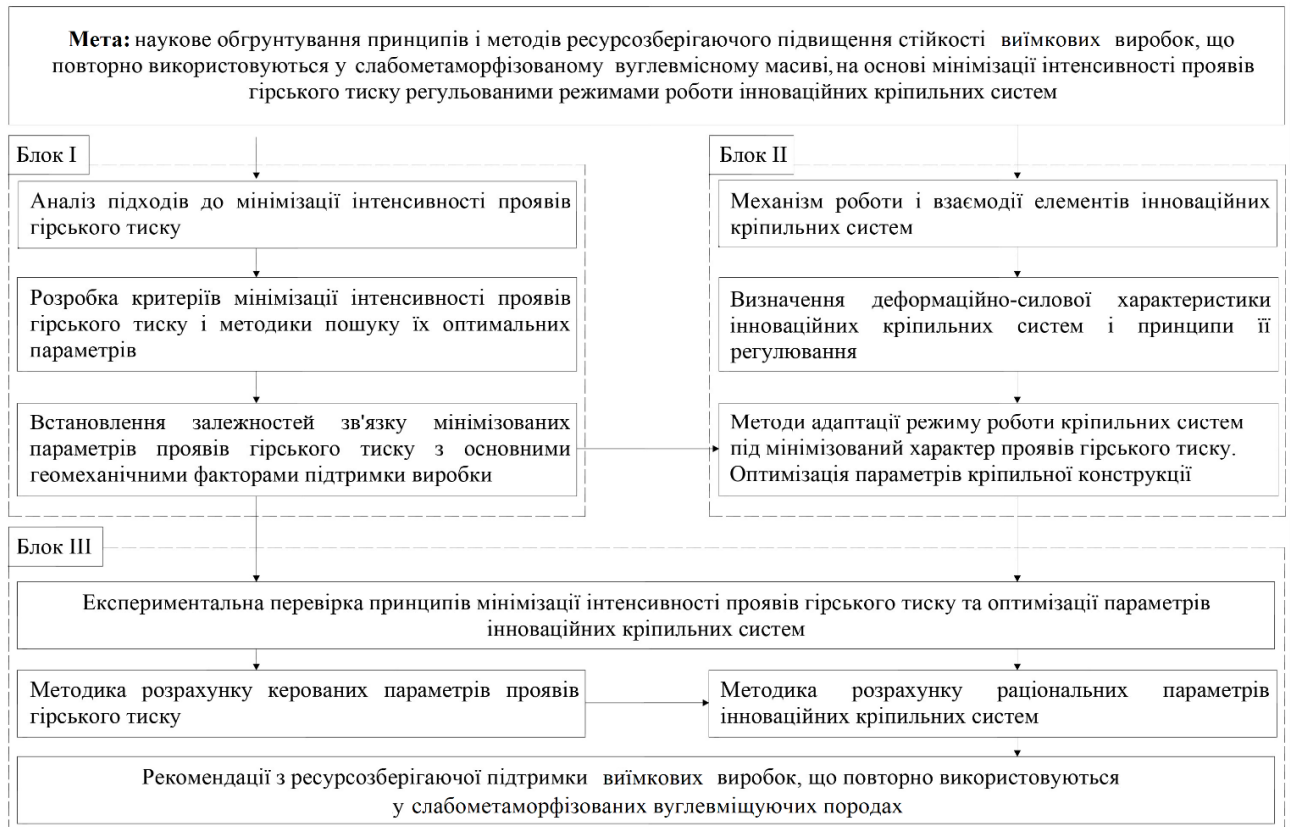


Рисунок 1.18 – Структурно-логічна схема досліджень

Таким чином, основними завданнями блоку I є:

- розробка критеріїв мінімізації інтенсивності проявів гірського тиску і методика пошуку їх оптимальних параметрів;
- встановлення залежностей зв'язку мінімізованих параметрів проявів гірського тиску з основними геомеханічними факторами підтримання виробки.

Блок II включає вивчення механізму зміцнення прилеглого до виїмкової виробки масиву слабометаморфізованих порід комбінованою анкерною системою у взаємодії з рамним кріпленням. Систематизовані уявлення про механізм роботи комбінованих анкерних систем лягли в основу розробленої методики кількісної оцінки деформаційно-силової характеристики

інноваційних кріпильних конструкцій в цілому та принципів її регулювання. Кінцевим підсумком досліджень блоку II є створення методики розрахунку раціональних параметрів елементів інноваційних кріпильних конструкцій, режим роботи яких адаптується під мінімізовану інтенсивність проявів гірського тиску у всьому діапазоні зміни геомеханічних факторів в умовах слабометаморфізованих вуглевміщуючих порід.

Основними завданнями блоку II є:

– формування уявлень про механізм взаємодії елементів інноваційних кріпильних систем та розробка методики визначення їх деформаційно-силової характеристики;

– обґрунтування принципів адаптації режимів роботи інноваційних кріпильних систем під мінімізований характер проявів гірського тиску та розробка методики розрахунку раціональних параметрів кріпильних конструкцій виїмкових виробок, що повторно використовуються в умовах слабометаморфізованих гірських порід.

Блок III призначений для вирішення двох основних завдань:

– експериментальна перевірка принципів мінімізації інтенсивності проявів гірського тиску та оптимізації параметрів інноваційних кріпильних систем;

– створення комплексу рекомендацій з ресурсозберігаючого підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються у слабометаморфізованому вуглевмісному масиві.

Реалізація завдань досліджень базується на основній ідеї роботи – використання встановлених закономірностей зрушення прилеглого вуглевмісного масиву, зміцненого комбінованими анкерними системами, для мінімізації інтенсивності проявів гірського тиску шляхом оптимізації регульованих параметрів кріпильних конструкцій виїмкових виробок, що повторно використовуються і підтримуються у слабометаморфізованих гірських породах.

Підсумкові науково-технічні розробки дозволять не тільки знизити матеріальні й трудові витрати, а й домогтися інтенсифікації технологічних

процесів при відпрацюванні тонких і вельми тонких вугільних пластів у Західному Донбасі та схожих гірничо-геологічних умовах.

### **1.6 Висновки за розділом**

1. На базі проведеного аналізу досвіду використання інноваційних технологій ресурсозбереження у гірничій промисловості за кордоном і в Україні обґрунтовано актуальність і новизну підходу оптимальної взаємодії масиву з кріпленням гірничих виробок та впливу її режиму роботи.

2. Проведено систематизацію візуальних спостережень за проявами гірського тиску, що відображаються на стані кріпильної системи виїмкових виробок. Виявлене різноманіття особливостей прояву гірського тиску потребує розгляду взаємозв'язку окремих геомеханічних процесів.

3. Обґрунтовано актуальність досліджень про вплив геомеханічних факторів на стан елементів кріпильної системи з погляду ступеня раціональності їхньої деформаційно-силової характеристики.

4. Доведено ефективність регулювання стану слабометаморфізованого вуглевмісного масиву за допомогою інноваційних кріпильних систем, режим роботи яких оптимізується під конкретні гірничо-геологічні умови підтримання виробок та відповідний характер проявів гірського тиску. Сформульовано мету дослідження та комплекс геомеханічних і науково-практичних завдань, об'єднаних в єдине ціле у створеній структурно-логічній схемі.



## **Розділ 2. ГЕОМЕХАНІЧНЕ ОБГРУНТУВАННЯ НАПРЯМІВ ОПТИМІЗАЦІЇ ВЗАЄМОДІЇ КРИПІЛЬНИХ СИСТЕМ З НЕОДНОРІДНИМ СЛАБОМЕТАМОРФІЗОВАНИМ МАСИВОМ В УМОВАХ ІНТЕНСИВНИХ ПРОЯВІВ ГІРСЬКОГО ТИСКУ**

### **2.1 Принципи пошуку раціональної деформаційно-силової характеристики кріпильної системи в процесі зміни гірничо- геологічних умов за довжиною виробки**

Виконані дослідження на конкретних прикладах розрахунку НДС виявили тенденції зв'язку стану елементів схем підтримання виїмкових виробок із найбільш впливними геомеханічними факторами. По кожному з них гірничо-геологічну ситуацію підтримання штреку можна умовно розділити на «сприятливу» (наприклад, мала глибина, підвищена міцність порід і т.д.) та «складну», що характеризується розвитком високого гірського тиску. У зв'язку з цим вельми актуальним є пошук, оцінка та узагальнення закономірностей зміни раціональних режимів роботи (як кріпильної системи в цілому, так і окремих її елементів) у діапазоні варіації геомеханічних параметрів та відповідної гірничо-геологічної ситуації від сприятливої до складної. На підставі даних закономірностей будується комплекс рекомендацій з вибору раціональної схеми підтримання виїмкової виробки з урахуванням прогнозованих змін гірничо-геологічних умов по її довжині та в часі експлуатації.

Основну увагу, як і раніше, приділено параметрам, що описують роботу кріпильної системи, тобто, її деформаційно-силової характеристиці  $q(u)$ . З використанням уявлень, відображених на схемах рис. 1.1 та рис. 1.10, зроблено спробу їх подальшого розвитку в плані пошуку раціональної функції  $q(u)$  у процесі зміни гірничо-геологічних умов підтримання виїмкової виробки. На рис. 2.1 побудовано схему розвитку факторів навантаження кріпильної системи при зміні її величини піддатливості для двох фіксованих умов: сприятливих (індекс «б») і складних (індекс «с»). Зміна гірничо-геологічних умов

обумовлена різними геомеханічними факторами: перетворення текстури вуглевмісного масиву, заміщення окремих літотипів, ділянки підвищеного водопритливу або інтенсивної тріщинуватості; залежно від їх поєднання має місце різний ступінь погіршення гірничо-геологічних умов.

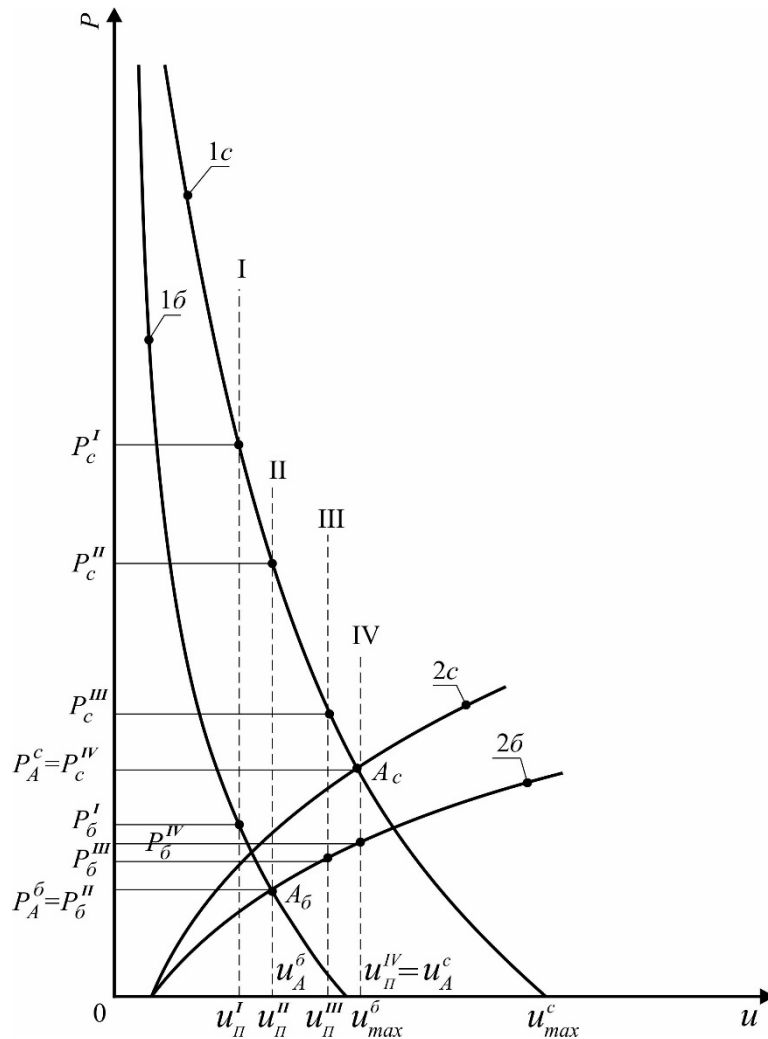


Рисунок 2.1 – Схема пошуку раціональної деформаційно-силової характеристики кріпильної системи при зміні гірничо-геологічних умов підтримання виробки:  $1b$  і  $1c$  – деформаційно-сілові характеристики масиву, що знеміцнюється, на контурі виробки в сприятливих ( $b$ ) і складних ( $c$ ) гірничо-геологічних умовах;  $2b$  і  $2c$  – деформаційно-сілові характеристики порід склепіння природної рівноваги; I, II, III і IV – допустима піддатливість кріпильної системи

Розглянемо кілька фіксованих положень (пронумерованих цифрами I – IV) процесу формування навантаження на кріпильну систему (див. рис. 2.1), які відрізняються різною величиною її допустимої піддатливості  $u_{II}^I$ ,  $u_{II}^{II}$ ,  $u_{II}^{III}$  і  $u_{II}^{IV}$ .

Перше положення I характеризується тим, що допустима (або конструктивна) піддатливість  $u_{II}^I$  кріпильної системи менше оптимальної величини  $u_A^{\delta}$  в сприятливих умовах ( $u_{II}^I < u_A^{\delta}$ ), яка визначається точкою перетину ліній 1б і 2б. Знижена піддатливість даної кріпильної системи визначає (згідно з уявленнями на схемі рис. 1.1) величину навантаження  $P_{\sigma}^I$  в сприятливих умовах як точку перетину ліній 1б з вертикаллю  $u_{II}^I$  (див. рис. 2.1). Величина  $P_{\sigma}^I$  більше оптимальної (або мінімально можливої)  $P_A^{\delta}$  і це перевищення обумовлено підвищеною жорсткістю кріпильної системи, що підтверджується наведеними раніше прикладами розрахунку її НДС. Ті ж приклади показують, що при погіршенні гірничо-геологічних умов (в силу дії різних факторів) стан більш жорстких кріпильних елементів різко ускладнюється аж до втрати стійкості. Дійсно, якщо подовжити вертикаль від  $u = u_{II}^I$  до перетину з лінією 1с, то отримаємо значення навантаження  $P_c^I$ , яке багаторазово перевищує величину  $P_{\sigma}^I$ . Таким чином, існуючі схематичні уявлення про вплив деформаційно-силової характеристики кріпильної системи на процес її навантаження цілком узгоджуються з результатами розрахунків НДС елементів підтримання виїмкових виробок.

Зниження навантаження на кріпильну систему до мінімально можливого значення  $P_A^{\delta}$  (у сприятливих умовах) передбачає збільшення піддатливості до величини  $u_{II}^{II} = u_A^{\delta}$ , яка визначається точкою  $A_{\delta}$  перетину ліній 1б і 2б. Друге положення II є оптимальним у сприятливих умовах, також як і деформаційно-силової характеристика кріпильної системи, що проходить через точку  $A_{\delta}$ . При ускладненні гірничо-геологічних умов потрібне збільшення допустимої піддатливості кріпильної системи: оптимальна величина  $u_A^c$  визначається

точкою  $A_C$  перетину ліній 1с і 2с. При обмеженні піддатливості величиною  $u_A^{\delta}$  навантаження на кріпильну систему (у складних гірничо-геологічних умовах) багаторазово зростає до значення  $P_c^{II}$ . Тут необхідно звернути увагу на величину падіння навантаження в діапазоні збільшення піддатливості від  $u_{II}^I$  до  $u_{II}^{II} = u_A^{\delta}$ : у сприятливих умовах різниця  $P_{\delta}^I - P_{\delta}^{II}$  значно менша, чим падіння навантаження  $P_c^I - P_c^{II}$  у складних гірничо-геологічних умовах, тобто, при їх погіршенні кріпильна система більш чутлива до зміни величини піддатливості.

Третє положення III характеризується піддатливістю  $u_{II}^{III}$  кріпильної системи, яка займає проміжне значення  $u_A^{\delta} < u_{II}^{III} < u_A^c$  між оптимальною піддатливістю у сприятливих і складних гірничо-геологічних умовах. Навантаження  $P_{\delta}^{III}$  у сприятливих умовах визначається точкою перетину вертикалі  $u = u_{II}^{III}$  з лінією 2б, так як піддатливість кріпильної системи перевищила оптимальне значення  $u_A^{\delta}$ . Сформоване при цьому навантаження  $P_{\delta}^{III}$  займає проміжне положення  $P_A^{\delta} < P_{\delta}^{III} < P_{\delta}^I$ , а ступінь її перевищення над оптимальним навантаженням  $P_A^{\delta}$  оцінюється всього в кілька десятків відсотків. Звідси випливає висновок, що навіть у сприятливих умовах вигідніше (з точки зору формування навантаження) збільшити конструктивну піддатливість кріплення системи порівняно із жорсткістю її роботи (положення I). Даний позитивний момент посилюється при ускладненні гірничо-геологічних умов підтримання виробки (див. рис. 2.1). Величина  $u_{II}^{III}$  менше оптимального значення  $u_A^c$ , тому навантаження  $P_c^{III}$  визначається перетином вертикалі з лінією 1с. Величина  $P_c^{III}$  значно нижча, ніж за положень I і II; також скорочується розрив між значеннями навантаження у сприятливих і складних умовах. Таким чином, якщо порівнювати положення I, II, III між собою за величиною навантаження у складних умовах, то очевидний висновок ( $P_c^{III} < P_c^{II} < P_c^I$ ) про перевагу підвищеної піддатливості  $u_{II}^{III}$  кріпильної системи.

У сукупності з помірною різницею  $P_6^{III} - P_A^b$  можна стверджувати, що варіант збільшення піддатливості кріплення системи досить конкурентоспроможний за вагомої ймовірності ускладнення гірничо-геологічних умов підтримання по довжині виїмкової виробки.

Четверте положення IV характеризується піддатливістю  $u_{II}^{IV}$ , рівній оптимальній величині  $u_A^c$  для складних гірничо-геологічних умов і визначається точкою  $A_c$  перетину ліній 1c і 2c; їй відповідає мінімально можливе навантаження  $P_c^{IV} = P_A^c$  (див. рис. 2.1) на кріпильну систему в даних умовах підтримання виробки. За величиною навантаження  $P_c^{IV}$  значення піддатливості  $u_{II}^{IV}$  є найбільш вигідним, так як має місце співвідношення  $P_c^{IV} < P_c^{III} < P_c^I$ . З іншого боку, при підтриманні виробки в сприятливих умовах кріпильна система з піддатливістю  $u_{II}^{IV}$  сприймає навантаження  $P_6^{IV}$ , яка незначно перевищує величину  $P_6^{III}$ , але менше значення  $P_6^I$  ( $P_6^{III} < P_6^{IV} < P_6^I$ ), що відповідає зниженій піддатливості кріпильної системи. Отже, на ділянках виробки з більш сприятливими гірничо-геологічними умовами підвищена піддатливість кріпильної системи не викликає значного росту навантаження. Крім того, слід зазначити скорочення різниці  $P_c^{IV} - P_6^{IV}$  величин навантаження для складних і сприятливих умов підтримання виробки.

Таким чином, викладені міркування обґрунтовують висновок про перевагу збільшення піддатливості кріпильної системи для зниження навантаження у складних умовах та нівелюванні наслідків ймовірного погіршення гірничо-геологічної ситуації за фактором її навантаженості. Але, збільшення піддатливості кріпильної системи має чітку межу: вона не повинна перевищувати оптимальної величини  $u_A^c$  для складних умов підтримання конкретної виробки. Ступінь складності цих умов розглядається відносно сприятливого (штатного) розвитку подій і прогнозується за сукупністю впливу основних геомеханічних факторів на активізацію проявів гірського тиску;

тобто, різниця між умовно «складними» і «сприятливими» умовами може бути невеликою в одній гірничотехнічній ситуації і, навпаки, мати вагоме значення за іншої ситуації підтримання виробки.

У такому розумінні закономірностей взаємовпливу режимів роботи кріпильної системи і проявів гірського тиску при відповідному діапазоні зміни геомеханічних факторів підтримання виробки здійснено подальший розвиток уявлень в плані врахування неоднорідності вуглевмісного масиву.

## **2.2 Вплив текстури масиву на вибір раціональної деформаційно-силової характеристики кріпильної системи**

Попередні схеми взаємодії кріпильної системи виробки з знеміцненим прилеглим масивом побудовані виходячи з припущення про його однорідності та відсутності впливу очисних робіт. З одного боку, ці схеми необхідні для розуміння загальних тенденцій розвитку процесу взаємодії, але, з іншого боку, потрібно їх вдосконалення для врахування:

- текстури надвугільної товщі та механічних властивостей її літотипів;
- розшарування, знеміцнення й обвалення породних шарів під впливом аномалій гірського тиску, обумовлених веденням очисних робіт.

У першу чергу, на схемі однорідного масиву (рис. 2.2) розкриємо тезу про відносність різниці між складними і сприятливими умовами в плані параметрів взаємодії кріплення і прилеглих порід. На схемі показано сім'ю ліній (1', 1'', 1''' і 2', 2'', 2'''), що характеризують різну інтенсивність проявів гірського тиску, яка відповідає певним гірничо-геологічним умовам підтримання виробки. Ці три пари ліній дозволяють позначити три варіанти діапазонів зміни гірничо-геологічних умов ( $У_I$ ,  $У_{II}$  і  $У_{III}$ ) від сприятливих до складних.

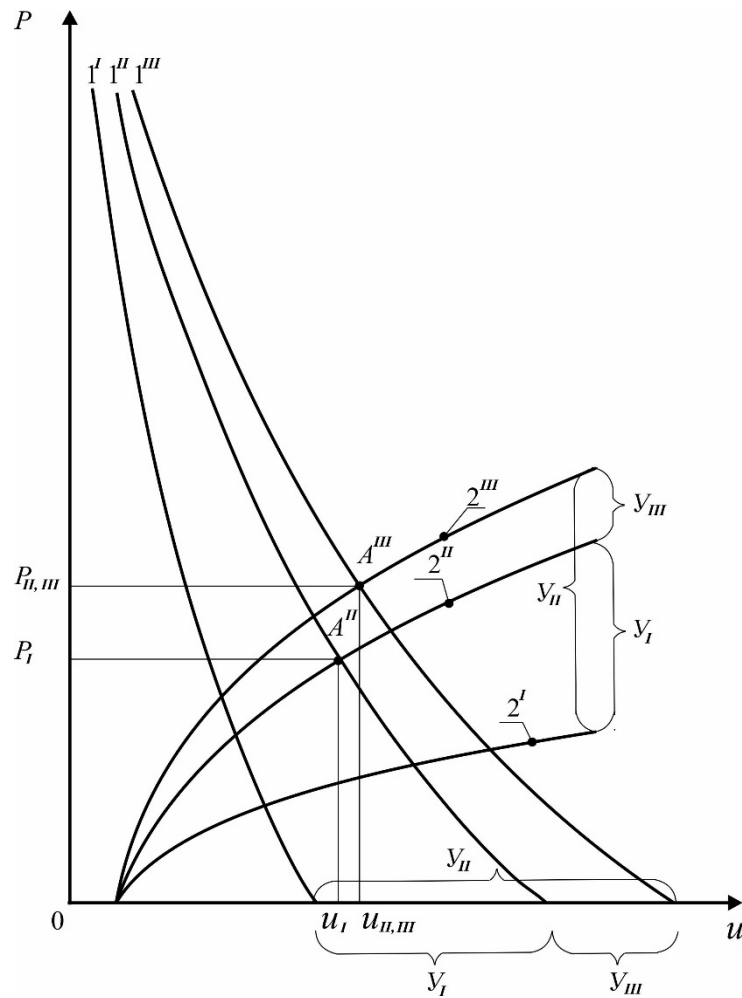


Рисунок 2.2 – Схема до аналізу впливу діапазонів  $Y_{I, II, III}$  зміни гірничо-геологічних умов на параметри  $P_{I, II, III}$  і  $u_{I, II, III}$  кріпильної системи виробки, розміщеної в однорідному масиві

Раніше було обґрунтовано, що при цілком очікуваній варіації дії геомеханічних факторів по довжині виробки найбільш доцільно (з точки зору мінімізації навантаження) задавати кріпильній системі величину піддатливості, що відповідає оптимальному значенню для верхньої межі (складні гірничо-геологічні умови) інтервалу коливань геомеханічних факторів. Ці оптимальні значення піддатливості  $u_I$  і  $u_{II,III}$  відповідають координатам точок  $A''$  і  $A'''$  для всіх трьох представлених на рис. 2.2 діапазонів зміни гірничо-геологічних умов  $Y_I$ ,  $Y_{II}$  і  $Y_{III}$ . При цьому амплітуда коливань геомеханічних факторів (діапазони  $Y_{II}$  і  $Y_{III}$ ) не впливає на вибір раціональної піддатливості  $u_{II,III}$  кріпильної системи, якщо у них є спільна верхня межа по параметрах складних

умов.

Інший висновок полягає у тому, що нижня межа інтервалів  $U_I$ ,  $U_{II}$  і  $U_{III}$  (сприятливі умови) не впливає на вибір раціональної піддатливості кріпильної системи виходячи з таких міркувань. Лінія 2' (навантаження від склепіння граничної рівноваги) завжди розташована (по вертикальній координаті  $P$ ) нижче лінії 2'', яка, в свою чергу, розміщена нижче лінії 2'''. Тому, якщо розглядати, наприклад, вертикаль від позначки  $u_{II,III}$ , то мінімально можлива величина навантаження  $P_{II,III}$  (точка  $A'''$ ) завжди буде більшою навантаження, що визначається по точках перетину даної вертикалі з лініями 2'' і 2' (див. рис. 2.2).

Даний висновок підкреслює значення верхньої межі діапазонів зміни геомеханічних факторів, але з урахуванням допущення про однорідність прилеглого масиву виробки і відсутності впливу очисних робіт. Урахування впливу очисних робіт інтенсифікує прояви гірського тиску і його можна віднести до числа факторів, що ускладнюють гірничо-геологічні умови підтримання виїмкової виробки. На це вказує і нормативний документ [119], згідно з яким у міру наближення і відходу лави розміри склепіння природної рівноваги й навантаження від ваги порід всередині нього постійно зростають. Дану обставину в наших схемах можна врахувати ще однією лінією сім'ї 2, розташованою вище за інших, що дозволяє використовувати вищенаведені аргументи для виробки, яка зазнає вплив очисних робіт.

Стосовно неоднорідності текстури вуглевмісної товщі слід зазначити, що її урахування можливе в описаному підході оптимізації режимів взаємодії кріпильної системи й прилеглого масиву, але параметри сім'ї ліній 1 і 2 зазнають низку змін, обумовлених процесами розшарування й обвалення порід покрівлі над штреком і у виробленому просторі.

Розглянемо три варіанти текстури порід покрівлі, що суттєво відрізняються один від одного:

– вище безпосередньої покрівлі залягає дуже потужний і міцний породний шар, що практично виключає подальший розвиток зрушення надвугільної



товщі (подібність до породи-мосту);

– в основній покрівлі розміщується досить міцний породний шар середньої потужності;

– в основній покрівлі залягають переважно тонкі шари малої міцності.

Схема формування навантаження  $P_{1,2,3}$  на кріпильну систему виїмкової виробки для всіх трьох варіантів текстури порід основної покрівлі наведено на рис. 2.3.

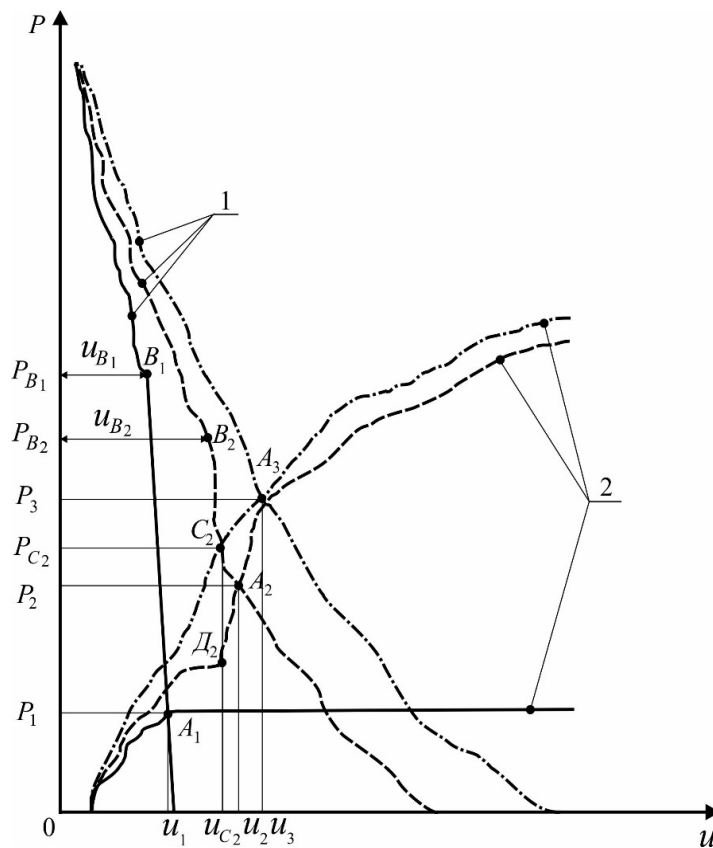


Рисунок 2.3 – Схема до оптимізації режимів взаємодії кріпильної системи виїмкової виробки (у зоні впливу очисних робіт) з неоднорідною надвугільною

товщею при заляганні в покрівлі: — потужного міцного літотипу;

----- відносно міцного шару середньої потужності; - · - · - тонкі і середньої потужності слабкі породні шари; 1 – деформаційно-силові характеристики масиву, що знеміцнюється; 2 – деформаційно-силові характеристики порід

склепіння природної рівноваги

Для першого варіанту текстури розвиток двох факторів (лінії 1 і 2) навантаження кріпильної системи показано суцільними лініями; їх відмінності від однорідного масиву полягають у наступному. На ділянці з малою величиною піддатливості  $u$  кріпильної системи (відповідно невеликих переміщень породного контуру виробки) лінія 1 (тиск порід, що збільшуються в об'ємі) відрізняється від такої для однорідного масиву лише деякими коливаннями відносно основної «гладкої» функції  $P(u)$ , які описують процес розтріскування і відшарування породних пачок відносно один одного за потужністю безпосередньої покрівлі. Коли переміщення  $u_{B_1}$  компенсували збільшення об'єму порід безпосередньої покрівлі (точка  $B_1$ ) далі привантажувати кріпильну систему з піддатливістю  $u_{B_1}$  вже нічим, так як вище залягає досить стійкий породний шар (велика потужність і висока міцність). Тоді навантаження  $P_{B_2}$  різко знижується аж до нуля, а невеликий нахил лінії 1 характеризує незначні переміщення при вигині жорсткого породного шару основної покрівлі.

Отже, за фактором закономірності 1 можна практично повністю уникнути навантаження на кріпильну систему, якщо її піддатливість буде трохи більше значення  $u_{B_1}$ ; у даному варіанті кріпильну систему повністю захищає вельми потужний і міцний породний шар основної покрівлі.

Лінія 2 варіанта, що розглядається, характеризує формування навантаження від ваги порід всередині склепіння природної рівноваги. За малих переміщень  $u \leq u_{B_1}$  функція  $P(u)$  збільшується з невеликими коливаннями, що характеризують процес відшарування й обвалення породних пачок в межах потужності безпосередньої покрівлі. При досягненні склепінням природної рівноваги поверхні потужного й міцного літотипу основної покрівлі його подальший розвиток практично припиняється; висота склепіння стабілізується на рівні потужності порід безпосередньої покрівлі, що тотожне виположуванню функції  $P(u)$  лінії 2 до положення, паралельного координаті  $u$  (див. рис. 2.3).

Точка  $A_1$  перетину ліній  $1$  і  $2$  зазначає оптимальні значення реакції  $P_1$  і піддатливості  $u_1$  кріпильної системи; відповідно функція її деформаційно-силової характеристики  $q(u)$  повинна підбиратися такою, щоб вона проходила через точку  $A_1$ . Як видно зі схеми на рис. 2.3, перший варіант текстури порід основної покрівлі відрізняється формуванням найменшого навантаження  $P_1$  за невеликої піддатливості  $u_1$  кріпильної системи, що цілком закономірно: кріпильна система сприймає навантаження тільки від ваги порід безпосередньої покрівлі, а переважну частину гірського тиску сприймає потужний та міцний породний шар основної покрівлі. Тому в таких умовах доцільно застосовувати досить жорстку кріпильну систему при відносно невеликій несучій здатності.

Процес формування навантаження на кріпильну систему при другому варіанті текстури порід основної покрівлі відображений пунктирними лініями  $1$  і  $2$  на схемі рис. 2.3. Вхідний у будову основної покрівлі відносно міцний породний шар середньої потужності певною мірою обмежує процес розшарування та знеміцнення верхніх порід; тому лінія  $1$  розташовується поруч із такою ж лінією  $1$  попереднього варіанту текстури порід основної покрівлі. Однак жорсткість відносно міцного шару у другому варіанті текстури набагато менше, ніж у першому (зниження жорсткості відбувається пропорційно квадрату потужності): його власний прогин збільшує опускання породного контуру виробки, до якого додається і деяке розшарування верхніх порід через зменшену жорсткість міцного шару. В результаті величина переміщень  $u_{B_2}$  перевищує величину  $u_{B_1}$ , а точка  $B_2$  розташовується нижче точки  $B_1$  (див. рис. 2.3). По лінії  $1$  ситуація аналогічна першому варіанту текстури порід покрівлі: опускання  $u_{B_2}$  компенсувало всі зміщення, обумовлені розшаруванням і збільшенням в об'ємі не тільки порід безпосередньої покрівлі, але і породних об'ємів, що залягають вище відносно міцного шару середньої потужності. Якщо піддатливість кріплення системи не менше величини  $u_{B_2}$ , то на неї діє навантаження  $P_{B_2}$ , яке різко падає (на схемі майже вертикально) при

невеликому рості піддатливості. Ділянка  $B_2C_2$  лінії 1 характеризує період, коли відносно міцний шар витримує гірський тиск і, тим самим, «гальмує» розвиток розшарувань у верхньому масиві. Але, в певний момент часу несучої здатності відносно міцного шару виявляється недостатньо для утримання ваги породних консолей з боку виробленого простору, утворення яких розвивається по висоті масиву. Цей момент часу відповідає точці  $C_2$ : відносно міцний породний шар середньої потужності руйнується, опускання порід покрівлі збільшується, у тому числі і за рахунок знеміцнення верхнього масиву, що відображається на більш пологій ділянці лінії 1 аж до горизонтальної осі координати  $u$ .

Перетвориться також і пунктирна лінія 2, що описує процес розвитку склепіння природної рівноваги. На початковому етапі розвитку переміщень пунктирна лінія 2 близька до суцільної лінії 2, а її дрібноамплітудні коливання по відношенню до гладкої функції  $P(u)$  обумовлені поетапним відшаровуванням і втратою стійкості породних пачок за потужністю порід безпосередньої покрівлі. Деяке зміщення вліво пунктирної лінії 2 відносно суцільної лінії 2 пояснюється декілька зниженою жорсткістю міцного шару (другого варіанту текстури) основної покрівлі, що привантажує безпосередню покрівлю та інтенсифікує настання її нестійкого стану. Після досягнення склепінням міцного шару основної покрівлі приріст навантаження практично припиняється (на даний період часу відносно міцний породний шар знаходиться в стійкому стані) і пунктирна лінія 2 виположується майже паралельно осі  $u$ . Ця стабілізація навантаження (за фактором лінії 2) відбувається до моменту (точка  $D_2$ ), коли вичерпується несуча здатність міцного породного шару; його опору вже недостатньо для утримання зростаючого об'єму верхніх нестійких порід; відбувається обвалення відносно міцного породного шару середньої потужності, що викликає різке збільшення розмірів склепіння природної рівноваги та навантаження на кріпильну систему. Після втрати стійкості відносно міцного породного шару розвиток склепіння природної рівноваги визначає процес поетапного відшаровування і обвалення

верхніх породних шарів основної покрівлі, який носить затухаючий характер і припиняється на деякій висоті від контуру виїмкової виробки.

Як і раніше, мінімум навантаження  $P_2$  на кріпильну систему (за її піддатливості  $u_2$ ) визначається точкою  $A_2$  перетину пунктирних ліній 1 і 2 (див. рис. 2.3). Величина  $P_2$  закономірно більше значення  $P_1$ , а піддатливість кріпильної системи повинна бути збільшена ( $u_2 > u_1$ ), що пов'язано із заляганням в основний покрівлі менш стійкого відносно міцного шару. Тут виникає питання щодо раціональності функції  $q(u)$  деформаційно-силової характеристики кріпильної системи, що проходить через точку  $A_2$ . З одного боку, навантаження  $P_2$  мінімальне, але при цьому допускається обвалення відносно міцного породного шару середньої потужності та активізація росту склепіння природної рівноваги. Неоднозначно розвиток проявів гірського тиску за подальшого підтримання виробки з урахуванням дії як реологічного фактору, так й інших можливих геомеханічних явищ, послаблюючих вуглевмісну товщу. З іншого боку, якщо обмежити піддатливість кріпильної системи, наприклад, величиною  $u_{c2} < u_2$  (щоб не допустити обвалення відносно міцного породного шару), то тоді потрібна їй підвищена реакція  $P_{c2} > P_2$  (див. рис. 2.3). Рішення цього спірного питання отримано при розгляді взаємовпливу один на одного режимів роботи кріпильних елементів і доцільності «дворівневого» приконтурного й глибинного зміцнення порід покрівлі комбінованими анкерними системами.

Третій варіант складання порід основної покрівлі, представленої переважно тонкошаруватою текстурою (штрихпунктирні лінії 1 і 2), з точки зору оптимізації режимів взаємодії з кріпильною системою дуже схожий зі схемами оптимізації для однорідного масиву, що розглядались раніше. Відмінності полягають у тому, що лінії 1 і 2 не є гладкими функціями  $P(u)$ , а є комбінацією з дрібноамплітудних коливань навколо цих гладких функцій. Дані коливання обумовлені поетапним відшаруванням і обваленням породних пачок

всередині шару, або всієї літологічної різниці в цілому. Закономірність така, що чим тонше шари, що обвалюються, або породні пачки, тим менше амплітуда коливань ліній 1 і 2 і вище їх частота. У межі при вельми тонкошаруватому масиві або інтенсивній його тріщинуватості діапазон коливань ліній 1 і 2 скорочується до незначного, а самі залежності оптимізації практично збігаються з такими для однорідного масиву.

Підсумовуючи уявлення про оптимізацію режимів взаємодії кріпильної системи виїмкової виробки у шаруватій вуглевмісній товщі у зоні впливу очисних робіт, необхідно зазначити наступне. Щодо гірничо-геологічних умов Західного Донбасу залягання в основній покрівлі пласта потужного і відносно однорідного (без явно вираженої шаруватості та великою відстанню між площинами ослаблення) літотипу зустрічається досить рідко. Що стосується міцнісних властивостей, то найбільш міцний пісковик у кращому випадку відноситься до категорії порід середньої міцності (не більше 5 – 6 одиниць за шкалою проф. М.М. Протодьяконова), але його потужність обмежена, як правило, кількома метрами. Тому перший із розглянутих на схемі рис. 2.3 варіантів текстури порід основної покрівлі не характерний для умов Західного Донбасу, але зустрічається в інших геолого-промислових регіонах. Таким чином, у явному вигляді перший варіант текстури не застосовний, але може бути використаний якийсь «проміжний» випадок між першим та другим варіантами текстури для загального розуміння механізму формування навантаження на кріпильну систему виробки і принципів її мінімізації.

Третій варіант залягання переважно тонкошаруватої текстури покрівлі більш поширений в умовах Західного Донбасу в тому розумінні, що вхідні до складу надвугільної товщі породні шари середньої потужності і вище володіють яскраво вираженою шаруватістю всередині літотипів і легко поділяються на породні пачки в процесі їх зрушення у порожнину виробки й вироблений простір. Третій варіант текстури характеризується максимальним значенням оптимального навантаження  $P_3$  за підвищеної піддатливості  $u_3$

кріпильної системи з точки зору оптимізації її режимів взаємодії з прилеглим масивом.

Другий варіант текстури порід основної покрівлі займає проміжне положення і також має достатнє поширення в умовах Західного Донбасу. Тут слід мати на увазі дві рівноцінні ситуації: залягання або відносно міцного шару середньої потужності, або менш міцного, але дуже потужного породного шару з великою відстанню між площинами ослаблення. У плані оптимізації режимів роботи системи кріплення можливі варіанти її деформаційно-силової характеристики. В плані оптимізації режимів роботи кріпильної системи можливі варіанти її деформаційно-силової  $q(u)$  характеристики, яка дещо відрізняється від оптимальних значень  $P_2$  і  $u_2$ , про що було викладено раніше. З іншого боку, залягання породного шару середньої стійкості на певній висоті від виробки може бути причиною зупинки процесу розвитку склепіння природної рівноваги і загальної стабілізації проявів гірського тиску.

### **2.3 Оцінка впливу висоти розміщення літотипу середньої стійкості на процес навантаження кріпильної системи**

Беручи до уваги висновки попереднього параграфа, уявляється доцільним уточнення (або деталізація) ступеня впливу висоти  $h_i$  залягання породного шару середньої стійкості (другий варіант текстури основної покрівлі) на процес формування навантаження на кріпильну систему. Для цього на рис. 2.4 побудовано схему дії двох факторів навантаження кріпильної системи (лінії 1 і 2) за різної висоті  $h_i$  від контуру виробки розміщення породного шару середньої стійкості.

У першому випадку породний шар середньої стійкості залягає відразу ж над безпосередньою покрівлею на мінімальній висоті  $h_i$  від контуру виробки (суцільні лінії 1 і 2 на рис. 2.4). Лінія 1 характеризує фактор розшарування, знеміцнення і, в кінцевому рахунку, збільшення в об'ємі порід безпосередньої покрівлі до точки  $B_1$ . Цей зайвий об'єм порід компенсується піддатливістю  $u_{B_1}$

кріпильної системи, а далі приріст переміщень малосуттєвий, так як породний шар середньої стійкості, що розглядається, сприймає на себе гірський тиск від верхнього масиву. Тому при мінімальних додаткових опусканнях покрівлі навантаження (по лінії  $l$ ) різко падає до точки  $C_1$ , яка характеризує початок знеміцнення породного шару середньої стійкості з подальшим його обваленням під впливом зростаючого гірського тиску. Знову необхідно компенсувати зростаючі додаткові об'єми знеміцнених порід як від породного шару середньої стійкості, так і верхнього масиву; лінія  $l$  виположується відносно горизонтальної координати  $u$ .

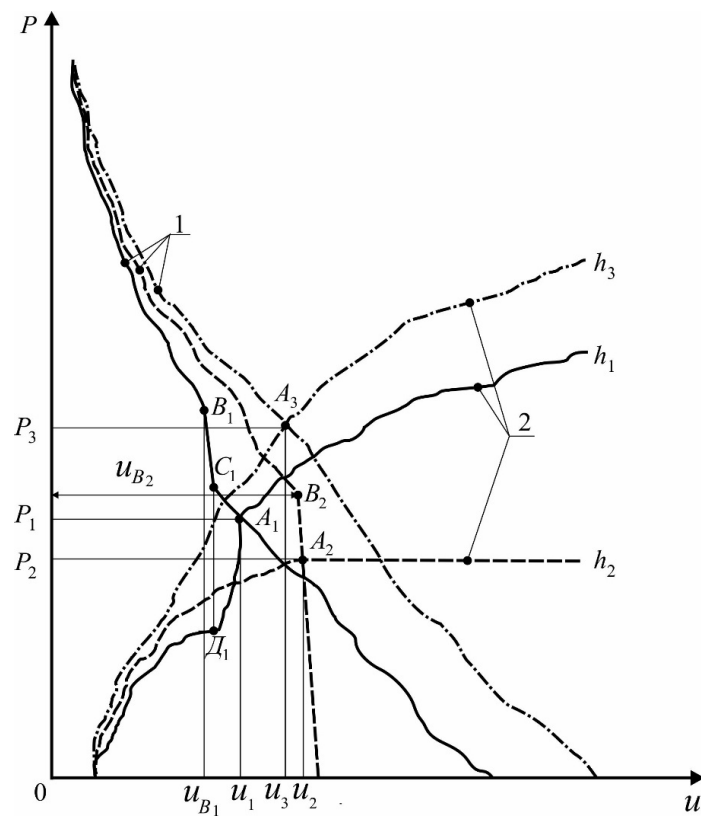


Рисунок 2.4 – Схема до оцінки впливу висоти  $h_i$  залягання породного шару середньої стійкості ( $h_1 < h_2 < h_3$ ) на процес формування навантаження на кріплення виробки: —  $h_1$ ; - - -  $h_2$ ; - · - · -  $h_3$ ; 1 – деформаційно-силові характеристики масиву, що знеміцнюється; 2 – деформаційно-силові характеристики порід склепіння природної рівноваги



Для цього ж випадку суцільна лінія 2 має такі характерні ділянки:

- до величини переміщень  $u_{B_1}$  (вертикаль від точки  $B_1$ ) відбувається розвиток склепіння природної рівноваги в межах потужності безпосередньої покрівлі;

- далі в точці  $D_1$  розвиток склепіння припиняється, так як верхній породний шар знаходиться у стійкому стані;

- після порушення його стійкості (вправо від точки  $D_1$ ) ріст розмірів склепіння природної рівноваги відновлюється і різко збільшується навантаження від ваги порід всередині склепіння.

При цьому координати ( $P_1$  і  $u_1$ ) точки  $A_1$  перетин ліній 1 і 2 можуть характеризувати формування досить високого оптимального навантаження  $P_1$ , адже породний шар середньої стійкості, що близько розташований до виробки, не виконав своїх функцій по хоча б частковому захисту кріпильної системи від надмірного гірського тиску. За такої текстури порід покрівлі можливо зміцнення даного породного шару комбінованими анкерними системами до рівня, що забезпечує збереження його стійкості.

У другому випадку більш віддаленого розміщення породного шару середньої стійкості на висоті  $h_2$  від контуру виробки лінії 1 і 2 позначені пунктиром і характеризуються наступними особливостями (див. рис. 2.4). Оскільки стійкий породний шар розташований на більшій відстані від контуру виробки, то підвищений об'єм нижніх знеміцнюючих порід створює збільшене опускання породного контуру  $u_{B_2}$  (точка  $B_2$  на лінії 1). Далі відбувається різке падіння лінії 1 аж до  $P=0$ , так як вичерпується величина додаткового збільшення об'єму знеміцнених порід, а породний шар середньої стійкості знаходиться в цілісному стані. Завдяки його більшій віддаленості  $h_2$  від контуру виробки знижується об'єм нестійких верхніх порід і навантаження від їх ваги не здатна зруйнувати досліджуваний нами породний шар середньої стійкості; отже, він у даному випадку виконує функції часткового захисту кріпильної системи від гірського тиску.

Пунктирна лінія 2 описує ріст розмірів склепіння природної рівноваги аж до його досягнення координат розміщення породного шару середньої стійкості. Потім збільшення розмірів склепіння припиняється, так як решту гірського тиску сприймає на себе породний шар середньої стійкості (лінія 2 паралельна горизонтальній осі  $u$ ). У цьому випадку точка  $A_2$  перетину ліній 1 і 2 знаходиться на дуже «вигідній» ділянці падіння навантаження  $P$  по лінії 1 і стабілізації навантаження по лінії 2. В результаті оптимальне навантаження  $P_2$  менше оптимального навантаження  $P_1$ , тобто розміщення породного шару середньої стійкості на більшій висоті від контуру виробки більш вигідно з точки зору формування мінімального навантаження на кріпильну систему виїмкової виробки. Крім того, при окремому зміцненні порід всередині стабільного склепіння природної рівноваги велика частина цього об'єму не бере участі у формуванні навантаження на кріпильну систему; тоді лінія 2 буде розташовуватися набагато нижче і величина навантаження  $P_2$  зменшиться багаторазово. Питання полягає у тому, щоб окреслити коло умов, коли присутній даний ефект формування зниженого навантаження  $P_2$  і під нього вибирати раціональну деформаційно-силову характеристику кріпильної системи.

Нарешті, третій випадок передбачає найбільш віддалене розміщення породного шару середньої стійкості (штрихпунктирні лінії 1 і 2 на рис. 2.4), коли висота склепіння природної рівноваги не сягає його меж. З цієї причини ступінь стійкості шару не впливає на процес формування навантаження, а переважно тонкошарувата текстура порід покрівлі за своєю поведінкою схожа з поведінкою однорідного масиву. В даному випадку не діють фактори, що обмежують процес зрушення порід покрівлі, і тому величина оптимального навантаження  $P_3$  буде максимальною. Відмінності поведінки переважно тонкошаруватої текстури полягають лише в деяких періодичних відхиленнях (від загальної закономірності), обумовлених поетапним відшаруванням і обваленням породних пачок всередині шару або всього шару в цілому.

Підсумовуючи результати узагальнення уявлень про механізм формування навантаження на кріпильну систему в світлі вибору її раціональної деформаційно-силової характеристики і впливу на цей процес основних геомеханічних факторів, слід зробити акцент на наступних позиціях.

По-перше, сутність процесу для однорідного масиву навколо одиночної виробки і слабкого тонкошаруватого масиву навколо виїмкової виробки в зоні впливу очисних робіт досить схожа в плані закономірностей впливу двох основних тенденцій (сім'я ліній 1 і 2) навантаження кріпильної системи. Більш того, в деяких гірничо-геологічних умовах якісні відмінності мінімальні й обумовлені врахуванням поетапного розшарування і обвалення літотипів, що складають текстуру порід покрівлі. Тому накопичені уявлення про оптимізацію режимів роботи кріплення одиночних виробок слід використовувати для тих же цілей, але стосовно до виїмкових виробок у зоні впливу очисних робіт.

По-друге, закономірності впливу геомеханічних факторів (на вибір раціональних режимів роботи кріпильної системи) створюють для однієї і тієї ж виробки деякий діапазон зміни параметрів взаємодії з прилеглим масивом, що призводить до невизначеності процесу оптимізації цих параметрів. Аналіз набору варіантів раціональних значень навантаження на кріпильну систему і її піддатливості схематично обґрунтував принцип мінімізації навантаження як рівність двох факторів її формування для верхньої межі гірничо-геологічних умов, що характеризує поєднання найбільш несприятливих геомеханічних параметрів. Діапазон зміни геомеханічних параметрів і відповідних їм гірничо-геологічних умов не має вирішального значення за умови сталості верхньої межі розвитку закономірностей 1 і 2 формування навантаження на кріпильну систему.

По-третє, вплив текстури порід основної покрівлі оцінюється як неоднозначне: переважно тонкошарувата текстура і варіант відносно міцного і потужного породного шару, що залягає близько, на початковому етапі взаємодії з кріпильною системою поведуться по-різному, але в ході подальшого розвитку геомеханічних процесів зрушення надвугільної товщі закономірності 1 і 2

зближуються одна з одною. Тут особливе значення має місце залягання породного шару підвищеної стійкості відносно склепіння виробки; в деякому діапазоні варіації геомеханічних факторів збереження цілісності шару підвищеної стійкості забезпечує зниження навантаження на кріпильну систему. Використання особливостей текстури порід основної покрівлі для мінімізації навантаження на кріпильну систему має широку перспективу в плані зміцнення порід комбінацією різних типів анкерів.

#### **2.4 Розвиток уявлень про взаємовплив деформаційно-силових характеристик елементів кріпильної системи**

При розгляді й узагальненні тенденцій впливу геомеханічних факторів на стан кріпильної системи не раз зазначався певний вплив один на одного елементів, що входять до схеми підтримання виїмкових виробок, і ступінь цього впливу багато в чому залежав від того, наскільки відрізняються їх режими роботи в процесі опору проявам гірського тиску. Наприклад, якщо взаємодіють між собою піддатливий і жорсткий елементи (верхняк піддатливої рами і центральний дерев'яний стояк кріплення посилення), то зазвичай у районі їх контакту в піддатливому елементі виникають суттєві збурення компонент напружень, що досягають часто руйнуючих значень. Тому дуже важливим є питання узгодження між собою деформаційно-силових характеристик елементів, що входять до кріпильної системи, на тлі їх загальної адаптації під характер проявів гірського тиску, обумовлений дією сукупності геомеханічних факторів, розглянутих раніше.

Аналіз результатів багатоваріантного моделювання постійно відзначає різний ступінь навантаженості окремих елементів незалежно від дії геомеханічних факторів і причиною є різний режим роботи порівнюваних елементів кріпильних систем: більш піддатлива деформаційно-силова характеристика забезпечує знижене навантаження порівняно з більш жорсткою характеристикою опору кріпильного елемента. Але, якщо це елементи однієї і тієї ж кріпильної системи і протидіють єдиному процесу зрушення надвугільної

товщі, то розвантаження більш піддатливого елемента сприяє підвищенню навантаження на жорсткіший елемент, і ця різновелика навантаженість може призвести до руйнування (або часткової втрати несучої здатності) спочатку найбільш жорстких елементів кріпильної системи, а далі (по «ланцюговій реакції») й решти. У зв'язку з цим набуває нового бачення проблема рівномірності підземних споруд і кріпильних систем, яка розвинена у роботах [105], [113], але розглядається зараз під кутом зору узгодженості між собою деформаційно-силових характеристик всіх основних вантажонесучих елементів єдиної кріпильної системи.

Поняття рівномірності, що застосовується до кріпильних систем гірничих виробок, передбачає сприйняття окремими елементами навантажень, пропорційних їх несучої здатності. Тоді в граничній ситуації настання граничного стану відбувається одночасно в усіх вантажонесучих елементах, що відображає умову досягнення максимуму опору кріплення системи в цілому. В іншому випадку (нерівномірності) відбувається подібність ланцюгової реакції за наступною схемою:

- спочатку втрачає несучу здатність найбільш навантажений елемент задовго до досягнення максимуму несучої здатності кріплення системи в цілому;

- навантаження на елемент, що вийшов з ладу, перерозподіляється на решту складових кріпильної системи і найбільш жорсткий з них, як правило, стає перевантаженим і також руйнується;

- далі один за одним втрачають стійкість інші складові кріпильної системи за величини її загальної реакції, далекій від потенційного максимуму несучої здатності.

Таким чином, принцип рівномірності неоднорідною за деформаційно-силовою характеристикою елементів кріпильної системи є однією із умов підвищення ефективності її протидії гірському тиску.

У результаті, можна виділити два типи взаємовпливу один на одного елементів кріплення системи з різними деформаційно-силовими характеристиками:

– безпосередній, коли окремі елементи пов'язані між собою конструктивно;

– опосередкований, коли окремі елементи хоча й не пов'язані конструктивно один з одним, але є непрямий вплив через процеси зрушення вуглевмісного масиву.

Прикладом безпосереднього зв'язку можуть слугувати такі поєднання як: верхняк піддатливої рами, посиленій центральними стояками в різному виконанні (дерев'яні, стояки тертя, гідростояки); верхняк рами, пов'язаний з канатними анкерами поздовжніми (паралельно осі виробки) гнучкими стяжками; стояки рами, пов'язані з бічними сталеполімерними анкерами канатними стяжками; елементи рамного кріплення, жорстко з'єднані зі сталеполімерними анкерами; верхняк рами, з'єднаний зі стояком замком піддатливості та деякі інші варіанти.

Опосередкований взаємовплив відбувається в усіх інших випадках застосування комбінованих засобів кріплення гірничих виробок, наприклад, анкери і рами, не пов'язані один з одним конструктивно; бічні стояки кріплення посилення та інші кріпильні елементи; анкерне кріплення як однотипна, так і комбінація її різних конструкцій (сталеполімерні й канатні анкери) та деякі інші варіанти.

Обидва типи взаємовпливу були відзначені нами при аналізі результатів багатоваріантного моделювання стану кріпильної системи виїмкових штреків, підтримуваних позаду лави в шаруватому масиві порід малої міцності. Тому повторювати виявлені особливості поведінки геомеханічних моделей не має сенсу, а є доцільним проведення узагальнення механізму взаємовпливу кріпильних елементів з різними деформаційно-силовими характеристиками на базі розвитку уявлень про взаємодію гірничої виробки з прилеглим масивом, які викладені раніше і схематично відображені на рис. 1.10, рис. 2.1 – 2.4.

Розглянемо умови опосередкованого взаємовпливу кріпильних елементів з більш жорсткою (індекс «Ж») і більш піддатливою (індекс «П») деформаційно-силовою характеристикою з точки зору формування на них навантаження і пошуку шляхів її мінімізації. Даний процес схематично представлений на рис. 2.5, де суцільними лініями відображені деформаційно-силові характеристики масиву, що знеміцнюється (залежність 1), і порід склепіння природної рівноваги (залежність 2); пунктирними лініями показані деформаційно-силові характеристики елементів кріпильної системи (більш жорсткої «Ж») і більш піддатливою «П»); штрихпунктирними лініями представлені деформаційно-силові характеристики (індекс «К») кріпильної системи в цілому.

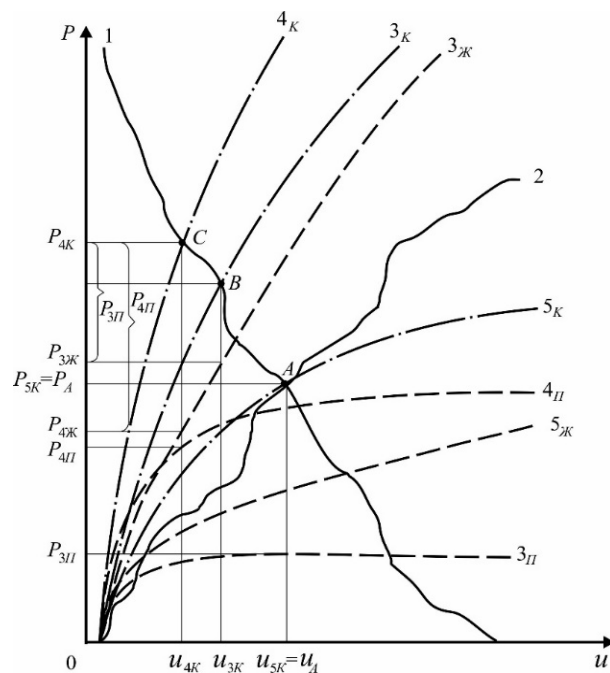


Рисунок 2.5 – Схема шляхів узгодження режимів роботи більш жорсткого (індекс «Ж») і більш піддатливого (індекс «П») елемента кріплення системи виїмкової виробки: 1 і 2 – деформаційно-силові характеристики масиву, що знеміцнюється, і порід склепіння природної рівноваги;  
 - - - - деформаційно-силові характеристики жорсткого і піддатливого кріпильних елементів; - · - · - деформаційно-силові характеристики кріпильної системи в цілому

Вихідне конструктивне виконання кріпильної системи включає більш піддатливий елемент з деформаційно-силовою характеристикою  $Z_{II}$  і більш жорсткий елемент з деформаційно-силовою характеристикою  $Z_{жс}$ ; результуюча їх спільного опору представлена деформаційно-силовою характеристикою  $Z_K$  кріпильної системи в цілому. Навантаження  $P_{3K}$  на кріпильну систему за необхідної їй піддатливості  $u_{3K}$  визначається точкою  $B$  перетину ліній 1 і  $Z_K$ . Величина мінімально допустимого опору кріпильної системи  $P_{3K}$  складається з опору  $P_{3жс}$  більш жорсткого елемента і опору  $P_{3II}$  більш піддатливого за величини зміщень  $u_{3K}$ . Як бачимо, загальна деформаційно-силова характеристика кріпильної системи не є оптимальною, тому що не проходить через точку  $A$  перетину ліній 1 і 2; тому навантаження  $P_{3K}$  суттєво вище оптимального значення  $P_A$ .

Узгодження режимів роботи елементів даної кріпильної системи можна проводити двома шляхами: «посилити» деформаційно-силову характеристику більш піддатливого кріпильного елемента або збільшити піддатливість більш жорсткого. В принципі, є і третій шлях – одночасна зміна режиму роботи обох кріпильних елементів, але тоді вони обидва повинні піддатися конструктивним змінам.

Розглянемо шлях посилення деформаційно-силової характеристики більш піддатливого кріпильного елемента, яка тепер представлена лінією  $4_{II}$ . У термін «жорсткість режиму роботи» ми вкладаємо поняття «збільшення реакції опору кріпильного елемента» за однієї і тієї ж величини його піддатливості, тобто  $P_{4II} > P_{3II}$  (див. рис. 2.5). Тоді загальна деформаційно-силова характеристика кріпильної системи в цілому (лінія  $4_K$ ) також стане більш жорсткою і навантаження  $P_{4K}$ , що формується на неї, визначається точкою  $C$  перетину з лінією 1. Як видно зі схеми  $P_{4K} > P_{3K}$ , отже, шлях посилення режиму роботи більш піддатливого кріпильного елемента не нераціональний, оскільки призводить до зростання навантаженості кріпильної системи.



Шлях збільшення піддатливості більш жорсткого кріпильного елемента представлений лінією  $5_{ж}$ , яка відповідає ідеальному варіанту загальної деформаційно-силової характеристики кріпильної системи (лінія  $5_K$ ), що проходить через точку  $A$  перетину ліній  $1$  і  $2$  і відображає формування мінімально можливого навантаження на кріпильну систему  $P_{5K} = P_A$ .

Таким чином, другий шлях є кращим у напрямі збільшення ступеня узгодженості між собою режимів роботи кріпильних елементів з різними деформаційно-силовими характеристиками. Даний приклад відображає такий висновок: узгодження режимів роботи кріпильних елементів має вестися в напрямі мінімізації навантаження на кріпильну систему в цілому, а питання, наскільки різняться між собою деформаційно-силові характеристики окремих елементів кріплення є вторинним. Зазначимо, що критерій мінімізації навантаження на кріпильну систему є лише однією з умов раціонального вдосконалення режимів роботи через ті чи інші зміни конструкції; міркування із цього приводу будуть викладені пізніше.

Присутнє ще одне важливе питання (однаково актуальне як при безпосередньому, так і опосередкованому впливі кріпильних елементів один на один), що полягає у виборі часу і відстані до очисного вибою, коли найбільш доцільно проводити посилення кріпильної системи додатковими кріпильними елементами; наприклад, рамне кріплення зі спецпрофілю СВП посилюється центральними і бічними стояками різного конструктивного виконання. Причому, це питання має розглядатися під кутом зору ступеня узгодженості деформаційно-силових характеристик вихідної кріпильної системи і засобів її посилення.

Сутність даного завдання представлено на рис. 2.6, де використані ті ж позначення (що і на рис. 2.5) графіків, що відображають деформаційно-силові характеристики масиву, що знеміцнюється, і порід склепіння природної рівноваги (лінії  $1$  і  $2$ ), піддатливих і жорстких кріпильних елементів (лінії  $3_{II}$  і  $3_{ж}$ ) та посиленою кріпильною системою в цілому (лінії  $3_K$ ).

Розглянемо зміну режимів взаємодії кріплення і масиву в динаміці розвитку проявів гірського тиску в міру наближення і відходу очисного вибою. Поза зоною впливу очисних робіт за відносно невеликих переміщень породного контуру штреку ( $u < u_D$ ) вихідна кріпильна система (наприклад, рамне кріплення) цілком справляється з навантаженням від ваги порід всередині склепіння природної рівноваги (лінія  $3_D$  знаходиться вище лінії 2), завдяки піддатливості рами вона «йде» від надмірного гірського тиску, обумовленого збільшенням об'єму масиву, що знеміцнюється (лінія 1).

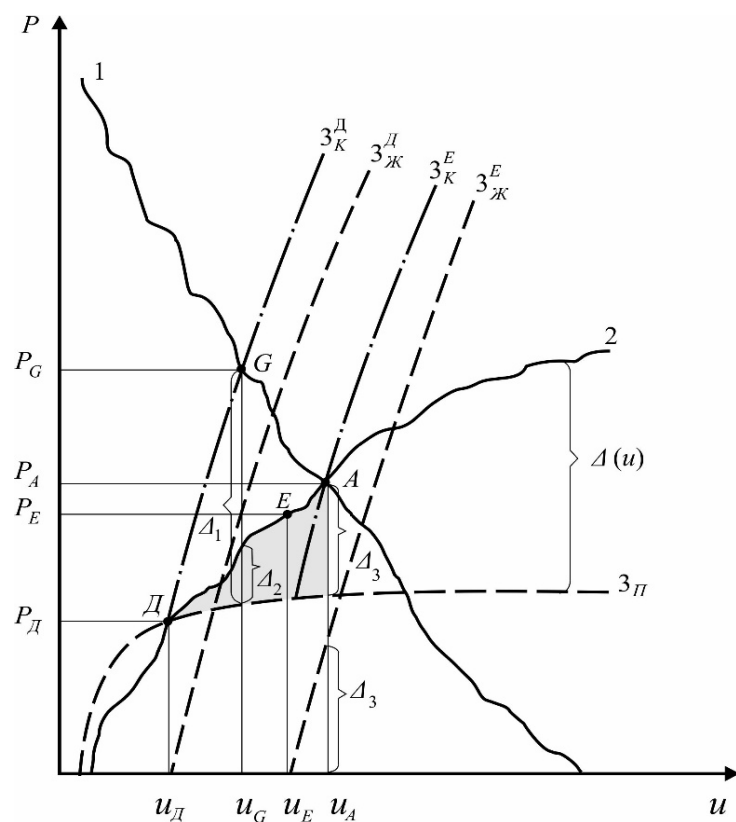


Рисунок 2.6 – Схема до вибору деформаційно-силової характеристики кріплення посилення і моменту її встановлення: 1 і 2 – деформаційно-силові характеристики

масиву, що знеміцнюється, і порід склепіння природної рівноваги;

- - - - деформаційно-силові характеристики жорсткого (стояки кріплення посилення) і піддатливого (рамне кріплення) кріпильних елементів;
- · - · - · деформаційно-силові характеристики кріпильної системи в цілому

У міру наближення лави посилюються прояви гірського тиску у вигляді зростання зміщень породного контуру штреку і навантаження на кріплення. У певний момент часу і на деякій відстані до лави (точка  $D$ ) навантаження на кріплення  $P_D$  порівнюється з величиною її реакції, що відбувається при зміщенні  $u_D$ . Це рівноважний стан має невелику тривалість, так як посування очисного вибою стабільно інтенсифікує прояви гірського тиску. Тому, вихідне рамне кріплення потребує посилення, наприклад, дерев'яними стояками, що дуже поширено на практиці в зоні опорного тиску на деякій відстані попереду лави. Тут актуальним є питання, на якій відстані від лави виконувати посилення рамного кріплення і в загальному випадку розглянуто три варіанти.

У першому варіанті встановлення стояків кріплення посилення (з досить жорсткою деформаційно-силовою характеристикою) проводиться у точці  $D$ , де рамне кріплення вже не може забезпечити належну стійкість штреку. Жорстка деформаційно-силова характеристика дерев'яних стояків (лінія  $3_{жс}^D$ ) за невеликого зростання зміщень порід покрівлі штреку здатна розвинути високу реакцію опору, достатню, щоб лінія  $3_K^D$  деформаційно-силової характеристики кріпильної системи в цілому виявилась вище лінії 2 ваги порід всередині склепіння природної рівноваги і стійкість виробки була забезпечена. З іншого боку, встановлення дерев'яних стояків посилює загальну деформаційно-силову характеристику кріпильної системи з відповідним зростанням на неї навантаження  $P_G$ , що визначається точкою  $G$  перетину лінії 1 і  $3_K^D$ . Таким чином, при прирості зміщень  $u_G - u_D$  необхідний приріст реакції кріпильної системи становить величину  $\Delta_1$ , в той час як цілком достатньо збільшення реакцій всього лише на величину  $\Delta_2$  виходячи з умови підтримання порід у склепінні природної рівноваги; це відбувається через завищення жорсткості деформаційно-силової характеристики дерев'яних стояків кріплення посилення.

Другий варіант посилення рамного кріплення характеризує прагнення до формування мінімально можливого навантаження на кріпильну систему, що

визначається точкою  $A$  перетину ліній 1 і 2. Для виконання цієї умови необхідно, щоб деформаційно-силовою характеристика кріпильної системи (лінія  $3_K^E$ ) пройшла через точку  $A$ , що, в свою чергу, можливо, якщо при величині зміщень  $u_A$  приріст реакції кріпильної системи складе  $\Delta_3$  (див. рис. 2.6). Таким чином, посилення рамного кріплення необхідно проводити завчасно до точки  $A$ , а саме, в точці  $E$  з відповідними параметрами  $P_E$  і  $u_E$  проявами гірського тиску.

Як видно зі схеми, навантаження  $P_A$  значно нижче  $P_G$ , але виникає очевидне запитання, – як забезпечити стійкість виробки в діапазоні переміщень  $u_A - u_D$  (від точки  $D$  до точки  $A$ ), адже на цій ділянці навантаження від ваги порід у склепінні природної рівноваги (лінія 2) стабільно перевищує реакцію кріпильної системи (спочатку лінія  $3_D$  на ділянці  $DE$ , а потім лінія  $3_K^E$  на ділянці  $EA$ ). Дана обставина не дозволяє вважати позитивним рішення про посилення рамного кріплення при досягненні зміщеннями величини  $u_E$ . Тут напрошується наступне оптимальне рішення, яке стосується не тільки вибору моменту посилення рами, а й удосконалення деформаційно-силової характеристики стояків кріплення посилення, яке ми позначили як третій варіант.

Сутність оптимального рішення полягає в тому, щоб:

– по-перше, не допустити перевищення навантаження від ваги порід у склепінні природної рівноваги над реакцією рамного кріплення; для цього посилення рами необхідно здійснювати не пізніше точки  $D$ , тобто при  $u \leq u_D$ ;

– по-друге, додаткова реакція  $\Delta_3$  від стояків кріплення посилення повинна складати різницю між вагою порід у склепінні природної рівноваги (лінія 2) і реакцією рами (лінія  $3_D$ ) у міру розвитку зміщень  $u$  породного контуру штреку (у процесі наближення лави); тоді цю додаткову реакцію можна розглядати у вигляді функції  $\Delta(u)$  або деформаційно-силової характеристики кріплення посилення (на рис. 2.6 показана затемненою областю).

Поєднання двох зазначених умов дозволяє забезпечити стійкість штреку при формуванні на його кріпильну систему мінімально можливого навантаження (у конкретних гірничо-геологічних умовах), а це тотожно мінімізації матеріаломісткості засобів кріплення виїмкових виробок у зоні впливу очисних робіт.

Зазначені дві умови є необхідними, але не завжди достатніми при вирішенні задачі ресурсозбереження за оптимізації параметрів засобів кріплення виїмкових виробок. Справа в тому, що у кріпильній системі, де присутній конструктивний зв'язок окремих кріпильних елементів і, відповідно, безпосередній вплив один на одного їх деформаційно-силових характеристик, спостерігаються суттєві концентрації напружень в районах сполучень елементів, різнорідний за своїми режимами роботи. Наприклад, при аналізі результатів багатоваріантного моделювання неодноразово відзначалася висока концентрація основних компонент напружень у районі контакту верхняка рами з центральними дерев'яними стояками кріплення посилення. Ці концентрації мали місце як в піддатливому верхняку рами, так і в жорсткому дерев'яному стояку, а при моделюванні гідростояків (працюючих у режимі постійного опору) концентрації напружень знизилися багаторазово.

Акцентування уваги на даному питанні обумовлено тим, що підвищені контактні напруження в районах сполучення різнорідних кріпильних елементів знижують їх несучу здатність, так як провокують появу граничного і позамежного стану матеріалів елементів у той час, як на інших ділянках має місце домежового деформування. Таким чином, основний об'єм матеріалів кріпильних елементів залишається недовантаженим, а і їх несуча здатність знижується.

Підвищення рівня рівноміцнення кожного зі сполучних кріпильних елементів нерозривно пов'язане зі ступенем узгодженості їх деформаційно-силових характеристик і в цьому ракурсі дане завдання набуває першочергової важливості. Тут необхідно шукати компроміс між двома тенденціями впливу деформаційно-силової характеристики окремих кріпильних елементів на їх

стан: з одного боку, – зниження концентрацій напружень на небезпечних ділянках конструкції; з іншого, – прагнення до мінімізації навантаження на кріпильну систему в цілому та її окремі елементи.

Підсумовуючи результати виконаних досліджень з формування уявлень про взаємодію вуглевмісного масиву з кріпильною системою виїмкових штреків у зоні впливу очисних робіт, слід відзначити, що розроблені якісні схеми оптимізації їх режимів роботи повинні бути перетворені в комплекс кількісних закономірностей взаємозв'язку геомеханічних факторів і деформаційно-силових характеристик кріпильних елементів, який є базою для створення рекомендацій з удосконалення схем підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються.

## **2.5 Висновки за розділом**

Геомеханічне обґрунтування напрямів оптимізації режимів взаємодії вуглевмісного масиву з кріпильною системою виїмкових виробок у зоні впливу очисних робіт дозволило сформулювати низку висновків.

1. Оцінка принципів оптимізації деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції за суттєвої зміни гірничо-геологічних умов підтримання виїмкових виробок по її довжині (від умовно «сприятливих» до умовно «складних») обґрунтовує висновок про перевагу збільшення піддатливості для зниження навантаження у складних умовах та нівелюванні наслідків погіршення гірничо-геологічної ситуації за фактором навантаження кріпильної системи; але збільшення її піддатливості має чітку межу: вона не повинна перевищувати оптимальної величини балансу деформаційно-силових характеристик масиву, що знеміцнюється, і порід склепіння природної рівноваги для найбільш проблемних ділянок довжини виробки.

2. Вплив текстури масиву на варіацію раціональної деформаційно-силової характеристики кріпильної системи знаходиться в рамках трьох основних тенденцій:

– при заляганні в прилеглий основній покрівлі потужного і відносно міцного (для умов Західного Донбасу) літотипу формується низьке навантаження за невеликої піддатливості, що цілком закономірно: кріпильна система сприймає навантаження тільки від ваги порід безпосередньої покрівлі, а головній частині гірського тиску протидіє потужний і досить міцний шар основної покрівлі; в таких умовах доцільно застосування відносно жорсткої кріпильної конструкції помірної несучої здатності;

– у прилеглий основній покрівлі розміщений відносно міцний літотип середньої потужності – тут величина раціональної реакції і піддатливості кріпильної конструкції повинна бути збільшена, а рішення цього завдання доцільно здійснювати за допомогою комбінованих анкерних систем;

– при переважно тонкошаруватому складі основної покрівлі оптимізація деформаційно-силової характеристики кріпильної системи доставляє найбільші значення раціональної реакції її опору за досить високої піддатливості.

3. Сутність механізму оптимізації для однорідного масиву навколо одиночної виробки і слабкого тонкошаруватого масиву навколо виїмкової виробки в зоні впливу очисних робіт досить схожа в плані закономірностей впливу двох основних тенденцій навантаження кріпильної системи. Тому накопичені уявлення про оптимізацію виробок доцільно використовувати для тих же завдань, але із застосуванням до виїмкових виробок у зоні впливу очисних робіт.

4. Важливе значення має місце розташування літотипу підвищеної стійкості відносно склепіння виробки; в деякому діапазоні варіації геомеханічних факторів збереження цілісності літотипу підвищеної стійкості забезпечує зниження навантаження на кріпильну систему. Використання особливостей текстури порід основної покрівлі для мінімізації навантаження на кріпильну систему має широку перспективу в плані зміцнення порід комбінацією різних типів анкерів.

5. Узгодження режимів роботи кріпильних елементів повинно здійснюватися в напрямі мінімізації навантаження на кріпильну систему в

цілому, а для окремих її елементів найбільш важливе виконання умови рівномірності (сприйняття елементами навантажень, пропорційних їх несучої здатності), що відображає критерій досягнення максимуму опору кріпильної системи в цілому. Підвищення рівня рівномірності кожного зі сполучних кріпильних елементів нерозривно пов'язані зі ступенем узгодженості їх деформаційно-силових характеристик, що замикає коло взаємовпливу і взаємозв'язку основних позицій геомеханічної проблеми, що розглядається.

6. Розроблені якісні схеми оптимізації режимів взаємодії повинні бути перетворені в комплексі кількісних закономірностей взаємозв'язку геомеханічних факторів і деформаційно-силових характеристик кріпильних елементів, які є базою для створення рекомендацій щодо вдосконалення схем підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються.



### **Розділ 3. ВИЗНАЧЕННЯ РАЦІОНАЛЬНИХ РЕЖИМІВ ВЗАЄМОДІЇ КРІПІЛЬНОЇ СИСТЕМИ ТА ПОРІД ПОКРІВЛІ ВИЙМКОВОЇ ВИРОБКИ В ЗОНІ ВПЛИВУ ОЧИСНИХ РОБІТ**

#### **3.1 Алгоритм пошуку раціональних режимів опору кріпильної системи**

У попередньому розділі обґрунтовано основні положення процесу навантаження кріпильних систем виїмкових виробок в зоні впливу очисних робіт та надано схематичні уявлення про взаємовплив деформаційно-силових характеристик порід покрівлі, що опускаються (з порушеннями їх текстури), і кріпильних конструкцій з різними режимами опору. У цьому розділі здійснено перехід від загальної якісної картини такої взаємодії до кількісних оцінок параметрів з кінцевою метою визначення раціональної деформаційно-силової характеристики кріпильної системи в цілому та її основних складових елементів залежно від геомеханічних факторів підтримання виїмкових виробок.

Відповідно до поставленої мети на першому етапі розроблено алгоритм пошуку раціональних режимів взаємодії кріпильної системи зі зміцненими (сталеполімерними і канатними анкерами) породами покрівлі. Алгоритм включає виконання низки досліджень, тісно пов'язаних між собою спільними параметрами процесу взаємодії.

Перша позиція – раціональність режиму роботи кріпильної системи передбачає формування на неї мінімально можливого навантаження у конкретних гірничо-геологічних умовах підтримання виробки. Це можливо при узгодженні деформаційно-силових характеристик порід покрівлі  $q_{1,2}(u)$  і кріпильної системи  $P(u)$  відповідно до основних принципів, відображеними в розділі I. Отже, необхідно кількісно визначити ці функції  $q_{1,2}(u)$  і  $P(u)$ .

Друга позиція – під встановлений раціональний режим роботи кріпильної системи необхідно підбирати відповідні деформаційно-силові характеристики  $P_i(u_i)$  кожного ( $i$ -го) із основних вантажонесучих елементів, що входять до складу даної кріпильної системи. Тут також необхідно керуватися

схематичними уявленнями, викладеними в розділі I. Підбір деформаційно-силових характеристик  $P_i(u_i)$   $i$ -го кріпильного елемента виконується не тільки відповідно до загальної раціональної функції  $P(u)$  всієї кріпильної системи, але і з урахуванням моменту (координат довжини штреку) зведення цього елемента: наприклад, установлення стояків кріпильного посилення.

Третя позиція – оптимізація конструктивних параметрів кріпильних елементів. Мається на увазі, що підбравши раціональний режим роботи кожного кріпильного елемента доцільно (з точки зору мінімізації матеріаломісткості), щоб їх опір розподілявся пропорційно несучої здатності; тобто, виконувалася умова рівномірності кріпильної конструкції у процесі її роботи в раціональному режимі протидії гірському тиску.

Одночасна реалізація усіх перелічених позицій являє собою оптимальний варіант підбору параметрів кріпильної системи, який важко втілити в реальних умовах, але, навіть часткове виконання викладених умов дозволить різко знизити матеріаломісткість кріпильних систем без шкоди для стійкості виїмкових виробок.

У світлі викладених міркувань алгоритм пошуку раціональних параметрів кріпильних систем уявляється в такий спосіб.

По-перше, основою для оптимізації режиму роботи кріпильної системи є деформаційно-силові характеристики масиву, що знеміцнюється  $q_1(u)$ , – лінії 1 і порід склепіння природної рівноваги  $q_2(u)$  – лінії 2 (див. рис.1.4, рис. 2.1 – 2.6). Без їх встановлення у конкретних гірничо-геологічних умовах неможливо визначити як точки  $A$  оптимального поєднання реакції  $P_A$  кріпильної системи і її піддатливості  $u_A$ , так і саму раціональну деформаційно-силову характеристику  $P(u)$  наростання опору кріплення системи від моменту її зведення до усталеного режиму роботи (точки  $A$  на відповідних схемах).

По-друге, необхідно визначити деформаційно-силову характеристику  $P(u)$  застосовуваної кріпильної системи. Це представляє складну задачу розрахунку конструкції в цілому і кожного основного кріпильного елемента з урахуванням

їх силової взаємодії між собою. На основі такого міцнісного розрахунку, варіюючи параметрами кріпильної системи, підбираємо їх таким чином, щоб деформаційно-силовою характеристика  $P(u)$  кріпильної системи в цілому відповідала раціональній функції, визначеній на попередньому етапі.

По-третє, при підборі раціональної деформаційно-силової характеристики  $P(u)$  слід враховувати умову рівномірності, виконання якої буде накладати свої обмеження на діапазон зміни і дискретні значення низки параметрів кріпильної системи.

Перелічені три етапи, що виконуються частково спільно, дуже складні у своїй конкретній реалізації. Для спрощення даної задачі не обійтися без ряду схематичних уявлень, а це, в свою чергу, призведе до відомих погрішностей у розрахунках і підсумкових рекомендаціях.

Вихід з даної непростой ситуації бачимо у використанні комплексу багатоваріантних обчислювальних експериментів, основаних на широко апробованому чисельному методі скінченних елементів. Сутність алгоритму пошуку раціональних параметрів кріпильної системи перетворюється наступним чином.

Принципова відмінність МСЕ від відомих аналітичних методів полягає в тому, що завдяки покриттю скінченно-елементною сіткою практично будь-якого об'єму масиву і введенню тих чи інших умов на границях різних елементів моделі стає можливим:

– побудова будь-якої текстури вуглевмісного масиву з відповідними механічними властивостями і критично важливими порушеннями його суцільності (розшарування літотипів, їх розбиття на блоки в певних областях і т.д.); це дозволяє досить адекватно змодельовати зрушення надвугільної товщі за різних варіантів її текстури, характерної для умов Західного Донбасу;

– реалізувати умову сумісності деформацій приконтурного масиву й елементів кріпильної системи виїмкової виробки, що особливо важливо в зоні впливу очисних робіт; дана обставина дозволяє врахувати взаємовплив НДС приконтурних порід і кріплення, що необхідно при розрахунку деформаційно-

силової характеристики порід склепіння природної рівноваги.

Виділена перевага МСЕ дозволяє не проводити окремого розрахунку трьох груп деформаційно-силових характеристик: масиву, що знеміцнюється, порід склепіння природної рівноваги і кріпильної системи; а потім – дослідити їх взаємодію один з одним. При розрахунку МСЕ вже закладений принцип їх спільного деформування, за яким автоматично оцінюється:

– вплив деформаційно-силової характеристики кріпильної системи  $P(u)$  на деформаційно-силову характеристику масиву, що знеміцнюється;

– вплив  $P(u)$  на деформаційно-силову характеристику порід склепіння природної рівноваги.

Однак залишається основна задача пошуку оптимальної точки  $A$  стабілізації навантаження кріпильної системи і її параметрів  $P_A$  і  $u_A$ , що і здійснюється шляхом перебору варіантів обчислювальних експериментів при варіюванні конструктивних і режимних параметрів кріпильної системи. При переборі варіантів (для кожного з виділених типів текстур надвугільної товщі) оцінюється НДС кріпильної системи за основними її вантажонесучими елементами з урахуванням умови рівномірності.

З іншого боку, незважаючи на зазначені вище переваги МСЕ, слід враховувати дві особливості, що стосуються деформаційно-силових характеристик масиву, що знеміцнюється, і порід склепіння природної рівноваги.

Численні аналітичні дослідження [97] – [108] показують відносно слабкий вплив реакції кріпильної системи на обмеження переміщень породного контуру штрека (лінії 1 на рис. 2.3 – 2.6). Огляд цих робіт, наприклад, у монографії [128] показують рівень впливу до 3 – 15% за різних поєднань геомеханічних факторів і величини відсічі кріплення. Приблизно рівноцінний ступінь впливу простежується і в дослідженнях НДС геомеханічних систем за допомогою МСЕ [114] – [117], [124] – [129]. Таким чином, деформаційно-силова характеристика  $q_1(u)$  масиву, що знеміцнюється, схильна до обмеженого впливу деформаційно-

силової характеристики  $P(u)$  кріпильної системи, а особливістю є те, що реакція вельми чутлива до величини піддатливості кріпильної системи і за її відносно невеликої варіації величина  $P$  може змінюватися до декількох раз; цей факт досить докладно описаний на розроблених раніше схемах (див. рис. 1.4, рис. 2.1 – 2.6). Отже, при відносно невеликому перетворенні НДС масиву, що знеміцнюється, зі зміною реакції кріпильної системи спостерігається досить суттєве перетворення НДС останньої (при варіюванні величини піддатливості), що дає ефективний інструмент для оптимізації кріпильної системи і її деформаційно-силової характеристики.

Друга особливість відноситься до деформаційно-силової характеристики  $q_2(u)$  порід склепіння природної рівноваги (лінії 2 на схемах рис. 1.4, рис. 2.1 – 2.6). Тут досвід вирішення пружно-пластичних задач за допомогою МСЕ також показує обмежений вплив реакції кріпильної системи на зміну НДС прилеглого породного масиву в зонах, де прогнозується формування склепіння природної рівноваги [114] – [117], [125], [127] – [129]. На нашу думку, це зумовлено застосуванням в обчислювальному експерименті моделі зв'язаного середовища, яка недостатньо адекватно описує стан знеміцнюючих і розпушуючих порід всередині склепіння, які втрачають стійкість і створюють своєю вагою навантаження на кріпильну систему. Поведінку цього об'єму порід доцільно моделювати за повною діаграмою їх деформування, що включає позамежні стадії стану [99], [107], [108], [126]. Ця модель поведінки гірської породи надзвичайно складна, але вона була успішно вирішена для одиночної виробки [126], де переконливо показано, що на стадії так званого «руїнного» руйнування розвиваються високі переміщення породного контуру виробки, які вельми чутливі до величини реакції кріпильної системи. Недарма лінії 2, що описують деформаційно-силову характеристику порід склепіння природної рівноваги, нахилені (на розроблених схемах) під набагато меншим кутом; тобто, при зміні піддатливості кріпильної системи величина навантаження на неї (від ваги порід у склепінні) змінюється менш інтенсивно, ніж для лінії 1 (деформаційно-силова характеристика масиву, що знеміцнюється). Сутність

цього впливу реакції кріпильної системи розкрито в роботі [108], де доведено можливість виведення з нестійкого стану знеміцнюючої породи так званими «малими впливами», співмірні з величиною реакції кріпильної системи.

Через надзвичайну складність виконання обчислювального експерименту з використанням повної діаграми деформування гірської породи (до того ж необхідно відображати неоднорідність порушеної текстури масиву і комбінацію кріпильних елементів у системі підтримання виробки) запропонований такий компроміс: деформаційно-силову характеристику порід склепіння природної рівноваги рекомендується визначати по експериментально-аналітичній методиці, викладеній у нормативних документах [119], [120]. Вона досить об'єктивно відображає функцію  $q_2(u)$  зв'язку величини навантаження на кріпильну систему залежно від переміщень породного контура штреку, ідентичних піддатливості кріплення.

Підсумовуючи методичні аспекти, алгоритм пошуку раціональних параметрів кріпильної системи включає наступні позиції:

– взаємодія деформаційно-силових характеристик породного масиву, що знеміцнюється, і кріпильної системи досліджується за допомогою МСЕ в пружно-пластичній постановці;

– пошук оптимального рівноважного стану здійснюється на основі спільного розгляду деформаційно-силової характеристики  $q_1(u)$  масиву, що знеміцнюється, визначеною МСЕ, і деформаційно-силової характеристики порід склепіння природної рівноваги  $q_2(u)$ , визначеною за нормативною методикою [119], [120];

– оптимізація деформаційно-силової характеристики кріпильної системи виконується на основі розрахунків МСЕ з урахуванням функції  $q_2(u)$ ;

Оптимізація параметрів елементів кріпильної системи з урахуванням умови їх рівномірності виконується на основі вивчення їх НДС з використанням МСЕ.

### 3.2 Методика мінімізації навантаження на кріплення

Відповідно до вищевикладеного алгоритму пошуку раціональних режимів роботи кріпильної системи конкретизовано визначення критично важливої точки  $A$  (див. рис. 1.10, рис. 1.17 – 1.22), що характеризує вибір такої величини піддатливості  $u_A$  кріплення, за якої навантаження на неї  $P_A$  знизиться до мінімально можливого значення в даних гірничо-геологічних умовах підтримання виїмкової виробки. Для вирішення такого завдання розроблена методика мінімізації навантаження на кріпильну систему, сутність якої полягає в наступному.

Раніше доведено, що критерієм мінімізації навантаження є досягнення умови рівності навантажень за фактором зрушення прилеглого масиву, що знеміцнюється  $q_1$ , і за фактором утворення склепіння природної рівноваги  $q_2$ . Для цього необхідно розрахувати залежності 1 і 2 (див. рис. 1.4, рис. 2.1 – 2.6) у кожному конкретному випадку підтримання виїмкової виробки. Викладено послідовно порядок визначення зазначених залежностей.

Перша – деформаційно-силова характеристика масиву, що знеміцнюється, визначається шляхом багатоваріантних розрахунків НДС (МСЕ) геомеханічної системи «масив – кріплення» наступним чином. За незмінних вихідних даних (текстура й властивості вуглевмісної товщі, параметри кріпильної системи) варіації підлягає тільки величина піддатливості  $u$  рамного кріплення. Інтервал зміни піддатливості вибраний з урахуванням того, що виїмкова виробка знаходиться у зоні впливу очисних робіт, а виміри переміщень породного контуру штреку [110], [115] – [117], [129], [144] – [147] показує їх максимальні значення в період після проходження очисного вибою на межі ділянки стабілізації гірського тиску, розташованої, як правило, на відстані 40 – 60 м за лавою для умов Західного Донбасу. Проаналізувавши результати численних шахтних досліджень і власних вимірів зміщень породного контуру виїмкової виробки, було обґрунтовано інтервал зміни піддатливості кріплення від 300 мм у найбільш сприятливих гірничо-геологічних умовах підтримання штреків. У

цьому інтервалі фіксується не менше п'яти дискретних значень зміщень  $u$  породного контуру виробки, для яких визначається величина навантаження  $q_1$  на кріплення. У підсумку, за сукупністю точок з координатами  $(q_1)_j$  і  $u_j$  будується графік деформаційно-силової характеристики  $q_1(u)$  породного масиву, що знеміцнюється.

Нагадаємо, що гірничо-геологічні та гірничотехнічні умови підтримання виїмкової виробки зафіксовані, тому переміщення її породного контуру будуть постійними та єдиними значеннями в конкретному обчислювальному експерименті. Тоді виникає питання, яким чином змінювати піддатливість рами й кріпильної системи в цілому? Аналізуючи наявні технологічні прийоми побудови геомеханічних моделей і проведення обчислювального експерименту (зміна деформаційних характеристик замків піддатливості рами, кріпильних матеріалів, режимних параметрів кріпильних елементів та ін.), зроблено вибір на користь наступного технологічного прийому. По контуру штреку в покрівлі і боках розміщується шар зі змінними деформаційними характеристиками матеріалу, за допомогою якого буде змінюватися піддатливість кріпильної системи в цілому:

- відправною точкою є піддатливість кріпильної системи без яких-небудь змін її конструктивних і режимних параметрів; при цьому штучний шар по контуру виробки наділяється властивостями літотипів, що залягають тут, і його «втручання» у піддатливість кріпильної системи зводиться до нуля;

- для зниження піддатливості кріпильної системи жорсткість штучного шару підвищується за рахунок збільшення його деформаційних характеристик;

- для збільшення піддатливості кріпильної системи деформаційні характеристики штучного шару знижуються і загальна «віртуальна» піддатливість, яка привласнюється кріпильним елементам, буде складатися з істинної піддатливості плюс величина стиску шару, що легко деформується.

В аналізованому інтервалі зміни прогнозованих зміщень породного контуру виїмкових виробок за лавою технологія зниження піддатливості кріпильної системи навряд чи буде використана через активний вплив очисних



робіт. У той же час, у складних гірничо-геологічних умовах опускання порід покрівлі визначаються верхньою межею досліджуваного інтервалу в 1100 мм; за вирахуванням конструктивної піддатливості рами в 300 мм необхідно збільшити піддатливість кріпильної системи на 800 мм. Для цього в геомеханічну модель введено штучний шар потужністю 1,0 м, який за досить низьких деформаційних властивостей матеріалу здатний «поглинути» при стиску переміщення у 800 мм.

Таким чином, змінюючи деформаційні характеристики штучного шару від значень, що відповідають приконтурним породам, до мінімальних значень (відповідних стиску на 800 мм) реалізується можливість моделювання різної піддатливості однієї і тієї ж кріпильної системи в конкретних гірничо-геологічних умовах.

Згідно зі змінною величиною піддатливості кріпильної системи для кожного її значення необхідно визначити величину навантаження  $q_1$ . У двопараметричній постановці [105], [111], [13] навантаження  $q_1$  позиціонується як сума вертикальних напружень  $\sigma_y$ , розподілених по контуру виробки одиничної довжини. Ця задача визначення епюри  $\sigma_y$  по контуру штрека легко виконується після виконання обчислювального експерименту при зафіксованій величині піддатливості кріпильної системи. У підсумку, отримуємо другу координату  $q_1$  для визначення на площині (в параметрах  $q_1, u$ )  $j$ -ої точки ( $q_1$ ),  $u_j$  для подальшої побудови лінії 1, що відображає деформаційно-силову характеристику  $q_1(u)$  масиву, що знеміцнюється.

Для підвищення адекватності розрахунків НДС геомеханічної моделі вони виконані в пружно-пластичній постановці із залученням білінійної діаграми деформування як гірських порід, так і кріпильних матеріалів. Це дозволяє врахувати наступ граничного стану в довільних областях моделі, що супроводжується пластичним перебігом сталевих кріпильних елементів і квазіпластичною деформацією гірських порід за умови постійності їх об'єму. Геомеханічну модель наведено на рис. 3.1. Дана обставина збільшує зміщення

породного контуру моделі та обмежує ступінь «втручання» у процес зрушення штучного шару, що легко деформується.

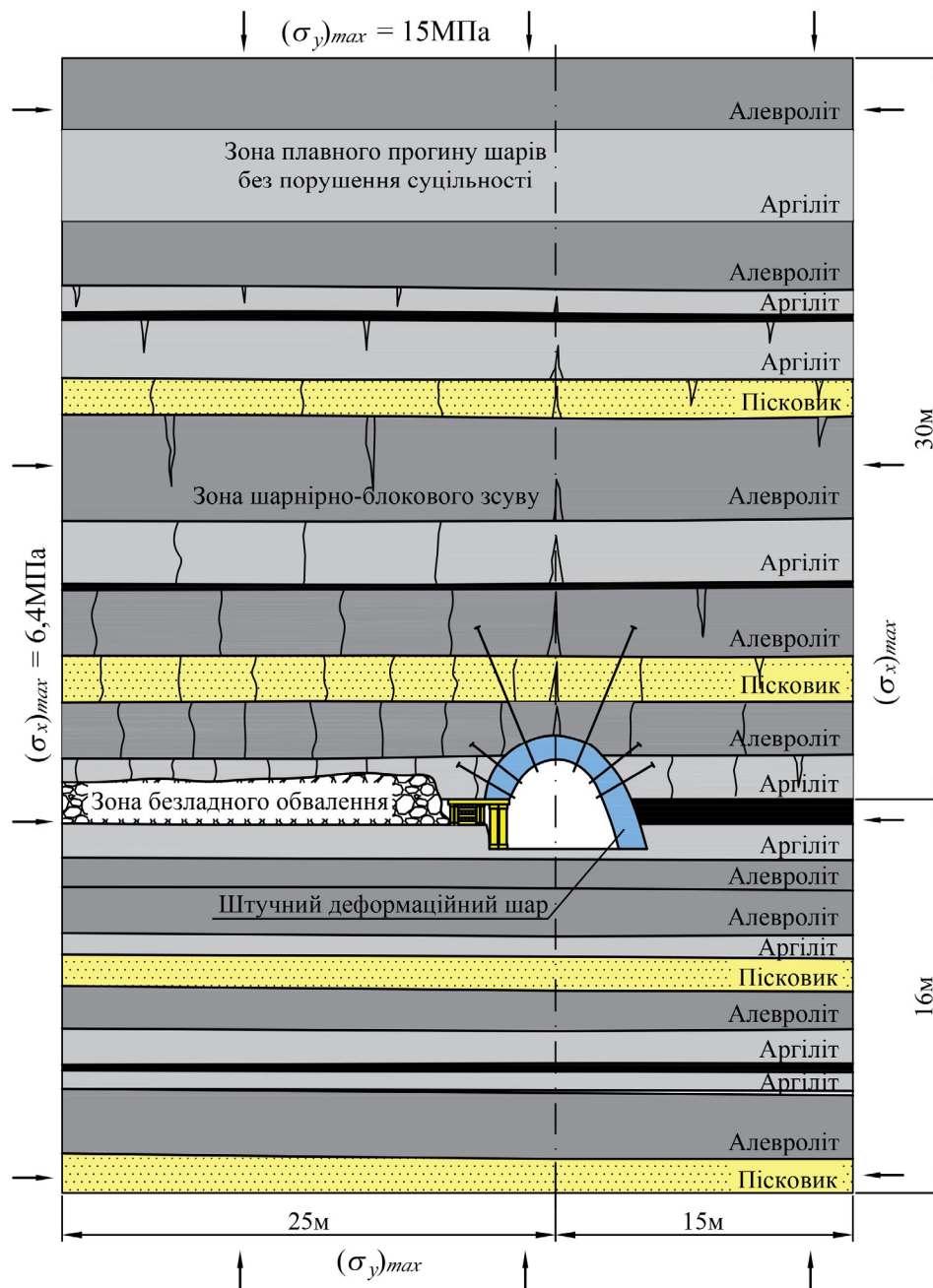


Рисунок 3.1 – Модель для розрахунку деформаційно-силової характеристики масиву, що знеміцнюється

У викладеній послідовності визначається деформаційно-силова характеристика  $q_1(u)$  за конкретних гірничо-геологічних і гірничотехнічних умов підтримання виїмкової виробки. Нагадаємо, що в попередніх розділах

нами обґрунтовано такі суттєво впливні геомеханічні фактори: глибина розміщення виробки  $H$ ; розрахунковий опір порід покрівлі  $R^K$  і підшви  $R^P$  вугільного пласта, які в інтегральному вигляді оцінюють міцнісні властивості вуглевмісної товщі і згідно з нормативному документу [119] є найбільш їх об'єктивним показником у зоні впливу очисних робіт; текстура прилеглого масиву (не менше 20 м по висоті покрівлі й глибині підшви пласта) з урахуванням дії послаблюючих факторів обводненості, тріщинуватості й реології; ступінь ущільнення (жорсткості) завалених порід у виробленому просторі.

Останній фактор в умовах Західного Донбасу формується обмеженою кількістю літотипів (пісковик, алевроліт, аргіліт, вугілля) порід безпосередньої і основної покрівлі, які, як правило, постійно присутні в досить потужному утворенні, що складається із зон безладного обвалення і шарнірно-блокового зрушення. Також слід взяти до уваги, що за сумарної потужності згаданих зон не менше 12 – 15 вийманих потужностей пласта їх представляють породи з різними механічними характеристиками. Ця обставина деякою мірою усереднює деформаційні властивості завалених порід, що дозволяє вважати їх достатньо постійними і виключити з числа варійованих факторів.

Наступний геомеханічний фактор – текстура прилеглої вуглевмісної товщі з притаманними їй площинами послаблення, тріщинуватістю і водоносними літотипами. Тут, незважаючи на відому схожість даного фактора в межах усього регіону Західного Донбасу, дослідженнями [129] виділено три групи умов за ступенем складності підтримання виїмкових виробок для їх повторного використання. У даних дослідженнях запропоноване групування гірничо-геологічних умов взято до уваги при формуванні трьох серій багатоваріантних обчислювальних експериментів, кожна з яких відображає свою узагальнену текстуру прилеглої вуглевмісної товщі.

Залишаються два, досить тісно пов'язаних між собою фактори – глибина розробки  $H$  та інтегральні характеристики  $R^K$  і  $R^P$  прилеглої вуглевмісної товщі, які, згідно з нормативним документом [119] об'єднані середнім

показником  $R = 0,5(R^K + R^H)$ . Тенденції впливу геомеханічних параметрів  $H$  і  $R$  протилежні і в гірничотехнічній літературі їх нерідко пов'язують в один показник  $H/R$ , який не тільки відповідає численним дослідженням в області розвитку геомеханічних процесів навколо гірничих виробок, а й знижує на одну одиницю кількість врахованих гірничо-геологічних факторів. Результати аналізу НДС кріпильних систем (наведених раніше) підтверджують протилежність закономірностей впливу параметрів  $H$  і  $R$  на стан кріпильних елементів. Тому зазначені геомеханічні параметри об'єднані в один  $H/R$ , який у подальшому використаний для вирішення поставлених завдань.

На користь такого підходу є ще один аргумент – пружно-пластична постановка задачі, за якої виконується покроковий алгоритм обчислень з плавним зростанням величини гідростатичного тиску на модель, еквівалентного збільшення глибини  $H$  розміщення виробки. Оскільки параметр  $H$  входить у показник  $H/R$ , то з'являється можливість його плавної зміни в рамках одного обчислювального експерименту.

Таким чином, у методичному плані здійснюється наступна послідовність дій:

- моделюється конкретна текстура з механічними характеристиками вуглевмісного масиву при фіксованих параметрах кріпильної системи виїмкової виробки;

- діапазон зміни глибини  $H$  розробки в Західному Донбасі від 200 м до 600 м повністю охоплює реальні умови ведення гірничих робіт [115] – [117], [124], [127] – [129], [146], [147] і прийнятий при виконанні справжніх досліджень;

- за методикою [39] обчислюється середній розрахунковий опір стиску  $R$  прилеглої вуглевмісної товщі;

- приймається кілька значень (зазвичай не менше п'яти) показника  $H/R$  у досліджуваному діапазоні варіації  $200 \text{ м} \leq H \leq 600 \text{ м}$ ;

- для кожного зафіксованого значення  $H/R$  проводиться кілька (не менше п'яти) розрахунків НДС за різної піддатливості  $u$  кріпильної системи і

будується сім'я ліній 1, що відображають деформаційно-силову характеристику  $q_1(u)$  масиву, що знеміцнюється.

У підсумку, для конкретного варіанту текстури вуглевмісного масиву і кріпильної системи виїмкової виробки отримано набір графіків за різних значень показника  $H/R$ , що суттєво скорочує обчислювальні і тимчасові ресурси, необхідні для отримання закономірностей зв'язку функції  $q_1(u)$  з показником  $H/R$ .

Інший, суттєво впливний геомеханічний фактор – це текстура прилеглого вуглевмісного масиву, хоча і відрізняється достатньою різноманітністю в умовах шахтопластів Західного Донбасу, які відпрацьовуються, але цю варіацію текстури можна систематизувати й згрупувати в деякі усереднені типи, згідно з дослідженнями [129], [146], [147]. Так, у роботі [129] запропоновано «поділ гірничо-геологічних умов за ступенем складності повторного використання виїмкових виробок». Враховуючи, що зазначена робота найбільш близька до виконуваних досліджень з оптимізації режимів взаємодії кріпильної системи виробок, що повторно використовуються, з прилеглим масивом, прийнято цілком обґрунтоване рішення щодо використання принципу групування гірничо-геологічних умов Західного Донбасу [129] в частині усереднених текстур прилеглої вуглевмісної товщі:

– група I – найбільш несприятливі умови підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються, – характеризується «... переважно тонкошаруватою текстурою слабких порід ( $f < 1,5$ ); шари аргілітів та алевролітів потужністю більше 1,0 м із середньою відстанню між поверхнями послаблення до 1,0 м; шари аргілітів та алевролітів ( $f = 1,5 - 2,5$ ) середньої потужності, періодично розділені обводненими вугільними пропластками потужністю 0,1 – 0,3 м»;

– група II – умови середньої інтенсивності проявів гірського тиску – характеризується «... тонко- і середньшаруватою текстурою необводнених порід з коефіцієнтом міцності аргілітів та алевролітів  $f = 1,5 - 2,5$ ; середньо- і

крупношарувата текстура обводнених порід ( $f > 1,5$ ) при заляганні пісковика потужністю до 3,0 м»;

– група III – сприятливі умови для повторного використання виїмкових виробок – характеризується «... середньо- і крупношаруватою текстурою обводнених порід ( $f > 2,5$ ) при заляганні пісковика потужністю більше 3,0 м; середньо- і крупношарувата текстура необводнених порід ( $f > 2,5$ )».

За вказаними трьома групами текстур прилеглого масиву проводиться окрема серія обчислювальних експериментів і в результаті отримуємо три сім'ї графіків, що відображають деформаційно-силову характеристику  $q_1(u)$  масиву, що знеміцнюється.

Викладена методика дозволяє відстежити вплив геомеханічних факторів на зміну функції  $q_1(u)$ . Залишається такий гірничотехнічний фактор як кріпильна система виїмкової виробки та її параметри. Аналіз схем кріплення і підтримання виїмкових виробок, які повторно використовуються, і застосовуються на шахтах Західного Донбасу, вказує на їх достатню різноманітність [115] – [117], [129] і відстежувати вплив кожної із застосовуваних схем немає технічної можливості. Але, в цьому немає потреби з таких причин:

– по-перше, раніше було відзначено, що вплив реакції  $P$  кріпильної системи на обмеження величини зсувів  $u$  породного контуру виробки невеликий і зазвичай становить кілька відсотків для найбільш широко застосовуваних схем кріплення;

– по-друге, в роботі [129] рекомендується досить обмежена низка типових схем підтримання виїмкових штреків для умов Західного Донбасу, серед яких вибрано кріпильну систему для групи II середньої інтенсивності проявів гірського тиску; цей вибір зроблено навмисно, щоб розширити діапазон оптимізації деформаційно-силової характеристики  $P(u)$  кріпильної системи як в сторону її посилення, так і в сторону збільшення піддатливості;

– по-третє, для збереження «чистоти» проведення обчислювальних експериментів їх усі серії повинні виконуватися за однієї і тієї ж кріпильної системи.

Таким чином, розроблено алгоритм визначення деформаційно-силової характеристики  $q_1(u)$  масиву, що знеміцнюється, залежно від основних впливних геомеханічних факторів.

Друга складова оптимізаційної схеми – деформаційно-силова характеристика  $q_2(u)$  порід склепіння природної рівноваги, методика розрахунку якої викладена нижче. При обґрунтуванні алгоритму пошуку раціональних режимів опору кріпильної системи доведено доцільність використання нормативної методики [119], яка дозволяє безпосередньо зв'язати навантаження  $q_2$  (від ваги порід склепіння природної рівноваги) і переміщення  $u$  породного контуру штреку функціональною залежністю  $q_2(u)$ . Для визначення функції  $q_2(u)$  використано відомі співвідношення методики [119] з деякими перетвореннями і спрощеннями, пов'язаними з конкретизацією регіону (Західний Донбас), схем кріплення та охорони виїмкової виробки з найбільш актуальною ділянкою – зоною стабілізації гірського тиску за лавою. Також використана низка розрахункових положень, викладених у роботі [129].

При виконанні математичних перетворень встановлена лінійна функція деформаційно-силової характеристики  $q_2(u)$  порід склепіння природної рівноваги

$$q_2(u) = K_o B \gamma \frac{(1 - \alpha_1)^2}{0,15 + 0,03\alpha_2 - 0,18\alpha_1} u, \quad (3.1)$$

де  $K_o$  – коефіцієнт динамічності, що враховує можливі умовно-миттєві зрушення масиву навколо виїмкової виробки; визначається відповідно до рекомендацій [119];  $B$  – ширина виробки в проходці;  $\gamma$  – середньозважена об'ємна вага порід у склепінні природної рівноваги;  $\alpha_1$  і  $\alpha_2$  – параметри, що встановлюють співвідношення між опусканнями покрівлі виробки на ділянках: поза зоною впливу очисних робіт; у зоні фронтального опорного тиску лави, що

наближається; позаду очисного вибою в зоні стабілізації проявів гірського тиску.

Параметри  $\alpha_1$  і  $\alpha_2$  отримані на основі розрахункових виразів [119] шляхом їх перетворення під вирішувану задачу визначення функції  $q_2(u)$ :

$$\alpha_1 = \frac{1,5R_1^{\text{II}}(R_3^K + R_3^{\text{II}})}{(3,0 + 2m)R_3^{\text{II}}(R_1^K + R_1^{\text{II}})}; \quad (3.2)$$

$$\alpha_2 = \frac{3,9R_2^{\text{II}}(R_3^K + R_3^{\text{II}})}{(3,9 + 2m)R_3^{\text{II}}(R_2^K + R_2^{\text{II}})}, \quad (3.3)$$

де  $m$  – виїмкова потужність вугільного пласта;  $R_{1,2,3}^{K,II}$  – розрахункові значення опору стиску порід покрівлі і підшви вугільного пласта на відповідних ділянках: 1 – поза зоною впливу очисних робіт; 2 – в зоні фронтального опорного тиску; 3 – позаду лави; визначається за методикою [119] з доповненнями з роботи [129].

При визначенні деформаційно-силової характеристики  $q_2(u)$  порід склепіння природної рівноваги прийнято нами за основу методичні положення нормативного геомеханічного явища, як обмеження розмірів склепіння за рахунок реакції кріпильної системи [101] – [103]. Теоретичну сутність цього явища обґрунтовано в роботі [108], де доведено, що так званими «малими впливами» (рівень реакції кріплення, порівняно з діючими напруженнями) можливе відновлення породних об'ємів з нестійкого стану в стійкий; тоді ці об'єми виключаються із процесу формування навантаження на кріпильну систему виїмкової виробки.

У практичному плані для визначення ступеню обмеження навантаження і зміщень породного контуру використана методика й результати досліджень [105], [113] з оптимізації режимів взаємодії кріплення гірничих виробок з породним масивом. Було проведено комплекс розрахунків за існуючими методиками та отримано масив даних, який зведено в табл. 3.1.



Таблиця 3.1 – Значення коефіцієнта  $K_p$  впливу реакції кріпильної системи, %

Середньозважений опір стиску порід склепіння $R_{ce}$ , МПа	Реакція кріпильної системи $P$ , кПа					
	50	100	150	200	250	300
5	4,2	9,6	15,6	22,1	28,8	35,9
10	3,0	6,8	11,1	15,6	20,4	25,4
15	2,5	5,6	9,1	12,9	16,8	20,9
20	2,1	4,8	7,8	11,0	14,4	18,0
30	1,7	3,9	6,4	9,0	11,7	14,6
40	1,5	3,4	5,5	7,8	10,2	12,7

При побудові табл. 3.1 враховано, що на величину обмеження зміщень і навантаження, представлену у відносному вигляді коефіцієнтом  $K_p$ , впливає не тільки реакція  $P$  кріпильної системи, а й середньозважений опір стиску  $R_{ce}$  порід (у непорушеному стані), в яких розташовується склепіння природної рівноваги. Закономірність цього процесу така, що зі зниженням  $R_{ce}$  ступінь впливу реакції кріплення збільшується. Даний результат не суперечить канонам механіки гірських порід, так як для слабкої породи потрібні менші зусилля стиску (мінімальні головні напруження), щоб вивести її з граничного стану.

З урахуванням впливу кріпильної реакції системи  $P$  вираз для розрахунку деформаційно-силової характеристики порід склепіння природної рівноваги перетвориться таким чином:

$$q_2(u) = K_d B \gamma \frac{(1 - \alpha_1)^2 \left(1 - \frac{K_p}{100}\right)}{0,15 + 0,03\alpha_2 - 0,18\alpha_1} u, \quad (3.4)$$

де  $K_p$  – коефіцієнт впливу реакції кріпильної системи на обмеження опускання порід покрівлі виїмкової виробки, %; визначається за табл. 3.1.

У результаті розроблено методику визначення деформаційно-силової характеристики масиву, що знеміцнюється  $q_1(u)$ , і порід склепіння природної рівноваги  $q_2(u)$ . Вони є ключовими позиціями при оптимізації режимів роботи кріпильної системи виїмкових виробок. Пошук оптимальної точки  $A$

деформаційно-силової характеристики кріплення здійснюється шляхом побудови двох графіків, що відображають функції  $q_1(u)$  і  $q_2(u)$ , і знаходження точки їх перетину. Координати  $P_A$  і  $u_A$  точки  $A$  перетину двох залежностей являють собою одиничний розрахунок за конкретного значення показника  $H/R$  при будові прилеглого вуглевмісного масиву, який відповідає одній із його типових текстур. Для встановлення закономірностей зв'язку оптимальних значень  $P_A$  і  $u_A$  з геомеханічними факторами підтримання виїмкових виробок на шахтах Західного Донбасу здійснюється комплекс розрахунків для усіх трьох груп текстур прилеглого вуглевмісного масиву при варіації показника  $H/R$ ; отримані дані обробляються методами кореляційно-дисперсійного аналізу і кінцевим результатом є функції  $P_A(H/R)$ ,  $u_A(H/R)$  для трьох узагальнених текстур надвугільної товщі Західного району Донбасу.

Розроблена методика отримання закономірностей  $P_A(H/R)$  і  $u_A(H/R)$  дозволяє визначити умови формування мінімального навантаження на кріплення, під які проводиться оптимізація деформаційно-силової характеристики кріпильної системи.

### 3.3 Тестування методики розрахунку

При розробці будь-якої нової методики розрахунку параметрів взаємодії кріпильної системи виробки з вміщуючим її гірським масивом, а тим більше при обґрунтуванні оптимізаційних рішень цієї взаємодії, обов'язковим етапом є тестування запропонованої методики на адекватність і достовірність її рекомендацій у плані не суперечності існуючим уявленням, аналітичним дослідженням та накопиченому досвіду шахтних спостережень. Тому виконано комплекс тестових розрахунків, умовно поділених на два етапи:

– перший етап оцінює адекватність нового прийому в технології проведення обчислювального експерименту з розрахунку деформаційно-силової характеристики гірського масиву, що знеміцнюється навколо підземної виробки;

– другий етап покликаний проаналізувати ступінь достовірності результатів розрахунку за методикою оптимізації в цілому по відношенню до існуючих методичних розробок, покладених в основу відповідних нормативних документів.

### **3.3.1 Аналіз адекватності методики визначення деформаційно-силової характеристики масиву, що знеміцнюється**

Нагадаємо, що новий прийом у технології проведення обчислювального експерименту передбачає імітацію різної величини зміщень приконтурних порід шляхом введення у безпосередню покрівлю породного шару, що легко деформується, з регульованими деформаційними властивостями. Причини такого рішення обґрунтовані раніше, а їхня сутність полягає у можливості отримання зв'язку  $q_1(u)$  навантаження  $q_1$  на кріпильну систему від породного масиву, що знеміцнюється, залежно від величини «дозволених» переміщень  $U$  контуру виробки в широкому діапазоні їх зміни  $U = 300 - 1100$  мм. Досягнути на геомеханічних моделях такої величини переміщень контуру виробки можна і без введення «віртуального» породного шару, наприклад, за рахунок використання фізичної моделі так званої «повної» діаграми деформування гірських порід і кріпильних матеріалів. Однак тут виникають труднощі як методичного порядку, так і технічних можливостей проведення обчислювального експерименту.

Методичні складності полягають у наступному. Функція  $q_1(u)$  визначається для фіксованого значення геомеханічного показника  $H/R$  і типу узагальненої текстури вуглевмісного масиву. Останню можна змоделювати незмінною, а зафіксувати стабільне значення  $H/R$  під час багатоваріантного обчислювального експерименту вдається далеко не завжди. Справа в тому, що нам необхідно побудувати функцію  $q_1(u)$  у широкому діапазоні зміни піддатливості кріпильної конструкції  $U = 300 - 1100$  мм, і сама величина  $U$  визначається після виконання конкретного розрахунку НДС геомеханічної системи. Тут при заданих механічних характеристиках усіх складових елементів необхідно знаходити таке значення глибини  $H$  (в усьому інтервалі

його приросту у процесі покрокових обчислень), яке б відповідало зафіксованій величині показника  $H/R$ . Це, крім великої трудомісткості виконуваної операції, який завжди вдається: найчастіше то глибина  $H$ , то величина зміщень  $U$  виходять за межі досліджуваних інтервалів їх зміни. Отже, необхідно варіювати значенням  $R$ , а це означає виконувати додаткові обчислювальні експерименти і все для того, щоб отримати одну точку шуканої функції  $q_1(u)$ .

Є ще одна методична складність – невизначеність кінцевого результату обчислення зміщень  $U$  при фіксованому  $R$ , адже використання повної діаграми деформування матеріалів геомеханічної системи передбачає набір відповідних механічних характеристик (наприклад, для гірської породи – модулі деформації та спаду, межа міцності на стиск, залишкова міцність на стадії розпушення), варіюючи якими при фіксованому  $R$  можна отримати різну величину зміщення  $U$  контуру виробки [124], [128].

Проблеми технічного порядку проведення обчислювального експерименту з використанням фізичної моделі «повної діаграми деформування» гірських порід і кріпильних матеріалів досить відомі. Крім великої кількості вхідних механічних характеристик найчастіше відбуваються «відмови» обчислювального процесу внаслідок неадекватного переходу прирощень у критичних точках (граничний стан, межі стадій знеміцнення і розпушення), а через простий недостатності обчислювального ресурсу. Дана ситуація нерідко виникає при розрахунку відносно простих геомеханічних моделей, до яких ніяк не можна віднести досліджувану геомеханічну систему: шаруватий масив з порушеннями його текстури, зони безладного обвалення та шарнірно-блокового зрушення у виробленому просторі, рамне кріплення з комбінованою анкерною системою, багатоелементна охорона конструкція. Тому сукупність викладених причин зумовила нашу відмову від використання фізичної моделі «повної діаграми деформування» матеріалів елементів геомеханічної системи із заміною на пружно-пластичну фізичну модель при «білінійній» діаграмі деформування матеріалів, де застосовується імітатор додаткової піддатливості у вигляді породного шару, що легко деформується, безпосередньої покрівлі.

Але такий прийом проведення обчислювального експерименту потребує перевірки на адекватність і достовірність одержуваних результатів, що й було реалізовано у межах наступного методичного обґрунтування. Його сутність полягає в тому, щоб на відносно простих геомеханічних моделях порівняти епюри переміщень  $U_{xy}$  масиву (на площині  $XU$  та зміщень  $U$  контуру виробки при використанні двох вищевказаних фізичних моделей. Відносна простота геомеханічної системи обумовлена прагненням отримати надійний результат обчислень при використанні фізичної моделі повної діаграми деформування матеріалів складових елементів. Результати розрахунків у якісному та кількісному плані порівнюються з визначенням НДС тієї ж самої геомеханічної системи, але з використанням фізичної моделі пружно-пластичного деформування матеріалів за наявності імітатора додаткової піддатливості.

В рамках реалізації даного алгоритму було вибрано модель одиночної виробки, закріпленої тільки рамним кріпленням серії КМП-А3 і розміщеної у вуглевмісному масиві слабких порід. Така модель (з метою об'єктивності порівняння) була вивчена у роботі [124] і за своїми параметрами цілком підходить для функції порівняльної бази. На користь її вибору зазначено дві причини: по-перше, у наданій публікації використовувалась фізична модель повної діаграми деформування матеріалів; по-друге, наведено відомості про широкий діапазон досліджень стану такої геомеханічної системи від переважно пружного ( $H = 200$  м) до переважно граничного та позамежного ( $H = 600$  м). Епюри повних переміщень  $U_{xy}$  наведено на рис. 3.2 і показують кардинальні відмінності зміщень (у прилеглому масиві та контуру виробки) за різної глибини її розміщення. Так при  $H = 200$  м переміщення у районі склепіння виробки становлять лише  $U_{xy} = 35 - 38$  мм, а при  $H = 600$  м ці зміщення зросли до 2000 мм і більше з максимальним значенням  $U_{xy} = 2469$  мм. Як бачимо, урахування повної діаграми деформування гірських порід і кріпильних матеріалів дає досить реальні цифри проявів гірського тиску та втрати експлуатаційного стану пластової виробки за великої глибини її розміщення та

малої міцності прилеглих порід; такі геомеханічні ситуації спостерігаються на практиці відпрацювання вугільних пластів у Західному Донбасі.

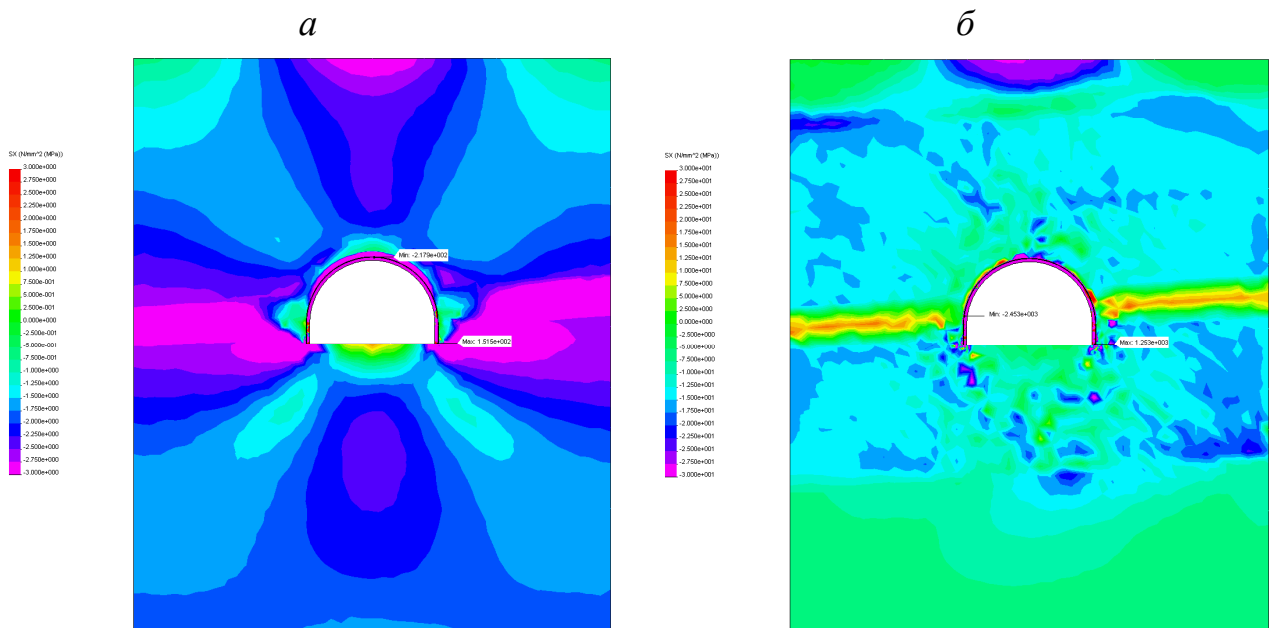


Рисунок 3.2 – Епюри інтенсивності напружень  $\sigma$  у геомеханічній моделі одиночної виробки в шаруватому масиві порід малої міцності за даними [124] при глибині  $H$  її розміщення:  $a - H = 200$  м;  $b - H = 600$  м

Для підтвердження результатів, отриманих у роботі [124], автором було виконано аналогічні розрахунки НДС для повністю ідентичних геомеханічних умов: вихідні параметри проведення обчислювального експерименту докладно викладено у роботі [124].

Але основа повторного розрахунку НДС зазначеної геомеханічної моделі – це розвиток отриманих результатів у зручній формі для подальшого аналізу рівня відмінностей у закономірностях зміни переміщень контуру виробки з ростом глибини  $H$  її розміщення (при постійному  $R$  варіація  $H$  тотожна варіації  $H/R$ ) для двох фізичних моделей: повна діаграма деформування матеріалів і пружно-пластична модель з імітатором піддатливості. Методику цього порівняння викладено нижче.

Насамперед, слід зазначити мінімальні розбіжності параметрів розподілу епюри повних переміщень  $U_{xy}$  за даними роботи [124] (див. рис. 3.2) та виконаним автором розрахунків (рис. 3.3):

– при  $H = 200$  м отримано повні переміщення контуру склепіння у тому ж діапазоні  $U_{xy} = 35 - 38$  мм;

– при  $H = 600$  м в якісному плані епюри  $U_{xy}$  дуже схожі між собою, а в кількісному плані при однаковому місцерозташуванні максимумів  $U_{xy}$  отримане нами значення  $(U_{xy})_{\max} = 2446$  мм відрізняється від такого в роботі [124] всього на 0,9%.

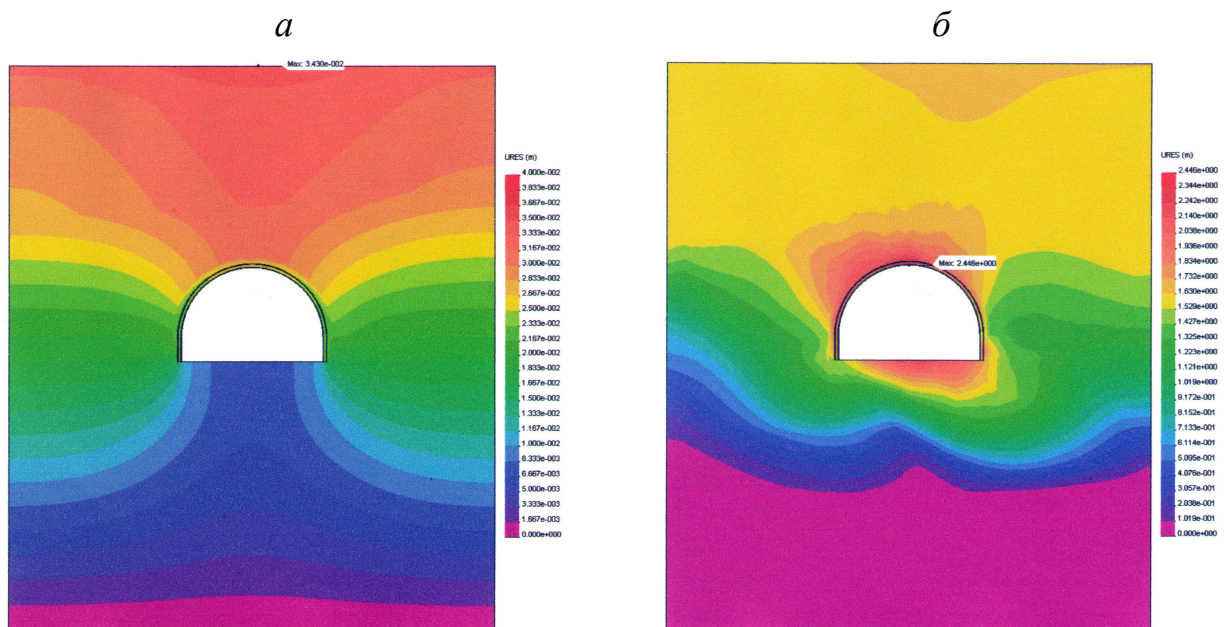


Рисунок 3.3 – Епюри повних переміщень  $U_{xy}$  у геомеханічній моделі одиночної виробки в шаруватому масиві порід малої міцності за даними виконаних автором розрахунків при глибині її розміщення:  $a - H = 200$  м;  $b - H = 600$  м

Наведені дані доводять правильність побудови геомеханічної моделі та виконання обчислювального експерименту, що дозволило подальший об'єктивний та детальніший розгляд розвитку переміщень контуру виробки з ростом глибини її розміщення. У методичному плані з метою підвищення об'єктивності аналізу на контурі виробки виділено вісім точок, що

відповідають певним вузлам сітки скінченних елементів:

- вузол №13329 – замок склепіння;
- вузли №13327 та №13362 – п'яти склепіння з боку падіння та підняття відповідно;
- вузли №1120 та №370 – опори стояків рами з боку падіння та підняття вугільного пласта відповідно;
- вузол №536 – центр ширини виробки по її підошві;
- вузли №541 та №531 – точки по підошві виробки на відстані  $1/6$  її ширини від опор стояків з боку падіння та підняття відповідно.

Вертикальні  $U_y$  та горизонтальні  $U_x$  переміщення зазначених точок наведено на графіках рис. 3.4 залежно від відносного часу покрокового розрахунку (від 0 до умовної 1); ця горизонтальна шкала відповідає глибині розташування виробки від 0 м до 600 м. З приводу підвищеної кількості графіків вважаємо не зайвим привести залежності розвитку як вертикальних, так і горизонтальних переміщень контуру не тільки в покрівлі, а й підошві виробки; їх однотипність дозволяє, на наш погляд, більш детально та об'єктивно зробити порівняльний аналіз з оцінки достовірності й адекватності запропонованої методики визначення деформаційно-силової характеристики масиву, що знеміцнюється.

Вся сім'я графіків має спільну особливість зв'язку з глибиною розміщення виробки: незначний ріст переміщень в області переважно пружних деформацій масиву та інтенсивний їх розвиток (починаючи з деяких глибин  $H$ ) з високим градієнтом росту в області пограничного стану (стадія розпушення гірської породи). Ця єдина тенденція не суперечить існуючим уявленням про прояви гірського тиску з ускладненням гірничо-геологічних умов підтримання виробки.

Усі вищевикладені дослідження були покликані створити порівняльну базу для оцінки адекватності та достовірності запропонованої методики визначення деформаційно-силової характеристики масиву, що знеміцнюється  $q_1(u)$ , і який відрізняється підвищеною надійністю обчислень за рахунок спрощеної пружно-пластичної фізичної моделі та використання штучного імітатора піддатливості.



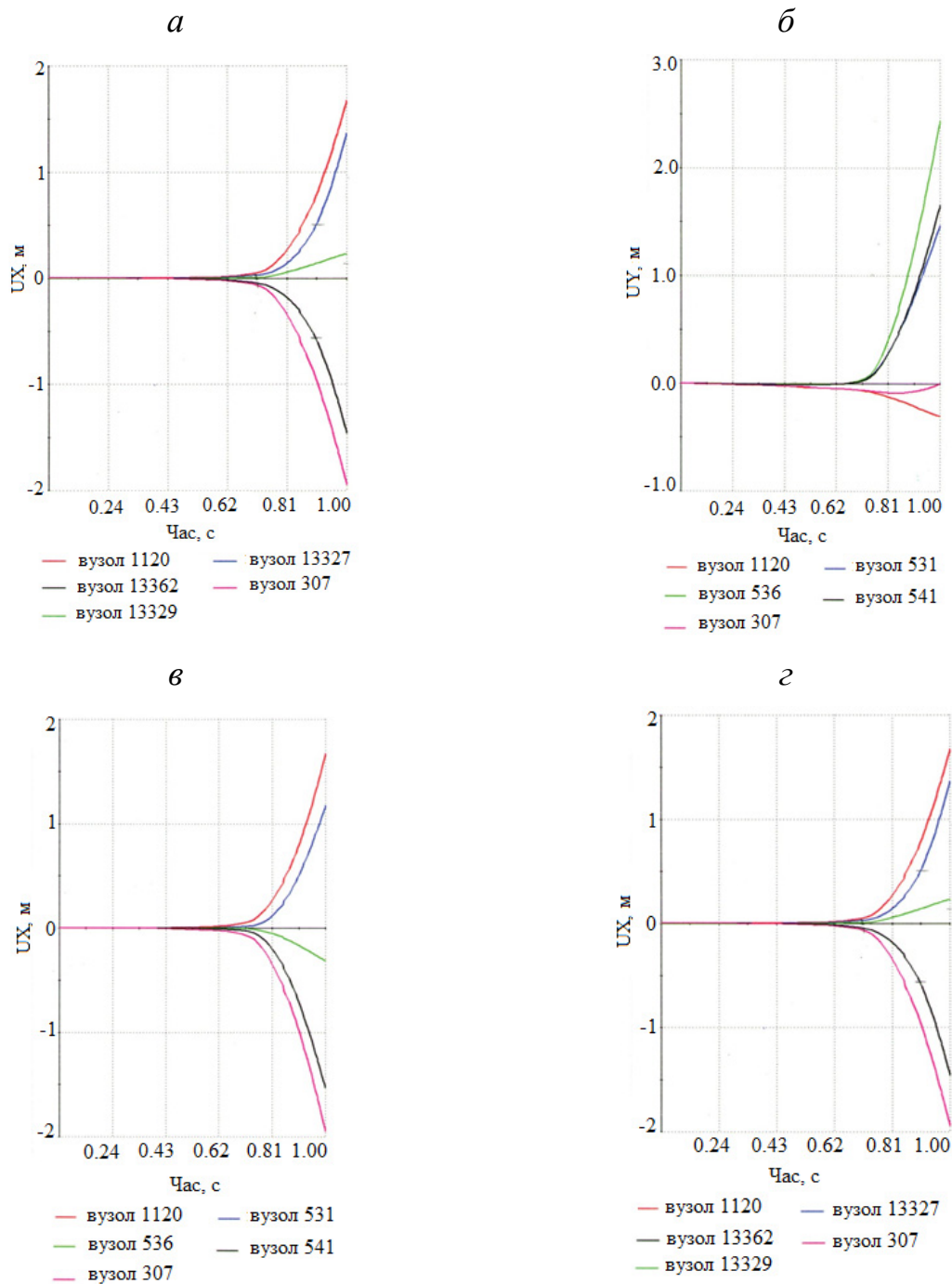


Рисунок 3.4 – Зміна вертикальних (а, б) і горизонтальних (в, г) переміщень у зафіксованих точках контуру виробки в її покрівлі (а, в) і підшві (б, г) за даними розрахунку НДС з використанням фізичної моделі повної діаграми деформування гірських порід та матеріалів кріпильних елементів

Отже, більшою мірою нас цікавлять залежності збільшення  $H$  з ростом відносного параметру часу покрокового розрахунку від 0 до умовної одиниці, що відповідає інтервалу  $H = 0 - 600$  м. Для зручності порівняльного аналізу

графіки росту переміщень  $u$  поєднані на одному рисунку для одних і тих самих вимірних точок у п'ятах та замку склепіння (рис. 3.5).

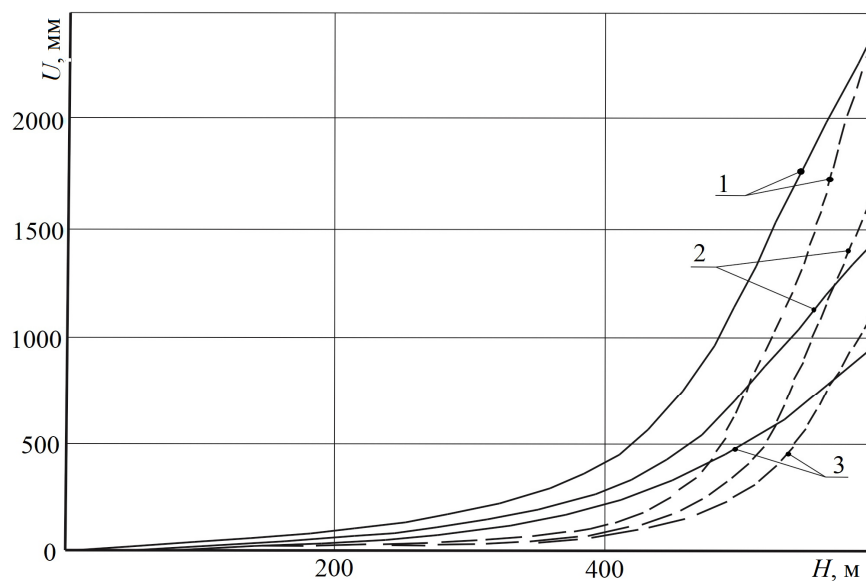


Рисунок 3.5 – Залежності наростання вертикальних зміщень  $U$  склепіння виробки зі збільшенням глибини  $H$  її розміщення при використанні фізичної моделі повної діаграми деформування матеріалів (----) та за запропонованою методикою (—): 1 – опускання замка склепіння; 2, 3 – зміщення п'ят склепіння з боку падіння і падіння вугільного пласта відповідно

Тут зміщення замка склепіння за запропонованою методикою приведені у відповідність з величиною  $U$  порівняльної бази шляхом підбору модуля деформації імітатора піддатливості.

Перший головний параметр порівняльної оцінки – це залежності розвитку переміщень контуру виробки з зростом глибини  $H$  її розміщення. Тут основну увагу приділено вертикальним зміщенням  $U = U_y$  та визначенню вертикального навантаження  $q_1$ , а, оскільки  $U_y$  зростає зі збільшенням  $H$  (див. рис. 3.4), то при фіксованому  $R$  отримуємо залежності  $U(H/R)$  і, зрештою, шукану функцію  $q_1(u)$ .

Таким чином, спочатку дві крайні точки ( $H = 0$  м і  $H = 600$  м) залежностей будуть однаковими для зміщень у замку склепіння і нас цікавлять три позиції

порівняльної оцінки, які ранжовані за ступенем важливості:

– відповідність одна одній порівнюваних функцій  $U(H)$  у межах інтервалу зміни  $0 < H < 600$  м, оскільки апріорі початкова та кінцева точки будуть однаковими;

– ступінь відмінностей функцій  $U(H)$  для обох п'ят склепіння у всьому інтервалі  $0 \leq H \leq 600$  м, що необхідно для оцінки відповідності загальної ситуації по вертикальним переміщенням склепіння виробки;

– наскільки відрізняються функції  $U(H)$  для горизонтальних переміщень п'ят і замків склепіння для загального розуміння рівня адекватності одна одній порівнюваних геомеханічних моделей (див. рис. 3.6).

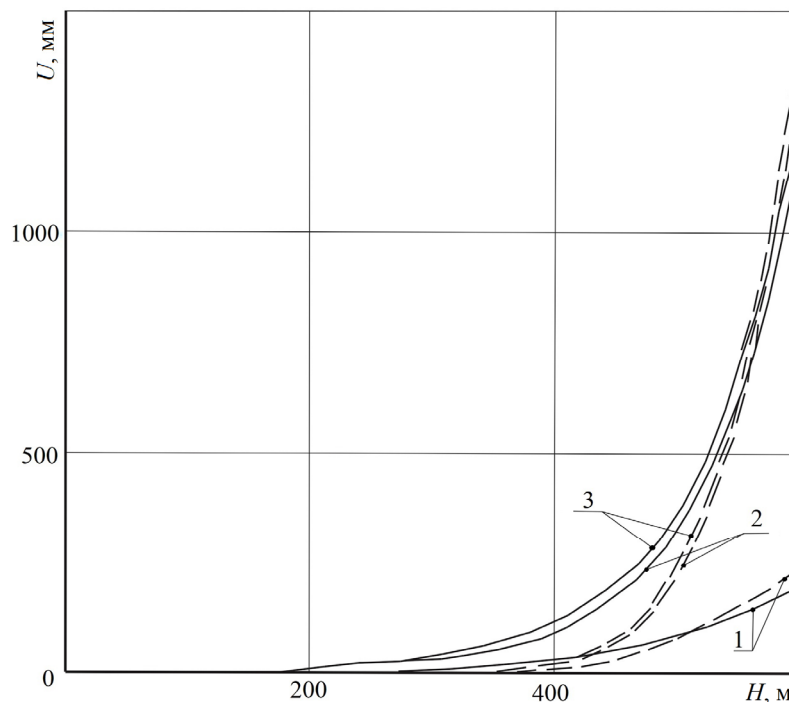


Рисунок 3.6 – Залежності наростання горизонтальних зміщень  $U$  склепіння виробки зі збільшенням глибини  $H$  її розміщення при використанні фізичної моделі повної діаграми деформування матеріалів (---) та за пропонованою методикою (—): 1 – переміщення п'ят склепіння; 2, 3 – переміщення п'ят склепіння з боку падіння і з боку підняття вугільного пласта відповідно

Пара графіків 1 на рис. 3.5 показують безліч тенденцій росту зміщень замка склепіння зі збільшенням  $H$ , що цілком закономірно і не вимагає

пояснень. У якісному плані спостерігається їх схожість один з одним, а кількісному існують відмінності в діапазоні глибин  $0 < H < 500$  м. Наприклад, при  $H = 200$  м різниця становить до 2,4 раза, але в абсолютних значеннях – всього 53 мм; при  $H = 400$  м відмінності сягають 3,5 рази за абсолютної різниці у 295 мм; при  $H = 500$  м відхилення знижуються до 1,7 раза, але абсолютна різниця збільшується до 490 мм; при подальшому збільшенні  $H$  відносна й абсолютна різниця в залежностях знижуються. Аналогічні тенденції спостерігається й у відхилень функцій  $U(H)$  обох п'ятах склепіння, але з меншими значеннями: відносні – 1,14 – 3,07 раза, абсолютні – 145 – 195 мм.

Таким чином, за високого ступеня якісної подібності графіків їх кількісні відмінності досить суттєві. Ця невідповідність обумовлена головною причиною – реальна повна діаграма деформування гірської породи відображається, як правило, трьома лінійними залежностями: ділянки пружного деформування, ниспадна гілка процесу знеміцнення і розпушення породи з постійним значенням «залишкової» міцності [99], [124]. Точки переходу однієї прямої (в моделі повної діаграми деформування) в іншу сприяють різкій зміні градієнта росту переміщень  $U$ . Насправді, численні експериментальні дослідження [108] повних діаграм деформування гірських порід показують плавність їх переходу з одного стану в інший: з практично пружного в пружно-пластичного з ймовірним пластичним перебігом (на тривалій ділянці діаграми), особливо слабких аргілітів і алевролітів; з граничного в позамежний зі знеміцненням породи і далі в стадію розпушення не з постійним значенням залишкової міцності, а зі значенням, що плавно знижується, в міру росту деформацій.

Нажаль детально відобразити реальну діаграму деформування гірської породи поки неможливо, особливо, у складних задачах геомеханіки, а трилінійна апроксимація призводить до певних спотворень виду функції  $U(H)$ . Насправді вона більш виположена з більш плавною зміною градієнта росту, як це отримано на графіках  $U(H)$ , прорахованих за запропонованою методикою. До того ж, великі експериментальні виміри переміщень покрівлі виробок за різних глибин їх розміщення, які узагальнені в нормативних документах,

наприклад, [120] – [123], підтверджують більш плавну зміну функції  $U(H)$ .

Однак перший головний підсумок порівняльного аналізу полягає в доказі достатньої адекватності запропонованої методики визначення закономірностей розвитку вертикальних переміщень контуру склепіння виробки з ростом глибини її розташування. Цей висновок підтверджує і аналіз тенденцій росту горизонтальних переміщень склепіння виробки (див. рис. 3.6).

Другий головний параметр порівняльної оцінки – це сама деформаційно-силова характеристика  $q_1(u)$  масиву, що знеміцнюється, і тут застосовано методичний прийом проведення обчислювальних експериментів, викладений у попередньому §3.2. При виконанні обчислювальних експериментів з використанням фізичної моделі повної діаграми деформування гірських порід і матеріалів кріпильних елементів, а також за пропонованою методикою геомеханічний показник  $H/R$  становив одну й ту саму величину  $H/R = 120$  м/МПа, чим ми забезпечимо об'єктивність порівняння, також як і використанням одного і того ж типу текстури вуглевмісного масиву. Далі, у кожному з двох обчислювальних експериментів, що виконуються, рекомендовано проведення п'яти розрахунків при різному значенні переміщення  $U$  замка склепіння виробки; максимальна величина  $U = 2420$  мм вже отримана при  $H = 600$  м. Для розрахунку п'яти різних величин, що залишилися  $u_j (j = 1, 2, 3, 4)$ , використано наступний методичний прийом. Обмеження переміщень  $u_j < u_{\max}$  домагаємося жорсткістю режиму роботи кріпильної конструкції шляхом штучного збільшення межі плинності сталі рамного кріплення в чотири різних кількості разів: 3, 10, 30 і 100. При цьому розраховані величини  $u_j$  будуть менші  $U_{\max}$  і у нас для побудови функції  $q_1(u)$  деформаційно-силової характеристики масиву, що знеміцнюється, появляться п'ять точок  $(q_1)_j, u_j$ ; вони визначаються за рекомендованою методикою. Отримані кусково-лінійні графіки порівнюються між собою і встановлюється ступінь їхньої відповідності один одному.

Викладений алгоритм тестування адекватності та частково достовірності деформаційно-силової характеристики  $q_1(u)$  масиву, що знеміцнюється, реалізовано та проілюстровано на рис. 3.7. У якісному плані функції  $q_1(u)$  дуже схожі один з одним, а в кількісному – спостерігаються відхилення різних знаків у діапазоні від -12,0% до +24,1%, що може бути цілком задовільним результатом.

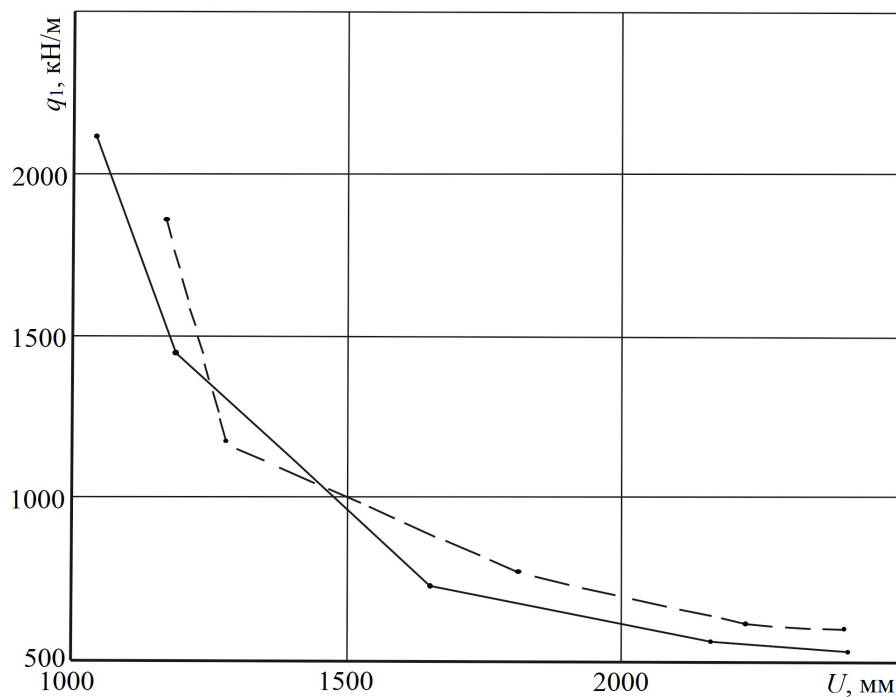


Рисунок 3.7 – До аналізу адекватності методики (----) визначення деформаційно-силової характеристики  $q_1(u)$  масиву, що знеміцнюється, при порівнянні з фізичною моделлю (—) повної діаграми деформування матеріалів елементів геомеханічної системи

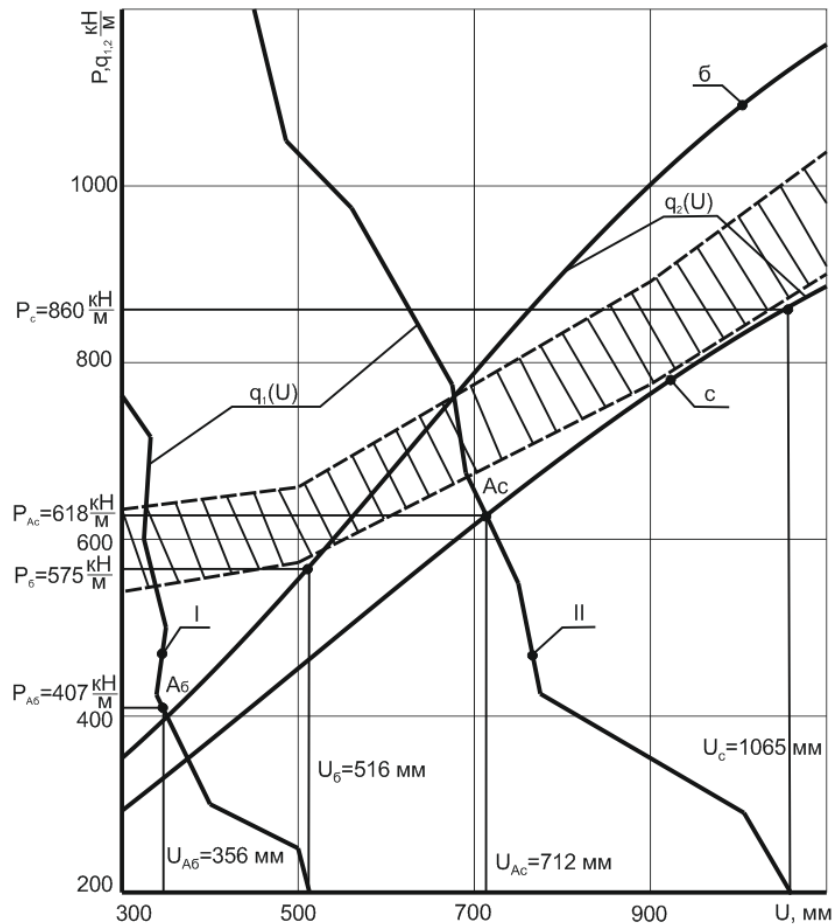
Підсумовуючи першу частину тестування щодо ступеня адекватності визначення деформаційно-силової характеристики  $q_1(u)$  масиву, що знеміцнюється за розробленою методикою, можна зробити висновок про допустимість її застосування при вирішенні проблеми оптимізації режимів взаємодії кріпильної системи з породним масивом.

### 3.3.2 Аналіз достовірності методики оптимізації режимів взаємодії кріпильної системи з прилеглим масивом

Відповідно до розробленої методики здійснено комплекс багатоваріантних обчислювальних експериментів для визначення деформаційно-силової характеристики  $q_1(u)$  масиву, що знеміцнюється, і проведено розрахунки деформаційно-силової характеристики  $q_2(u)$  порід склепіння природної рівноваги. Для відпрацювання технології виконання пошуку мінімального навантаження  $q_A$  на кріпильну систему при відповідній піддатливості  $u_A$  проведено попередні (тестові) розрахунки функцій  $q_{1,2}(u)$  в районах граничних значень геомеханічних параметрів, що характеризують сприятливі та складні гірничо-геологічні умови підтримання виїмкових виробок, що проілюстровано на рис. 3.8. Тут лініями I і II позначено результати розрахунків деформаційно-силової характеристики  $q_1(u)$  масиву, що знеміцнюється, і які виконані із залученням багатоваріантних обчислювальних експериментів; тому залежності показано у вигляді полілінейних графіків, кожен перелом яких відповідає одному обчислювальному експерименту з конкретною товщиною штучного піддатливого шару. Розрахунки виконано для мінімального (лінія I) і максимального (лінія II) значень показника  $H/R$ , які наближаються до меж досліджуваного інтервалу гірничо-геологічних умов Західного Донбасу; тому площа, яка знаходиться між лініями I і II, дає досить повне уявлення про сім'ю функцій  $q_1(u)$ .

Деформаційно-силова характеристика порід склепіння природної рівноваги являє собою «гладку» функцію  $q_2(u)$ , яка розраховується за формулою (3.4). Діапазон зміни  $q_2(u)$  за фіксованої величини зміщення  $u$  породного контуру обумовлений гірничо-геологічними умовами підтримання виїмкової виробки, типорозміром її перерізу і ступенем впливу реакції кріпильної системи на обмеження зміщень контуру штреку. Наведений інтервал варіації функції  $q_2(u)$  також максимально відображає список можливих

ситуацій підтримання виїмкової виробки: підвищена її ширина  $B$  при достатньо високому (для умов Західного Донбасу) значенні середнього розрахункового опору стиску  $R_{ce}$  порід склепіння природної рівноваги; знижена ширина виробки (через вплив інтенсивного гірського тиску або менший типорозмір перерізу) за досить слабких вміщуючих породах.



I –  $H / R = 9,6$  м/МПа; II –  $H / R = 88,9$  м/МПа; «б» –  $B = 5,18$  м,

$R_{ce} = 30,2$  мПа; «с» –  $B = 4,50$  м,  $R_{ce} = 5,3$  мПа;

Рисунок 3.8 – До аналізу достовірності та адекватності методики оптимізації режимів взаємодії кріпильної системи з прилеглим масивом:

----- межі діапазону навантажень на піддатливе кріплення  
за нормативними документами [120] – [123]

Таким чином, на рис. 3.8 окреслено основний інтервал зміни деформаційно-силових характеристик  $q_1(u)$  і  $q_2(u)$  для умов Західного



Донбасу, спільний розгляд яких дозволяє визначити раціональний режим взаємодії кріпильної системи з прилеглим масивом.

Як вже було зазначено раніше, однією з ключових позицій у схемі оптимізації є точка  $A$ ; вона була знайдена для сприятливих ( $A_{\sigma}$ ) і складних ( $A_c$ ) гірничо-геологічних умов підтримання виїмкових виробок. Отримані наступні результати оптимізації:

– у сприятливих умовах точка  $A_{\sigma}$  перетину графіків «І» і «Б» характеризується мінімальним навантаженням  $P_{A_{\sigma}} = 407$  кН/м при піддатливості  $u_{A_{\sigma}} = 356$  мм кріпильної системи;

– у складних гірничо-геологічних умовах точка  $A_c$  має такі координати:  $P_{A_c} = 618$  кН/м,  $u_{A_c} = 712$  мм.

Як бачимо, погіршення умов підтримання виїмкової виробки призвело до росту мінімального навантаження на 51,8%; при цьому оптимальне значення піддатливості кріпильної системи зростає у 2,0 рази. Очевидно, прискорений ріст піддатливості порівняно з навантаженням обумовлено інтенсивним розшаруванням і знеміцненням порід покрівлі в зоні впливу очисних робіт, коли підвищена піддатливість кріпильної системи важливіша для «відходу» від надмірного гірського тиску. Цей висновок підтверджує наступні приклади (див. рис. 3.2):

– якщо допустити піддатливість кріпильної системи (у сприятливих умовах)  $u_{\sigma} = 516$  мм (на 44,9% більше оптимальної), то має місце ріст навантаження  $P_{\sigma} = 575$  кН/м, тобто, на 41,3% вище оптимального значення;

– аналогічним чином у складних гірничо-геологічних умовах збільшення піддатливості до  $u_c = 1065$  мм (на 49,6%) призводить до росту навантаження до  $P_c = 860$  кН/м (на 39,2%).

Розглянуті приклади дозволяють акцентувати увагу на наступній тенденції: досить постійне відносне збільшення піддатливості (44,9% і 49,6%) кріпильної системи призводить до досить постійного значення відносного

росту навантаження (41,3% і 39,2%) незалежно від ступеня складності умов підтримання виїмкової виробки. Це побічно підтверджує відповідність прийнятих вихідних положень оптимізаційної схеми – природа механізму взаємодії кріплення і масиву однакова для різних умов підтримання виїмкових виробок, принаймні для Західного району Донбасу.

Присутній також ще один важливий висновок: при значному розкіді геомеханічних показників ( $H/R$  – у 9,26 разів,  $R_{ce}$  – у 5,70 разів) мінімально можливе значення навантаження ( $P_{A6}$  і  $P_{Ac}$ ) відрізняється лише на 51,8% для приграничних умов підтримання виїмкових виробок у Західному Донбасі. Такий висновок ще раз підкреслює актуальність проблеми оптимізації режимів взаємодії кріплення і прилеглих до виробки порід: за значного погіршення умов підтримання стійкість виробки можна забезпечити відносно малими додатковими витратами на кріпильні матеріали та їх встановлення.

Для оцінки ступеня достовірності розробленої методики оптимізації проведено порівняння результатів з нормативними методиками [120] – [123]. У них узагальнено враховується піддатливість кріплення як фактор зниження навантаження  $P(u)$ ; на рис. 3.8 діапазон зміни функції  $P(u)$  показаний пунктирними лініями і заштрихований. У зазначених методиках не вирішується задача оптимізації режимів взаємодії кріплення з прилеглим масивом, тому навантаження на піддатливе кріплення значно вище, ніж оптимальні значення  $P_{A6}$  і  $P_{Ac}$ , але певною мірою відповідає розглянутим прикладам неоптимальних режимів роботи кріплення підвищеної піддатливості. Так, за сприятливих умов оптимальне навантаження  $P_{A6}$  на 36,9 – 57,5% нижче, ніж за рекомендаціями [120] – [123]; у складних гірничо-геологічних умовах ця різниця становить 10,8 – 27,5%. Але, якщо порівнювати нераціональну підвищену піддатливість кріпильної системи (наведені раніше приклади), то зазначена різниця у величинах навантажень скорочується до 3,7 – 19,4% за сприятливих умов і до 1,7 – 18,0% за складних гірничо-геологічних умов.

З наведених даних можна зробити два висновки:

- по-перше, розроблена оптимізаційна схема дає суттєвий ефект зниження навантаження на кріпильну систему;

- по-друге, за неоптимальних режимів взаємодії кріплення і породного масиву відмінності з нормативними документами в результатах розрахунків навантаження скорочуються до цілком прийнятних значень для гірничотехнічних обчислень.

### **3.4 Визначення закономірностей зв'язку оптимальних параметрів кріпильної системи з геомеханічними факторами**

Оцінка ступеня відповідності та достовірності розробленої методики оптимізації режимів взаємодії кріплення і прилеглого породного масиву дала позитивні результати й обґрунтувала наступний етап досліджень – пошук закономірностей зв'язку координат  $P_A$  і  $u_A$  точки  $A$  залежно від показника  $H/R$  і текстури порід надвугільної товщі відповідно до вище зазначених поділом її типів на три узагальнені групи.

Для однієї і тієї ж групи типової текстури порід надвугільної товщі (фіксується на висоту в покрівлю до 20 м) проведено по сім обчислювальних експериментів з різними значеннями  $H/R$ . Нагадаємо, що в силу пружно-пластичної постановки задачі розрахунку НДС довільну кількість значень  $H/R$  можна отримати в ході одного обчислювального експерименту, а необхідність проведення декількох розрахунків НДС геомеханічної системи продиктована різною товщиною і деформаційними характеристиками обчислень і здійснюється наступним чином:

- проводиться розрахунок НДС однієї моделі з фіксованими значеннями товщини і модуля деформації штучного піддатливого шару;

- знімання показників функцій  $q_1(u)$  проводиться по ходу розрахунку при значеннях  $H/R = 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80$  і  $90$  м/МПа;

- за постійної текстури надвугільної товщі проводиться сім обчислювальних експериментів з параметрами штучного піддатливого шару,

що забезпечує зміщення породного контуру виїмкової виробки від 300 мм до 1100 мм;

- для кожного фіксованого значення  $H / R$  будується графік функції  $q_1(u)$  по семи точках (координати  $q_j, u_j, j=1, 2, \dots, 7$ ), що визначаються в ході вищезазначеного обчислювального експерименту;

- за формулою (3.4) будується графік функції  $q_2(u)$ ;

- визначається точка  $A$  перетину графіків  $q_1(u)$  і  $q_2(u)$  з відповідними координатами  $P_A$  і  $u_A$ ;

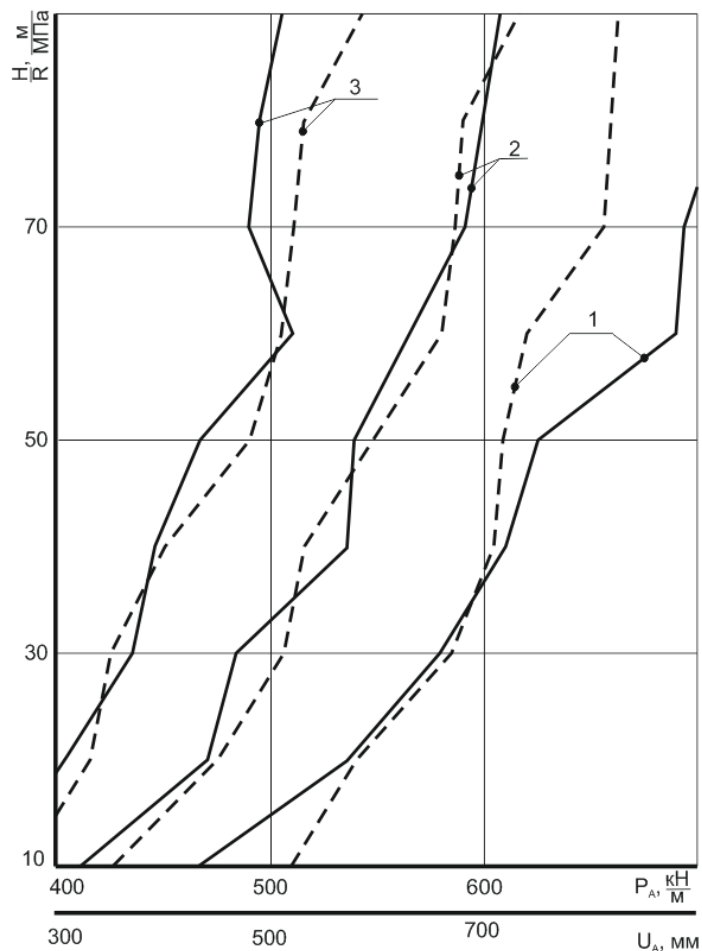
- для кожного з дев'яти фіксованих значень  $H / R$  визначаються координати точок  $A$  і будуються графіки функцій  $P_A(H / R)$  і  $u_A(H / R)$  для візуального уявлення, а також методами кореляційно-дисперсійного аналізу обробляються отримані дані і виводяться рівняння кореляції регресії параметрів  $P_A, u_A$  з показником  $H / R$ ;

- для двох інших груп узагальненої текстури надвугільної товщі процедура розрахунків повторюється.

У результаті отримано по три залежності оптимальних навантажень  $P_A(H / R)$  для трьох узагальнених текстур надвугільної товщі, що відображають гірничо-геологічні умови Західного Донбасу (рис. 3.9). Сутність виявлених залежностей полягає у наступному.

По-перше, чітко простежується закономірність зниження оптимального навантаження  $P_A$  і піддатливості  $u_A$  кріпильної системи при зменшенні показника  $H / R$  незалежно від типу текстури порід надвугільної товщі. Ця тенденція дуже стабільна і повністю відповідає існуючим уявленням геомеханіки: чим менше глибина розташування виробки тим вище міцність вміщуючого її масиву, тим більше обмежені прояви гірського тиску. Відмінності даного результату полягають у двох позиціях. З одного боку, залежності  $P_A(H / R)$  і  $u_A(H / R)$  отримані для ділянки найбільш активних зрушень надвугільної товщі – після проходження очисного вибою; вони мають

суттєве практичне значення в плані прийняття обґрунтованих технічних рішень з повторного використання виїмкових виробок. З іншого боку, встановлено конкретний зв'язок оптимальних параметрів режиму роботи кріпильної системи з геомеханічними факторами, чого раніше не було відомо саме для зони впливу очисних робіт.



1 – група I; 2 – група II; 3 – група III

Рисунок 3.9 – Закономірності зв'язку оптимальних параметрів реакції  $P_A$  (—) і піддатливості  $u_A$  (----) кріпильної системи залежно від показника  $H/R$  гірничо-геологічних умов і типу текстури надвугільної товщі

По-друге, за результатами комплексу геомеханічних розрахунків стає очевидною актуальність проблеми оптимізації режимів взаємодії масиву і кріплення в ракурсі стабільного зниження необхідних силових параметрів останньої незалежно від ступеня складності умов підтримання виїмкових

виробок, що повторно використовуються. Для конкретизації сказаного наведено такі факти за виділеними трьома групами текстури порід надвугільної товщі.

Для групи I текстури вуглевмісного масиву збільшення показника  $H/R$  від 10 м/МПа (сприятливі умови) до 90 м/МПа (складні умови) призводить до росту величини оптимального навантаження  $P_A$  від 463 кН/м до 718 кН/м; при цьому значення оптимальної піддатливості кріпильної системи  $u_A$  збільшується від 514 мм до 822 мм. Отже, зростання показника  $H/R$  умов підтримання виїмкової виробки в 9 разів (ріст глибини розробки при зниженні міцності вміщуючих порід) викликає менш інтенсивний ріст оптимального навантаження на кріпильну систему, рівний 1,55 раза; то ж можна сказати і про величину оптимальної піддатливості: її збільшення діапазоні, що розглядається, склало 1,60 раза.

Для структур групи II мають місце такі тенденції: збільшення показника  $H/R$  у 9 разів сприяє росту мінімально можливого навантаження  $P_A$  на кріпильну систему в 1,49 раза (від 407 кН/м до 606 кН/м), а її оптимальної піддатливості  $u_A$  – в 2,11 раза (від 348 мм до 734 мм).

Для середньо- і крупношаруватих текстур групи III аналогічні показники становлять: за величиною оптимального навантаження – у 1,30 раза; за значенням оптимальної піддатливості – у 2,12 раза.

Узагальнюючи наведені дані, слід вказати на посилення впливу показника  $H/R$  у тонкошаруватих текстурах за величиною навантаження і послаблення впливу за величиною піддатливості. У середньо- та крупношаруватих текстурах вуглевмісного масиву відбуваються протилежні тенденції показника  $H/R$ : послаблення за величиною оптимального навантаження і збільшення за значенням оптимальної піддатливості кріпильної системи. У той же час, не дивлячись на деякі відмінності в закономірностях впливу геомеханічного показника  $H/R$ , необхідно відзначити їх суттєву непропорційність: дев'ятикратний ріст показника  $H/R$  збільшує оптимальні значення  $P_A$  у діапазоні 1,30 – 1,55 раза і  $u_A$  в інтервалі 1,60 – 2,12 раза. Цей факт можна

пояснити самою сутністю оптимізації силової взаємодії кріпильної системи з прилеглим породним масивом: здійснюється пошук таких її режимних параметрів, при яких основна частина гірського тиску перерозподіляється на сусідні області масиву, а кріплення сприймає тільки ту частину навантаження, якої уникнути неможливо в конкретних гірничо-геологічних умовах підтримання виїмкових виробок.

Для зручності практичного використання встановлених закономірностей (див. рис. 3.9) було отримано систему рівнянь регресії, що встановлюють зв'язок оптимальних параметрів деформаційно-силової характеристики кріплення з геомеханічним показником  $H/R$  і групами узагальнених текстур вуглевмісного масиву (коефіцієнт кореляції  $r = 0,8$ ).

$$\text{Група I} \quad P_A = 284 \left( \frac{H}{R} \right)^{0,21}, \text{ кН/м;} \quad (3.5)$$

$$u_A = 321 \left( \frac{H}{R} \right)^{0,21}, \text{ мм.} \quad (3.6)$$

$$\text{Група II} \quad P_A = 270 \left( \frac{H}{R} \right)^{0,18}, \text{ кН/м;} \quad (3.7)$$

$$u_A = 172 \left( \frac{H}{R} \right)^{0,32}, \text{ мм.} \quad (3.8)$$

$$\text{Група III} \quad P_A = 260 \left( \frac{H}{R} \right)^{0,15}, \text{ кН/м;} \quad (3.9)$$

$$u_A = 104 \left( \frac{H}{R} \right)^{0,38}, \text{ мм.} \quad (3.10)$$

Кореляційно-дисперсійний аналіз даних оптимізації показав стабільний степеневий зв'язок параметрів  $P_A$  і  $u_A$  з показником  $H/R$  незалежно від текстури вуглевмісного масиву. Тому отриманий науковий результат можна сформулювати наступним чином: оптимальні параметри  $P_A$  і  $u_A$  деформаційно-силової характеристики кріпильної системи виїмкових виробок, що повторно використовуються, знаходяться у степеневому зв'язку з геомеханічних показником  $H/R$  незалежно від типу текстури вуглевмісного масиву. Це

дозволяє здійснювати єдину стратегію ресурсозберігаючого вдосконалення кріпильних систем виробок для всього регіону Західного Донбасу.

### **3.5 Обґрунтування та розрахунок раціональної деформаційно-силової характеристики кріпильної системи**

Проведена оптимізація режимів роботи кріпильної системи доставляє нам умову  $(P_A, u_A)$  рівноважного стану її взаємодії з прилеглим масивом, яке виражає тільки кінцевий результат у вигляді координат точки  $A$  на лінії функції  $P(u)$  деформаційно-силової характеристики кріплення. Тут мається на увазі, що процес взаємодії породного масиву з кріпленням (кріпильною системою) розвивається у часі й просторі, проходячи безліч станів зі змінюваними координатами  $P_j, u_j$  від періоду зведення кріпильної системи до моменту стабілізації геомеханічного процесу, що розглядається. У цьому плані актуально забезпечення стійкості виробки (ресурсозберігаючими методами) протягом усього періоду розвитку взаємодії кріплення з породним масивом; отже, основна задача полягає в пошуку оптимальної функції  $P(u)$  деформаційно-силової характеристики кріпильної системи, для якої відомі два граничних значення:  $P=0, u=0$  і  $P=P_A, u=u_A$ . Для обґрунтування принципу пошуку функції  $P(u)$  на рис. 3.10 відображено його схематичне уявлення.

Одна з основних умов оптимізації режимів взаємодії кріплення з породним масивом формулюється так: реакція кріплення  $P$  повинна бути не менше величин навантажень  $q_1$  і  $q_2$  (див. рис. 3.8) на всьому діапазоні піддатливості від 0 до  $u_A$ . Питання полягає у виборі параметра навантаження ( $q_1$  і  $q_2$ ) на кожній ділянці розвитку переміщень  $u_j$  породного контуру виробки.

При  $u_j < u_A$  функція  $q_1(u)$  завжди перевершує функцію  $q_2(u)$  і, на перший погляд, деформаційно-силовою характеристика масиву  $q_1(u)$ , що знеміцнюється, є головною при виборі деформаційно-силової характеристики  $P(u)$  кріплення.





на всьому діапазоні ( $0 \leq u \leq u_A$ ) розвитку зміщень породного контуру виробки буде забезпечена її стійкість.

Розглянемо найбільш характерні варіанти умови (3.11), що зображені на рис. 3.4.

Оптимальним варіантом деформаційно-силової характеристики кріплення  $P(u)$  є виконання рівності за умовою (3.11); при цьому реакція кріплення буде мінімально достатньою (пунктирна лінія «ОП» з усіх можливих випадків. Але, такий варіант небезпечний станом граничної стійкості кріплення і виробки, яке може бути порушено низкою причин:

- всякого роду динамічні прояви процесу осідання покрівлі виробки враховані коефіцієнтом динамічності  $K_D$  у формулі (3.4), який визначається за нормативним документом [119];

- можлива інтенсивна дія послаблюючих породо факторів понад норми за документом [119];

- будь-який прогноз на основі моделювання геомеханічних процесів також має певну точність;

- можлива дія інших причин.

Тому доцільно призначити оптимальній функції  $P(u)$  деякий коефіцієнт запасу ( $K_{зан} > 1$ ), який компенсує можливу дію негативних факторів (лінія 1 на рис. 3.10):

- збільшення необхідної реакції кріплення на величину  $\Delta P_{зан}$  підвищить надійність рекомендацій при непрогнозованому підвищенні гірського тиску;

- збільшення необхідної піддатливості на величину  $\Delta u_{зан}$  забезпечить «відхід» від надмірного навантаження при непрогнозованому рості переміщень породного контуру виробки.

Як видно зі схеми, параметри  $\Delta P_{зан}$  і  $\Delta u_{зан}$  пов'язані між собою і залежать від величини коефіцієнта запасу  $K_{зан}$ . Для гірничотехнічних розрахунків загальноприйнято призначати точність в межах 15 – 20% для урахування впливу різного роду слабопрогнозованих факторів. Тому в першому

наближенні можна прийняти  $K_{зан} = 1,15 - 1,20$ , а формула для розрахунку раціональної деформаційно-силової характеристики кріплення набуває вигляду

$$P(u) = K_{\delta} \cdot K_{зан} B \gamma \frac{(1 - \alpha_1)^2 \left(1 - \frac{K_p}{100}\right)}{0,15 + 0,003\alpha_2 - 0,18\alpha_1} u. \quad (3.12)$$

Функція  $P(u)$ , що відображає раціональну деформаційно-силову характеристику кріплення, проілюстрована лінією  $I$  на схемі рис. 3.10. Як бачимо, вона розташовується трохи вище оптимальної лінії «ОП», але «перебір» запасу стійкості кріплення відносно невеликий і визначається заштрихованою областю. Величина запасу за реакцією кріплення становить

$$\Delta P_{зан} = (K_{зан} - 1) P_A, \quad (3.13)$$

за її піддатливостю

$$\Delta u_{зан} = (K_{зан} - 1) u_A. \quad (3.14)$$

Тут оптимальні параметри  $P_A$  і  $u_A$  розраховуються за виразами (3.5) – (3.10).

Остаточна, раціональна деформаційно-силова характеристика кріплення (кріпильної системи) визначається за формулою (3.12), її несуча здатність  $P_{\max}$  розраховується за виразом

$$P_{\max} = K_{зан} P_A, \quad (3.15)$$

а максимальна піддатливість  $u_{\max}$  – за формулою

$$u_{\max} = u_A \quad (3.16)$$

з урахуванням рівнянь (3.5) – (3.10).

Можливі й інші варіанти підбору раціональної деформаційно-силової характеристики кріплення, функція якої не подібна функції  $q_2(u)$ . Так, лінія 2 на рис. 3.10 відображає відомий режим постійного опору кріплення, який не без підстав багато фахівців вважають найбільш ефективним. У близькому до такого режиму, наприклад, працює рамне кріплення зі спецпрофілю СВП [114] за умови її якісного монтажу: в початковий період навантаження рама чинить опір як досить жорстка конструкція, а потім відбувається періодичне

спрацьовування замків піддатливості з невеликим ростом реакції відсічі аж до моменту вичерпання величини конструктивної піддатливості; потім настає жорсткий режим з різким збільшенням навантаження на кріплення. Якщо реакція кріплення в режимі постійного опору дорівнює  $P_{\max}$  (як показано на схемі рис. 3.10), то така її деформаційно-силова характеристика віднесена до групи раціональних за умови, що конструктивна піддатливість кріплення не менше величини  $u_{\max}$  для даного конкретного підтримання виробки.

Ще один варіант деформаційно-силової характеристики кріплення відображений лінією 3 і досить поширений [112], [113], [116], [128] для різних типів анкерних кріплень: у початковий період опору анкера і зміцнені ними армопородні конструкції мають підвищену жорсткість, а потім (за часткового порушення зчеплення арматури анкера з породними стінками шпура) при збільшенні піддатливості опір анкерів і армопородних конструкцій падає. Така деформаційно-силова характеристика не може бути визнана задовільною, так як у певний момент часу ( $u = u_{\text{noc}}$ ) реакція кріпильної конструкції стає менше оптимальної величини  $P_A$  і потрібно її оперативне посилення на величину  $P_{\text{noc}}$  (див. рис. 3.9).

Слід окремо підкреслити, що у формулі (3.16) коефіцієнт запасу відсутній через причину, для пояснення якої використовуємо рис. 3.10. Якщо задати величині піддатливості  $u_{\max}$  коефіцієнт запасу такого ж значення, як і для реакції  $P_{\max}$ , то виникає наступна ситуація:

– при зростаючій (пунктирна лінія 1) функції  $P(u)$  додатковий запас піддатливості  $\Delta u_{\text{зан}}$  обумовлює практично подвійний запас за величиною реакції  $P_{\max}$ , що не є доцільним;

– при функції  $P(u) = \text{const}$  (пунктирна лінія 2), що відображає ідеальний режим постійного опору, запас піддатливості сприяє збільшенню навантаження від ваги порід склепіння природної рівноваги і як би нейтралізує запас  $\Delta P_{\text{зан}}$  за величиною реакції кріпильної конструкції, що також не є позитивним рішенням;

– при спадній (пунктирна лінія 3) функції  $P(u)$  запас піддатливості призводить до росту бракуючої реакції кріпильної конструкції порівняно з раціональної величиною, яка розраховується за формулою (3.15).

Підсумовуючи виконані дослідження необхідно зазначити, що створено досить доступну методику розрахунку деформаційно-силової характеристики кріплення (кріпильної системи) залежно від гірничо-геологічних умов підтримання виробки. Як правило, кріпильна система виробки, що повторно використовується, містить кілька кріпильних елементів, які компонуються під розраховану загальну деформаційно-силову характеристику.

### 3.6 Висновки за розділом

1. У ракурсі основної мети роботи обґрунтовано алгоритм пошуку раціональних режимів взаємодії кріпильної системи з вуглевмісним масивом, що є прилеглим до виїмкової виробки; алгоритм включає виконання низки досліджень, тісно пов'язаних між собою спільними параметрами процесу взаємодії:

– формування мінімально можливого навантаження у конкретних гірничо-геологічних умовах підтримання виробки;

– узгодження між собою деформаційно-силових характеристик елементів, що входять до кріпильної системи;

– оптимізація конструктивних параметрів кріпильних елементів за критерієм їх рівномірності.

2. Розроблено методичні принципи мінімізації навантаження на кріпильну систему виїмкових виробок, що повторно використовуються і побудовані на використанні комбінації досліджень за допомогою МСЕ (визначення деформаційно-силової характеристики масиву, що знеміцнюється) і рекомендацій нормативних документів з розрахунку розмірів склепіння природної рівноваги (деформаційно-силова характеристика порід склепіння).

3. На базі сформульованих принципів розроблено методику отримання деформаційно-силової характеристики масиву, що знеміцнюється, залежно від основних впливних геомеханічних факторів: глибина розміщення виробки,

текстура порід надвугільної товщі і її міцнісні властивості.

При визначенні деформаційно-силової характеристики порід склепіння природної рівноваги методичні положення нормативних документів перетворені та доповнені врахуванням такого геомеханічного явища, як обмеження розмірів склепіння за рахунок реакції кріпильної системи.

4. Тестування методичних принципів мінімізації навантаження на кріпильну систему виїмкових виробок в умовах Західного Донбасу показало їх достатню адекватність і достовірність:

– з одного боку, за неоптимальних режимів взаємодії кріплення і породного масиву відмінності з нормативними документами в результатах розрахунків навантаження дають цілком прийнятні відхилення для гірничотехнічних обчислень;

– з іншого боку, розроблена оптимізаційна схема показала значний ефект зниження навантаження на кріплення.

5. Встановлено закономірності впливу геомеханічних факторів на вибір оптимальних параметрів деформаційно-силової характеристики кріпильної системи: її мінімально необхідна реакція (несуча здатність) і величина піддатливості. Закономірності отримано у вигляді графіків і рівнянь регресії з розрахунку оптимальних параметрів кріпильної системи. Виявлено стабільний степеневий зв'язок оптимальних параметрів кріпильної системи з геомеханічних показником умов розробки незалежно від текстури вуглевмісного масиву; це дозволяє здійснювати єдину стратегію ресурсозберігаючого удосконалення кріпильних систем виробок для всього регіону Західного Донбасу.

6. За встановленими оптимальними параметрами режимів роботи кріпильних систем виконано обґрунтування та розроблено методика розрахунку функції, описуючи її раціональну деформаційно-силову характеристику залежно від гірничо-геологічних умов підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються. Методика відрізняється доступністю і оперативністю необхідних розрахунків раціональних параметрів кріпильної системи в цілому, під які підбираються її складові кріпильні елементи.

## Розділ 4. ОБГРУНТУВАННЯ МЕХАНІЗМУ ВЗАЄМОДІЇ РАМНИХ ТА АНКЕРНИХ КРІПЛЕНЬ У ЄДИНІЙ ВАНТАЖОНЕСУЧІЙ СИСТЕМІ

### 4.1 Методичні аспекти оптимізації режимів роботи кріпильних систем

Кріпильні системи виїмкових виробок, що повторно використовуються, включають кілька вантажонесучих елементів, основними з яких є: рамне піддатливе кріплення, опорно-анкерне кріплення у складі сталеполімерних анкерів, актуальне використання канатних анкерів глибокого закладення, центральні і бічні стояки кріплення посилення. Усі перелічені кріпильні елементи (оптимізаційних концепцій, викладених у розділі 3) вимагають узгодження між собою режимів роботи, щоб їх сумарна дія відповідала раціональній деформаційно-силової характеристиці кріпильної системи в цілому.

Зважаючи на достатню різноманітність компоновальних схем кріплення виїмкових виробок в даному розділі окремо розглянуто задачу оптимізації режимів роботи рамного кріплення і комбінованих анкерних систем (поєднання сталеполімерних і канатних анкерів), які на даний час набувають все більшого поширення для підтримання виїмкових виробок.

Актуальність завдання узгодження режимів роботи обгрунтовано в розділі 1 на конкретних прикладах шахтних спостережень і аналітичних розрахунків МСЕ, що дозволило створити схематичні уявлення про шляхи вирішення даного питання. У методичному плані розроблено наступну послідовність виконання етапів з оптимізації режимів роботи кріпильних систем, що включають рамне кріплення у поєднанні з комбінацією сталеполімерних і канатних анкерів.

На першому етапі розглянуто деформаційно-силову характеристику рамного кріплення зі спецпрофілю СВІ, яку зручно представляти не тільки в абсолютних значеннях у вигляді функції  $P_p(u)$ , але й у відносних одиницях

$\frac{P_p}{P_p^H}(u)$  по відношенню до величини  $P_p^H$  максимальної реакції або несучої здатності; тоді режими роботи різних конструкцій рамних кріплень і їх

типорозмірів зручні для порівняльного аналізу та обґрунтування технічних рішень.

У роботі [114] зазначається, що при якісному виготовленні і монтажі рами основна ділянка її деформаційно-силової характеристики близька до режиму постійного опору з відносною реакцією відсічі  $\frac{P_p}{P_p^H}(u) = 0,7 - 0,8$ ; при вичерпанні конструктивної піддатливості рами її режим роботи стає жорсткішим з досягненням величини несучої здатності  $P_p^H$  (максимум реакції відсічі). Таким чином, деформаційно-силова характеристика рамного кріплення досить прогнозована і визначається за величиною несучої здатності рами для конкретних типорозмірів перерізу виробки і номера СВП; ці відомості є в гірничотехнічній літературі.

Інше питання полягає у величині конструктивної піддатливості рами – чи достатня вона в конкретних гірничо-геологічних умовах підтримання виїмкових виробок? З попередніх досліджень (див. розділ 3) випливає, що раціональна величина піддатливості повинна бути не менша значення  $u_{\max}$ , що визначається за формулою (3.16). Комплекс розрахунків оптимальних значень піддатливості  $u_A$  (див. рис. 3.3) з урахуванням коефіцієнта запасу  $K_{зан}$  показує, що раціональна величина піддатливості перевищує (як правило) конструктивну піддатливість рамного кріплення. Якщо обмежувати зміщення породного контуру виробки значенням конструктивної піддатливості рами, то на неї формується високе навантаження (відповідно до схем у розділі 1) і режим взаємодії виходить за рамки раціонального. Оскільки рамне кріплення застосовується у переважній більшості кріпильних систем виїмкових виробок, то невідповідність її конструктивної піддатливості раціональним значенням розглядається як значний недолік.

Усунення даного недоліку можливо здійснити двома шляхами.

Перший – зміцнити (як правило, за допомогою анкерів) прилеглі породи до рівня обмеження його зміщень в межах конструктивної піддатливості рами.



Але, беручи до уваги розвиток великих зон активних зрушень надвугільної товщі при очисному вийманні, реалізувати масштабне зміцнення порід важко з технічних причин і ресурсозатратно з економічних міркувань.

Другий шлях – збільшити конструктивну піддатливість рамних кріплень; тут є кілька варіантів:

– сама конструкція кріплення КШПУ з подовженими стояками передбачає часткову компенсацію опускання порід покрівлі за рахунок вдавлювання опор стояків у породи підосви; шахтні спостереження зазначають, що в слабких, найчастіше обводнених породах підосви величина вдавлювання опор стояків може сягати кількох сотень міліметрів і цілком компенсувати недостатню піддатливість рамного кріплення;

– застосовувати конструкції рамних кріплень підвищеної піддатливості, наприклад, п'ятиланкові;

– удосконалювати замки піддатливості рами і геометрію сполучення стояка з верхняком для збільшення конструктивної піддатливості існуючих триланкових кріплень.

У будь-якому випадку, підібрати (для конкретних умов) і спрогнозувати деформаційно-силову характеристику рамного кріплення зі спецпрофілю СВП не складно.

Набагато складнішою є реалізація другого етапу – визначення деформаційно-силової характеристики армопородної конструкції (плити), що формується в покрівлі і боках виробки за допомогою комбінованої анкерної системи. Ця складність обумовлена низкою особливостей:

– розміри і структура армопородної конструкції, що формується, не відомі заздалегідь (як для інших елементів кріпильної системи, наприклад, рами або стояків кріплення посилення), тому безпосередньо вона не піддається розрахунку для визначення зв'язку реакції вантажонесучої конструкції і її переміщень, тобто, деформаційно-силової характеристики;

– у результаті застосування сучасних МСЕ ми можемо визначити лише НДС зміщеної анкерами зони прилеглого масиву і відстежити закономірність розподілу зміщень по контуру виробки;

– причому, при кожній зміні параметрів комбінованої анкерної системи будуть різними як НДС приконтурних порід, так і епюра зміщень, що становить труднощі при подальшій систематизації та узагальненні у вигляді деформаційно-силової характеристики армопородної плити;

– побудова моделей армопородної конструкції на основі аналітичних методів будівельної механіки та опору матеріалів страждає певною схематичністю уявлень про навантаження і роботу цієї армопородної конструкції.

Вирішення даної задачі бачиться у поєднанні та взаємному доповненні результатів досліджень на основі обчислювального експерименту та аналітичних методів розрахунку вантажонесучих конструкцій, а сполучною ланкою є розробка механізму деформування зміцнених порід, як таких, та при їх взаємодії з рамним кріпленням. Обчислювальний експеримент дає основу для більш об'єктивної та обґрунтованої побудови розрахункових схем аналітичних методів визначення деформаційно-силової характеристики армопородної конструкції, а ті, у свою чергу, удосконалюють граничні умови та моделі поведінки елементів як усередині армопородної конструкції, так і особливості зовнішнього на неї впливу.

Сутність третього етапу полягає в оптимізації режимів взаємодії рамного кріплення та зміцнених порід. При цьому слід врахувати, що застосування аналітичних методів, як складової частини досліджень, за своїми особливостями все ж таки поділяє кріпильну систему на дві складові: рамне кріплення та армопородну конструкцію. У методичному плані тут можливі три підходи до проблеми оптимізації цих складових та кріпильної системи в цілому.

Перший підхід полягає у простому арифметичному складанні функцій деформаційно-силових характеристик рамного кріплення та армопородної

конструкції з такою умовою, щоб їх сумарна деформаційно-силова характеристика  $P(u)$  відповідала раціональним параметрам за формулами (3.12), (3.15) та (3.16) з урахуванням виразів (3.5) – (3.10). Цей напрям розкрито та інтерпретується на схемі рис. 2.1; воно має право на існування, зважаючи на певний ступінь автономності роботи рамного кріплення та армопородної конструкції (плити). Дійсно, ці дві складові системи кріплення конструктивно не пов'язані одна з одною, а їх взаємодія передається через контакт рами з породами по ділянках поверхні контуру виробки. Така схема за своєю суттю передбачає оптимізацію режиму роботи тільки армопородної плити, щоб він доповнював відому деформаційно-силову характеристику рами  $P_p(u)$  до раціональних параметрів загальної кріпильної системи  $P(u)$ . Оптимізація самого процесу взаємодії двох складових кріпильних систем не розглядається, у зв'язку з чим перший підхід найбільш доступний до реалізації і його можна позиціонувати як інтегральну схему оптимізації без розгляду закономірностей взаємовпливу рамного кріплення та армопородної плити.

Другий підхід покликаний усунути недолік першого в частині врахування взаємовпливу один на одного режимів роботи двох складових кріпильної системи. Для цього підходу характерні такі уявлення. Армопородна плита опускається (під впливом сил гірського тиску) на рамне кріплення і навантажує його; епюра розподілу навантаження залежить від епюри розподілу переміщень нижньої поверхні армопородної плити, яка, у свою чергу, визначається параметрами анкерного зміцнення прилеглого масиву. З іншого боку, реакція рамного кріплення змінює епюру переміщень армопородної плити і, отже, – епюру навантаження самої рами. Всі зазначені закономірності розвиваються виключно через поверхню контакту рами та армопородної плити без їхнього конструктивного зв'язку один з одним. Рішення такої задачі доступне МСЕ, що автоматично враховують принцип сумісності деформацій елементів геомеханічної моделі. У той же час, залучення аналітичних методів при визначенні деформаційно-силової характеристики армопородної плити ускладнюють певною мірою оптимізаційну задачу: тут необхідно поетапно

реагувати на послідовність зміни впливу реакції рами на режим роботи армопородної плити; отже, потрібні послідовні розрахунки (наближень) у схемі оптимізації режимів взаємодії рамного кріплення та армопородної плити.

Третій підхід відрізняється від другого наявністю конструктивних зв'язків між рамним кріпленням та армопородною плитою. Є розробки [112] – [114], що обґрунтовують не тільки ефективність таких зв'язків, а й вимоги до них щодо узгодження режимів роботи складових кріпильної системи. Тут методичні аспекти оптимізації параметрів взаємовпливу через поверхню контакту рами та армопородної плити доповнюються з урахуванням деформаційно-силових характеристик конструктивних зв'язків, що впливають на обидві складові системи кріплення. Така оптимізаційна задача є найскладнішою, але її науково-практичні результати мають широку перспективу щодо ресурсозберігаючого підтримання виїмкових виробок, що підтверджено низкою шахтних досліджень в умовах Західного Донбасу.

#### **4.2 Загальні положення розроблюваного механізму взаємодії**

У першу чергу необхідно підкреслити, що питанням розкриття механізму взаємодії рамних кріплень зі зміцненим анкерами приконтурним масивом присвячено набагато більше досліджень, ніж це може здатися на перший погляд. Причина цього криється в необхідності розгляду цілого комплексу підпорядкованих завдань, щоб підійти до дослідження поставленого основного завдання:

– механізм зрушення наддугільної товщі навколо виїмкових виробок в періоди підходу і відходу очисних вибоїв [83] – [85], [102], [110], [115], [117], [129], [148] – [155];

– механізм навантаження кріпильних і охоронних систем виїмкових виробок [103], [109], [115], [117], [129], [144] – [146], [156] – [165];

– механізм анкерного зміцнення приконтурного масиву навколо гірничих виробок [116], [167] – [176], [178] – [192], [199], [205];

– механізм деформування армопородних конструкцій за допомогою комбінованих анкерних систем [117], [129], [183], [193] – [195], [197];

– механізм взаємодії елементів рамно-анкерних кріплень [105], [112] – [114], [116], [117], [180], [181], [189] – [191], [197].

Кожне з перелічених завдань розкриває певний спектр питань, які є складовими частинами опису загального механізму взаємодії анкерів і рам при підтримці виїмкових виробок, що повторно використовуються.

Розглянемо механізм зрушення надвугільної товщі і перетворення її текстури поблизу виїмкових виробок на ділянці після проходження очисного вибою, який схематично зображено на рис. 4.1. Згідно з існуючими уявленнями в покрівлі відпрацьованого пласта (після відходу лави) утворюються три характерні зони: безладного обвалення  $h_{\text{об}}$  до двох-трьох виїманих потужностей пласта  $m_e$ , шарнірно-блокового зрушення  $h_{\text{шб}}$  до  $(10 - 12)m_e$  і плавного прогину шарів без порушення суцільності. У межах перших двох зон утворюється зона порід, яка формує навантаження на кріпильну й охоронну системи. Механізм розбиття породних шарів на блоки від дії в основному горизонтальних напружень різних знаків добре відомий і досить обґрунтований в низці досліджень, наприклад, в роботах [115], [129], [198]. Також доведено, що зона шарнірно-блокового зрушення неоднорідна по всій потужності і в міру відходу в покрівлю розміри блоків збільшуються; самі ж розміри породних блоків багато в чому визначають ступінь їх стійкості і частку гірського тиску, що передається на кріпильну й охоронну конструкції. Неоднорідність параметрів будови і властивостей масиву з боку його недоторканої частини та виробленого простору визначає асиметрію (відносно вертикальної осі штреку) проявів гірського тиску [115] – [117].

Основна частина навантаження на кріпильну та охоронну системи формується в основній покрівлі в межах зони шарнірно-блокового зрушення. Тут у кожному шарі виникає подібність розпірної конструкції (системи) із породних блоків, що взаємодіють один з одним. Величина навантаження на кріпильну систему залежить від того, яка частина розпірних систем (у покрівлі

штреку) зберегла стійкість, а яка ні; нестійкі розпірні системи і створюють навантаження на кріплення виїмкової виробки.

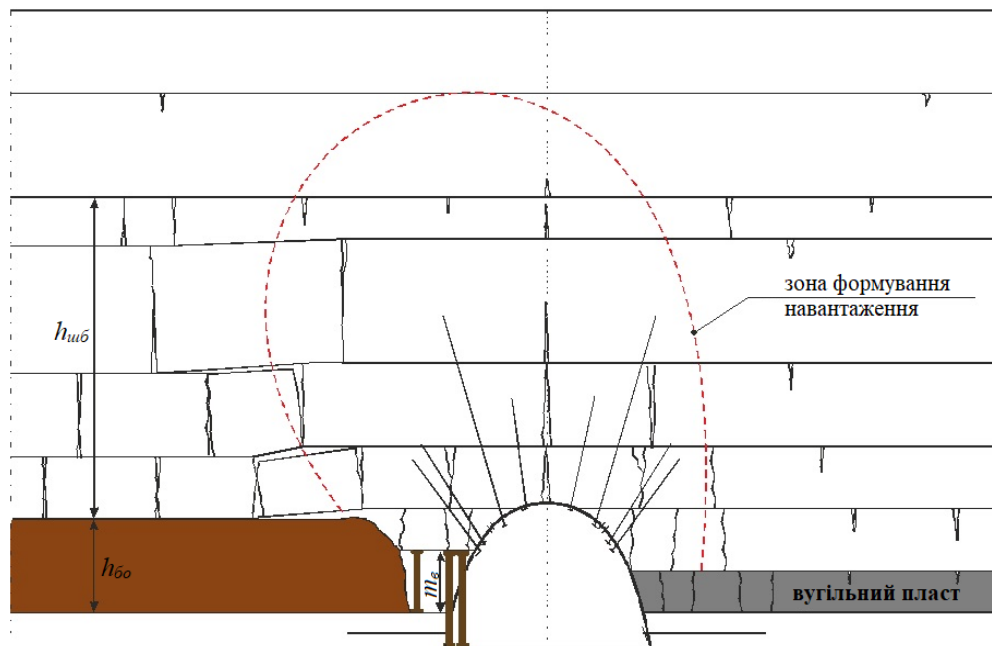


Рисунок 4.1 – Схема перетворення текстури надвугільної товщі навколо виїмкової виробки

Оцінка стійкості розпірних систем з породних блоків зазвичай проводиться на базі схематичних уявлень, взятих з курсу опору матеріалів про деформацію багатошарнірних балок; традиційна схема наведена на рис. 4.2. Зазвичай розглядається тришарнірна балка з двох породних блоків заввишки відповідній потужності  $m_i$   $i$ -го породного шару основної покрівлі, на яку впливає навантаження  $q_2$  від ваги верхніх порід. Стійкість балки оцінюється за співвідношенням так званого перекидного моменту (від дії активного навантаження) і утримуючого моменту від дії пари сил  $F$ , що є результатом осьових (зазвичай горизонтальних) напружень у зоні стиску поперечного перерізу балки. На основі наведеної схеми з деякими варіаціями розподілу активних навантажень і реактивних зусиль виконана ціла низка досліджень, наприклад, [85], [89], [109], [115], [129], [167], [198] з обґрунтування механізму навантаження кріпильних і охоронних конструкцій виїмкових виробок, секцій

механізованого кріплення очисних вибоїв і т.п., а також з розробки методів прогнозу проявів гірського тиску.



Рисунок 4.2 – Схема до розрахунку стійкості розпірної системи з двох породних блоків

У частині розгляду механізму анкерного зміцнення породного масиву навколо гірничої виробки також нерідко використовується схема тришарнірної балки [167] або опору багат шарової балки [168]. Ці схеми, хоча і вельми ідеалізовані для одиночної виробки, але для умов розшарування надвугільної товщі і розбиття її на блоки (після проходження очисного вибою) вона досить об'єктивно відображає сутність процесу «зв'язування» породних окремоностей в якусь подобу вантажонесучій армопородній конструкції.

Що стосується механізму формування армопородних конструкцій за допомогою комбінованих анкерних систем, то науково-технічні опрацювання цього напрямку поки зустрічаються рідко [117], [129], [183]. Стосовно до умов Західного Донбасу є шахтні спостереження [193] за проявами гірського тиску у виїмкових штреках, які дають досить позитивну оцінку застосування канатних анкерів у поєднанні зі сталеполімерними конструкціями; крім цього, результати моделювання МСЕ дозволили встановити низку закономірностей для розробки методу розрахунку раціональних параметрів комбінованих анкерних систем у виїмкових виробках.

Зазначені дослідження акцентують увагу на необхідності зміцнення приконтурних порід у боках виробки для створення досить жорстких опор, що чинять опір опусканню армопородної плити і підсилюють ефективність захисту рамного кріплення від надмірного гірського тиску. Тому наявні розробки необхідно врахувати при обґрунтуванні механізму зміцнення масиву комбінованими анкерними системами і створенні схем оптимізації їх роботи спільно з рамним кріпленням.

Нарешті, остання позиція, що стосується механізму взаємодії елементів кріпильної системи з конструктивними зв'язками між рамами й анкерами, базується на окремих розробках [105], [112] – [114], [116], [117], які необхідно врахувати та розвинути в плані оптимізації зв'язків канатних анкерів з верхняком рами в комплексі з посиленням стояків рам і зміцненням безпосередньої підшви в боках виробки для створення ефективної протидії силам гірського тиску при навантаженні армопородної плити.

Таким чином, завдання обґрунтування механізму взаємодії рамних кріплень і комбінованих анкерних систем має досить апробовану та достовірну базу для її успішного вирішення.

### **4.3 Механізм опору розпірних систем**

На основі викладених уявлень розроблено та обґрунтовано механізм деформування вуглевмісного масиву навколо виїмкової виробки, що підтримується рамним кріпленням у поєднанні з комбінованою анкерною системою; оскільки в ракурсі повторного використання виробки розглядається її ділянка позаду очисного вибою, то береться до уваги робота тієї чи іншої охоронної конструкції.

Основною складовою взаємодії є поведінка зміцнених анкерами прилеглих порід, яке залежить, головним чином, від двох складових: текстури і властивостей вуглевмісного масиву; параметрів встановлення комбінованої анкерної системи. Тому необхідним є використання поєднання аналізу результатів розрахунку НДС за допомогою, наприклад, МСЕ і складання



ідеалізованих схем деформування армопородних конструкцій, що обґрунтовано в попередніх розділах.

Почнемо зі схеми деформування ділянки так званої розпірної системи, що включає два породних блоки (висотою  $m_i$ , довжиною  $l_i$ ), які утворилися в результаті вигину шару основної покрівлі потужністю  $m_i$  (див. рис. 4.1). Довжина  $l_i$  породних блоків у загальному випадку змінна за простяганням і визначається з аналізу епюри розподілу горизонтальних напружень  $\sigma_x$ , отриманої при розрахунку геомеханічної моделі за допомогою МСЕ; але у першому наближенні розглянемо механізм опору зовнішньому навантаженню двох однакових породних блоків (рис. 4.3) з урахуванням розвитку процесу деформування такої розпірної системи.

У початковий період зрушення надвугільної товщі у процесі опускання і вигину породних шарів горизонтальними розтягальними напруженнями  $\sigma_x$  формуються вертикальні тріщини розриву, що поширюються переважно вертикально на висоту близько  $\frac{3}{4}m_i$  [198]. Інша чверть потужності породного шару піддається впливу стискних  $\sigma_x$ , за рахунок яких утворюється пара сил  $F_a$  і завдяки плечу  $\Delta_a$  їх дії виникає так званий утримуючий момент, який чинить опір вертикальному гірському тиску. Взаємний прогин породних блоків (їх поворот відносно вертикалі) визначається різницею між переміщеннями у центральній частині ( $u_1^{e,n}$ ) розпірної системи і на її границях ( $u_2^{e,n}$ ); індекси «e» і «n» відносять величини переміщень до верхньої і нижньої поверхонь породних блоків. З огляду на тенденції загасання переміщень масиву зі збільшенням відстаней від виробки завжди має місце нерівність  $u_{1,2}^e < u_{1,2}^n$ .

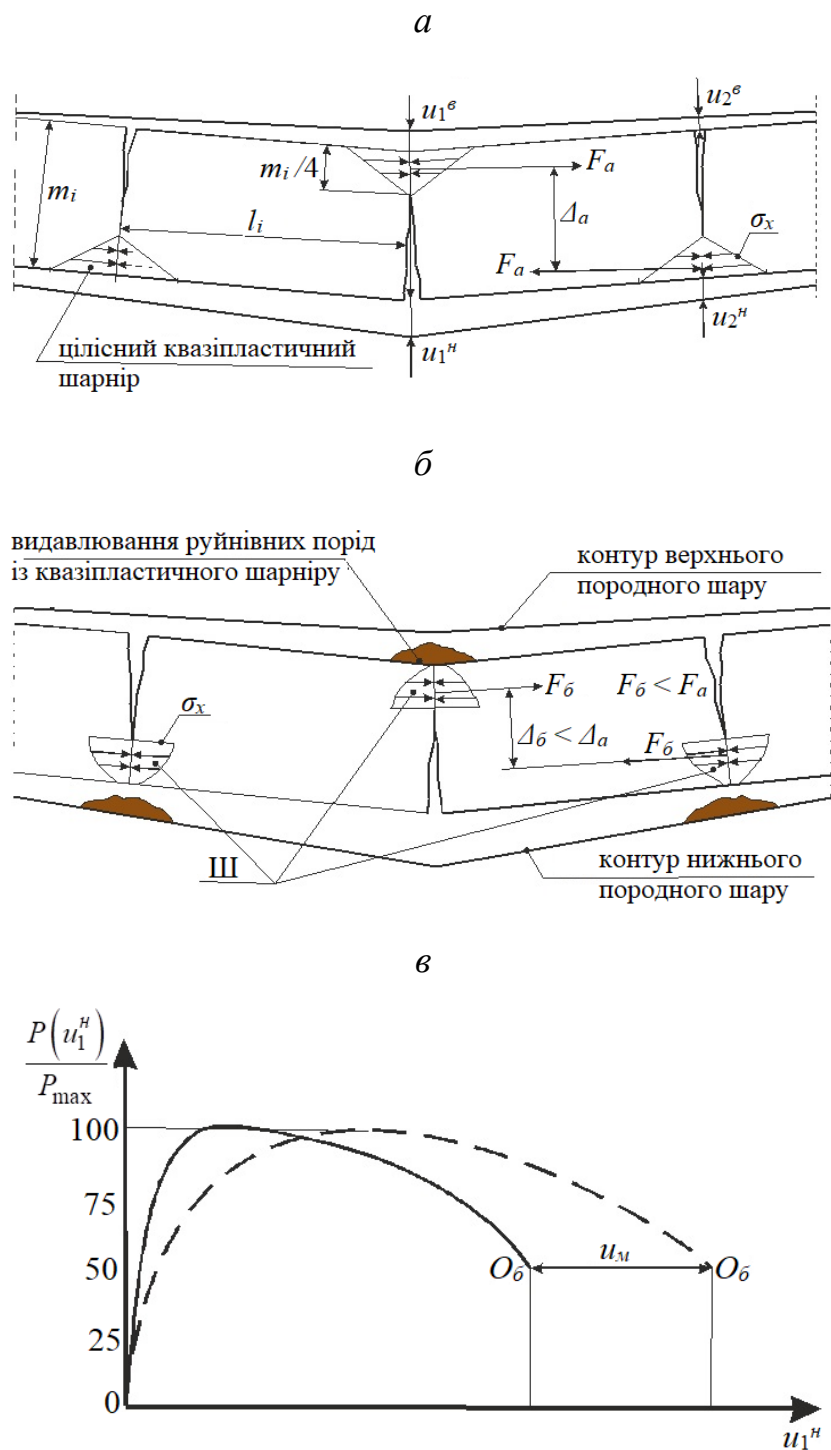


Рисунок 4.3 – До механізму деформування розпірної системи з двох породних блоків у початковий період (*a*) утворення квазіпластичних шарнірів (Ш) і в процесі їх знеміцнення (*б*) з відображенням якісної деформаційно-силової характеристики (*в*) опору гірському тиску: — безпосередньо розпірна система; ---- з урахуванням опускання верхнього масиву

У початковий період роботи розпірної системи максимуми стискних  $\sigma_x$  ще не перевищили опір породи стиску  $\sigma_{cm}$  і перерізу, де розташовані майбутні квазіпластичні шарніри знаходяться в цілісному стані: тому величина піддатливості розпірної системи характеризується невеликими значеннями в межах пружно-пластичних деформацій даного літотипу, а її деформаційно-силова характеристика на початковому етапі відрізняється високою жорсткістю (див. рис. 4.3, в).

У міру розвитку проявів гірського тиску ростуть переміщення  $u_{1,2}^{6,H}$  розпірної системи, збільшується кут взаємного повороту блоків і, відповідно, стискних напружень  $\sigma_x$  на їх контактах. У деякий момент максимуми  $\sigma_x$  на приповерхневих ділянках породних блоків перевершують їх опір стиску  $\sigma_{cm}$  і починається процес знеміцнення породи на контактах. Він супроводжується зміною епюри  $\sigma_x$  по висоті зони стиску: відбувається падіння  $\sigma_x$  на ділянках протікання знеміцнення контактів і чим більше опускання блоків, тим інтенсивніше йде знеміцнення контактів і вагомніше падіння напружень  $\sigma_x$ . Зазначений процес знеміцнення породи на контактах породних блоків можна описати виходячи з повної діаграми деформування гірської породи [99], [108], [147], а саме – її позамежної стадії. Тут слід враховувати, що наявність навіть невеликих пустот між шарами перетворює тривісний стан породи на двовісний, коли наявність інших компонент напружень (крім  $\sigma_x$ ) не впливає на процес знеміцнення. На стадії розпушування деякий зайвий об'єм порід видавлюється у порожнини між сусідніми породними блоками (див. рис. 4.3, б); при цьому мінімальна компонента напружень різко знижується, що, як відомо, зменшує опір породи дії максимальної компоненти, якою в нашому випадку є  $\sigma_x$ .

Таким чином, у приповерхневих зонах породних блоків горизонтальні напруження знижуються до величини залишкового опору породи стиску  $\sigma_{cm}^3$ , що становить в середньому 15 – 25% від значення  $\sigma_{cm}$  [108], [147] для літотипів Західного Донбасу, а максимум  $\sigma_x$  переміщається до границі тріщин розриву.

При цьому зменшуються як величина рівнодіючих  $F_6$ , так і плече  $\Delta_6$  даної пари сил: відповідно знижується утримуючий момент і стійкість розпірної системи в цілому. За подальшої інтенсифікації проявів гірського тиску невідповідність між перекидним і утримуючим моментами призводить до обвалення досліджуваної розпірної системи. Даний процес зниження стійкості розпірної системи проілюстровано на якісних графіках зв'язку відносної реакції  $\frac{P(u_1^H)}{P_{\max}}$  з величиною  $u_1^H$  її піддатливості в центральній частині ( $P_{\max}$  – максимальна несуча здатність розпірної системи), де точками  $O_6$  позначений момент обвалення (див. рис. 4.3, в). Тут суцільною лінією показана деформаційно-силова характеристика розпірної системи як такої, а пунктирною лінією – з урахуванням сумарних переміщень нижньої поверхні блоків, що включають опускання  $u_m$  масиву порід, розташованих вище даної розпірної системи. Остання обставина необхідна для виконання узгодження режимів роботи різних кріпильних елементів і їх подальшої оптимізації.

Вище розглянуто деформування розпірної системи, що включає два породних блоки однакової довжини  $l_i$  і три квазіпластичні шарніри. Такий варіант розпірної системи можна вважати окремим випадком перетворення текстури надвугільної товщі, який може мати місце в більш віддалених від штреку породних шарах, доступних лише канатним анкерам. У прилеглих породних шарах (особливо невеликої потужності  $m_i$ ) швидше за все відбувається їх поділ на більшу кількість породних блоків (див. рис. 4.1), про що свідчить аналіз НДС шаруватого масиву за результатами численних розрахунків МСЕ.

У зв'язку з викладеним доцільно розкрити й обґрунтувати особливості механізму протидії гірському тиску розпірної системи, що включає більше двох породних блоків. Наші уявлення про роботу такої розпірної системи відображено на рис. 4.4: вона складається, наприклад, з п'яти породних блоків, з'єднаних п'ятьма квазіпластичними шарнірами (I–V); на торець п'ятого

породного блоку діють горизонтальні напруження  $\sigma_x$ , обумовлені силами бокового розпору від обвалених порід у виробленому просторі. Результируючі сили  $F_j$  ( $j=I, \dots, V$ ) горизонтальних розпирних зусиль не рівні між собою за величиною і плечем дії, в результаті чого відновлюючий момент  $M_{від}$  змінний не тільки за значенням, а й у напрямку дії, яке визначається зміною знака кривизни по довжині розпирної системи. Ступінь порушеності породи в квазіпластичних шарнірах збільшується в міру руху від недоторканого масиву до виробленого простору; з цієї причини відбувається зниження  $M_{від}$ . На нижній поверхні розпирної системи прикладені реактивні зусилля (від недоторканого масиву  $P_{мас}$ , кріплення штреку  $P_{кр}$ , його охоронної конструкції і обвалених порід  $P_{об}$  у виробленому просторі), що сприяють підвищенню її стійкості.

Враховуючи фундаментальні положення будівельної механіки, слід взяти до уваги закономірність зниження несучої здатності будь-якої конструкції при збільшенні в ній кількості шарнірів більше трьох одиниць. Тому за інших рівних умов багат шарнірна розпирна система має несучу здатність (максимальну реакцію опору  $P_{max}$ ) зниженої величини порівню з розпирною системою з двох породних блоків (див. рис. 4.3). Однак у відносних значеннях

$\frac{P(u)}{P_{max}}$  розпирні системи з різною кількістю блоків порівнювати досить зручно з

метою пошуку основних відмінностей їх деформаційно-силових характеристик (див. рис. 4.4, б). На нашу думку багат шарнірна розпирна система (суцільна лінія) має підвищену піддатливість  $u$  порівняно з тришарнірною (пунктирна лінія). Ця пропозиція обґрунтовується двома причинами:

– по-перше, збільшується кількість шарнірів, де відбувається поворот одного породного блоку відносно іншого і якщо підсумувати загальний прогин (над виробкою), то він зростає пропорційно кількості блоків у розпирній системі;

– по-друге, кожен квазіпластичний шарнір має певну піддатливість у горизонтальному напрямку через порушеність породи на контактах суміжних

породних блоків (див. рис. 4.3, б); зі збільшенням кількості блоків росте можливість горизонтальних переміщень, а разом з ними і загальний прогин розпірної системи в її центральній частині.

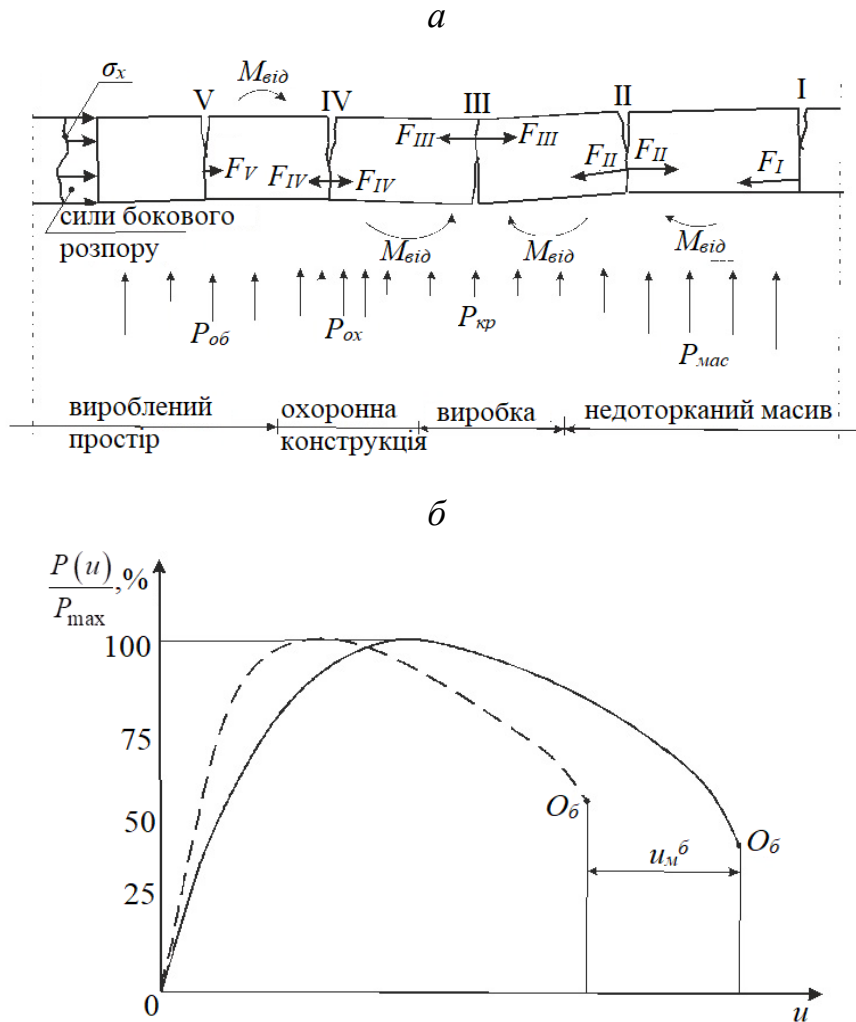


Рисунок 4.4 – Схема опору багат шарнірної розпірної системи (*a*) і якісний вигляд (*б*) деформаційно-силових характеристик: — п'ятишарнірної розпірної системи; - - - тришарнірної розпірної системи

Таким чином, багат шарнірна розпірна система має менш жорстку деформаційно-силову характеристику; це починає проявлятися у початковий період її навантаження і в міру росту деформацій різниця між переміщеннями збільшується (суцільна і пунктирні лінії на рис. 4.4, б), досягаючи максимуму  $u_M^{\bar{\delta}}$  в момент обвалення (точка  $O_{\bar{\delta}}$ ) багат шарнірної розпірної системи.

Нагадаємо, що друга основна відмінність деформаційно-силової характеристики багат шарнірної розпірної системи є її знижена несуча здатність. Але, слідуючи канонам оптимізаційних схем (див. розділ 1), можна стверджувати, що підвищена піддатливість багат шарнірної розпірної системи знижує на неї навантаження за фактором деформаційно-силової характеристики масиву, що знеміцнюється. У підсумку, цілком ймовірний варіант, коли знижена несуча здатність багат шарнірної розпірної системи перевищує діюче на неї навантаження і даний породний шар знаходиться у стійкому стані.

У ракурсі викладених уявлень про зв'язок деформаційно-силової характеристики розпірної системи з кількістю блоків її складових відзначимо деякі тенденції у текстурному перетворенні порід надвугільної товщі навколо виїмкової виробки після проходження очисного вибою. Ці тенденції ґрунтуються на аналізі результатів численних обчислювальних експериментів на базі МСЕ.

Перша тенденція – зі збільшенням відстані (від виробки) в покрівлю пласта інтенсивність розшарувань і величина прогинів породних шарів знижуються. Тому, за інших рівних умов, поділ вертикальними тріщинами розриву породних шарів на блоки відбувається тільки в зонах дії максимумів розтягальних і стискних  $\sigma_x$ , а таких зон стає менше в міру віддалення у покрівлю. Отже, зі збільшенням відстані від виїмкового штреку довжина  $l_i$  породних блоків збільшується. На деякій відстані від виробки рівень розтягальних  $\sigma_x$  ще здатний спровокувати появу тріщини, але недостатній для розвитку тріщини на всю потужність шару: у зоні його стиску величина інтенсивності напружень  $\sigma$  не здатна знеміцнити породу до такого ступеня, щоб відбувся поділ  $i$ -го шару на блоки; він зберігає цілісність з наявністю тріщин розриву обмеженої довжини (див. рис. 4.1). Крім того, через асиметрію гірського тиску в крайових частинах пласта тріщини розриву обмеженої довжини з'являються і в більш близько розташованих породних шарах з боку недоторканого масиву.

Друга тенденція тісно пов'язана з першою і полягає в змінній довжині  $l_i$  блоків в одному і тому ж шарі за його простяганням. Це обумовлено дією

геостатичних аномалій, які в поперечному перерізі виїмкової виробки мають яскраво виражену асиметрію. З боку недоторканого масиву прогини і розшарування порід покрівлі обмежуються протидією з боку порід підшоши; тому довжина блоків має підвищену величину. З боку виробленого простору прогини породних шарів активізуються і тут довжина блоків скорочується.

Третя тенденція також обумовлена взаємовпливом перших двох: загасання процесу поділу на блоки по висоті надвугільної товщі призводить до того, що дане явище має місце тільки в зоні дії максимальних аномалій НДС, які розташовуються над виробкою (на віддаленні по вертикалі) поблизу проєкцій її боків і центральної частини склепіння. Тут, як правило, утворюється всього два блоки з трьома квазіпластичними шарнірами як показано на схемі рис. 4.3. Таким чином, цей варіант розпірної системи досить ймовірний в деяких породних шарах основної покрівлі.

Четверта тенденція обумовлена накладенням закономірностей розвитку аномалій гірського тиску на зміни текстури надвугільної товщі по її висоті: чим більше потужність  $m_i$   $i$ -го шару, тим менше в ньому концентрації напружень і він менш активно поділяється на блоки (якщо такий поділ відбувається); їх довжина збільшується з ростом потужності шару. Отже, в межах висоти  $h_{шб}$  зони шарнірно-блокового зрушення (яка сама сильно залежить від текстури покрівлі) будуть розташовуватися розпірні системи з різною кількістю блоків; враховуючи також різну потужність цих розпірних систем, доводиться зустрічатися з цілою сім'єю їх деформаційно-силових характеристик з різними функціями  $P(u)$ . Частина деформаційно-силових характеристик розпірних систем у межах висоти анкерування прилеглих порід покрівлі необхідно оптимізувати під умови підтримання конкретної виробки відповідно до залежностей розділу 3.



## **4.4 Механізм зміцнення порід покрівлі комбінованими анкерними системами за відсутності їх конструктивних зв'язків з рамним кріпленням**

### **4.4.1 Зміцнені породи покрівлі в цілому**

На базі розробленого механізму опору гірському тиску розпірних конструкцій з породних блоків у покрівлі виїмкової виробки здійснено опис процесу зміцнення прилеглого масиву за допомогою комбінованих анкерних систем з врахуванням його взаємодії з рамним кріпленням.

Відображення механізму анкерного зміцнення вміщуючих виробку порід має як глибоке історичне коріння [167], [168], [175], так і не втратило актуальності аж до теперішнього часу [105], [108], [112] – [114], [117], [164], [193], [199]. Тому є доцільним розвинути існуючі уявлення щодо оптимізації режимів взаємодії рамних кріплень з армопородними вантажонесучими конструкціями у покрівлі виїмкових виробок.

Механізм зміцнення прилеглого до виробки масиву комбінованими анкерними системами до теперішнього часу розглянуто за великим рахунком вибірково-дискретно і вельми схематично стосовно завдань тих чи інших публікацій, які налічують обмежену кількість через досить коротку історію застосування комбінованих анкерних систем. Крім того, вважаємо піонерським відразу два напрями розгляду механізму деформування прилеглого масиву, зміцненого комбінованими анкерними системами:

- перший – повторне використання виїмкових виробок, тобто, розгляд зони дії вельми інтенсивних аномалій гірського тиску;
- другий – оптимізаційний підхід узгодження режимів роботи рамного кріплення й армопородних конструкцій.

Тому вважаємо за доцільне більш детально відобразити наші уявлення про деформацію кожної з розпірних породних систем (утворених з породних шарів), схильних до зміцнення комбінацією сталеполімерних і канатних анкерів з урахуванням силової взаємодії з рамним кріпленням виїмкових штреків.

Зіставляючи найбільш уживані довжини канатних анкерів з текстурою прилеглих порід надвугільної товщі визначено, що найбільш всеосяжним варіантом є зміцнення до трьох породних шарів покрівлі. Цей варіант наведено на схемі рис. 4.1 і для його більш детального розгляду на рис. 4.5 побудовано центральну частину схеми з розподілом навантажень і зусиль від взаємодіючих елементів.

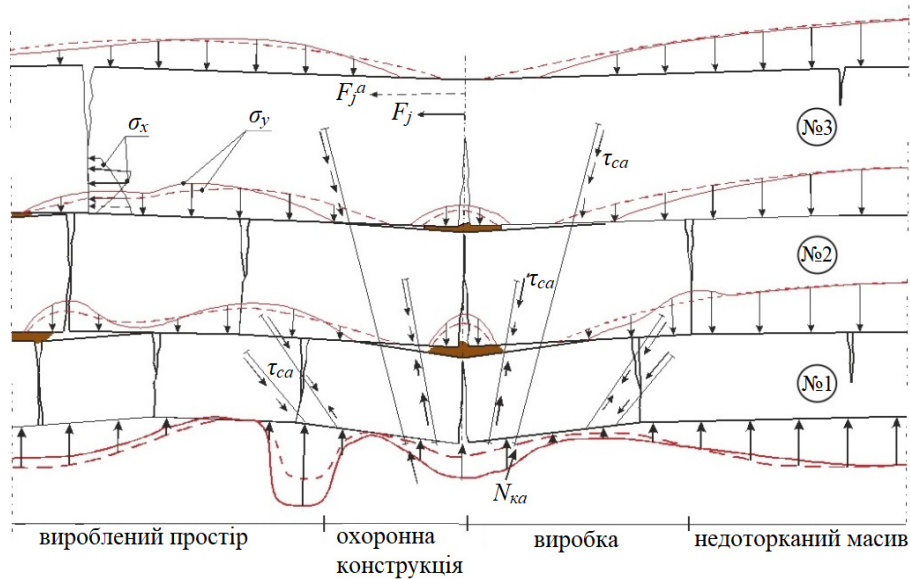


Рисунок 4.5 – Схема навантаження армопородної конструкції з трьох розпірних систем

Комбінована анкерна система формує вантажонесучу армопородну конструкцію, що складається з трьох породних шарів (№1, №2 і №3), розбитих на блоки. У кожному з трьох породних шарів виникає розпірна система, що взаємодіє як з іншими розпірними системами, так і з рамним кріпленням безпосередньо або опосередковано через інші породні шари. Центральна частина розпірних систем виділена тому, що саме тут відбувається основна силова взаємодія з рамним кріпленням та їх охоронною конструкцією.

На кожен розпірну систему діє вертикальний тиск від верхніх породних шарів і реакція відсічі від нижніх шарів або рамного кріплення у поєднанні з охоронною конструкцією. Ці зусилля представлені у вигляді вертикальних напружень  $\sigma_y$ ; особливості розподілу  $\sigma_y$  у поперечному перерізі виробки

обумовлені деформаціями породних блоків:

- за рахунок розшарування між суміжними блоками по висоті покрівлі виникають ділянки їх поверхонь, де контакт або відсутній, або мінімальний; тут вертикальне напруження зникає або дуже незначне і ці ділянки розташовані з боків центрального квазіпластичного шарніра;

- у самому центральному квазіпластичному шарнірі виникає локальна зона підвищених  $\sigma_y$  через процес знеміцнення та видавлювання зруйнованих порід під впливом стискних  $\sigma_x$ ;

- у міру віддалення від центрального квазіпластичного шарніра порожнина між суміжними (по висоті) породними блоками замикається, і тиск поверхні їх контакту збільшується;

- у районі периферійних (бічних) квазіпластичних шарнірів відбувається локальне зростання  $\sigma_y$  по раніше зазначеній причині видавлювання порушених порід із зони дії концентрацій стискних  $\sigma_x$ , а також через змикання поверхонь суміжних породних блоків.

У горизонтальному напрямку на кожен породний блок діють напруження  $\sigma_x$  і їх результуюче зусилля  $F_j$ ; обидва види навантаження залежать (як описано вище) від ступеня знеміцнення порід у зоні концентрацій стискних  $\sigma_x$  та інтенсивності напружень  $\sigma$  в цілому.

Комбінована анкерна система підвищує стійкість породних блоків: їх взаємний поворот обмежується, ступінь знеміцнення в квазіпластичних шарнірах знижується і епюра  $\sigma_x$  (пунктирна лінія) перетворюється порівняно з варіантом відсутності анкерного зміцнення (суцільна лінія на рис. 4.5). При цьому збільшуються результуючі зусилля  $F_j^a$  з одночасним ростом плеча їх дії, що призводить до підвищення відновлювального моменту  $M_{від}$  (див. рис. 4.3) і стійкості розпірної системи.

Вплив сталеполімерних анкерів, закріплених по всій їх довжині, виражається в появі дотичних напружень  $\tau_{ca}$  на контакті з породними стінками шпура. Згідно

з дослідженнями [105], [173] напрямом  $\tau_{ca}$  протилежний один одному на заглибленій і приконтурній ділянках анкера, що і відображено на схемі: центральні сталеполімерні анкери в нижньому породному шарі діють своїми дотичними напруженнями в сторону покрівлі; в середньому породному шарі – в сторону виробки. Розподіл  $\tau_{ca}$  на контакті з периферійними сталеполімерними анкерами аналогічний, але на схемі рис. 4.5 приконтурні породи в боках штреку не показані.

Канатні анкери закріплюються лише в своїй замковій частині протяжністю 1,0 – 1,1 м, а на решті довжині не мають контакту з породними стінками шпуру. Тому їх силовий вплив полягає в розподілі дотичних напружень  $\tau_{ка}$  в межах замкової частини, які врівноважуються зосередженими зусиллями  $N_{ка}$  від опорної плити на хвостовику анкера.

Центральна частина нижньої розпірної системи по своїй внутрішній поверхні навантажена реакцією з боку рамного кріплення. Дія інших реактивних зусиль (від охоронної конструкції, завалених порід і недоторканого масиву) виходить за рамки ширини центральної частини нижньої розпірної системи.

На схемі рис. 4.5 розподілене навантаження і реактивні зусилля показані суцільною лінією за відсутності анкерного зміцнення і пунктирною лінією при встановленні комбінованої анкерної системи. Вплив останньої неоднозначно: нижня розпірна конструкція, безумовно, підвищує свою стійкість завдяки реакції анкерів, а зміна стійкості середньої та верхньої розпірних систем залишається під питанням в плані позитивної або негативної тенденцій, адже там розташовується навантажена замкова частина анкерів, зусилля від якої створюють перекидний момент у породних блоках.

Для з'ясування закономірностей впливу анкерного зміцнення розглянемо рівноважний стан одного з двох центральних блоків кожної з трьох розпірних систем щодо зміни їх деформаційно-силових характеристик у процесі розвитку зрушень надвугільної товщі. У зв'язку з цим на наступних схемах показано два

положення: при помірному (пунктирна лінія) та інтенсивному (суцільна лінія) опусканні порід покрівлі.

#### 4.4.2 Нижня розпірна система

Оцінимо стійкість і закономірність зміни опору центральної частини нижньої розпірної системи, що безпосередньо прилягає до виїмкових виробок (рис. 4.6). Вертикальний гірський тиск у вигляді напружень  $\sigma_y$  створює перекидний момент  $M_{пер}$ , спрямований на поворот породного блоку в сторону виробки з подальшим його обваленням на рамне кріплення. Цьому протидіє ціла низка зусиль: реакція рамного кріплення  $P_{кр}$  і охоронної конструкції  $P_{ох}$ ; дотичні напруження  $\tau_{са}$  на контакті сталеполімерних анкерів з породними стінками шпуру; реакція  $N_{ка}$  канатного анкера; пара результуючих сил  $F_1^a$  від дії горизонтальних напружень  $\sigma_x$ .

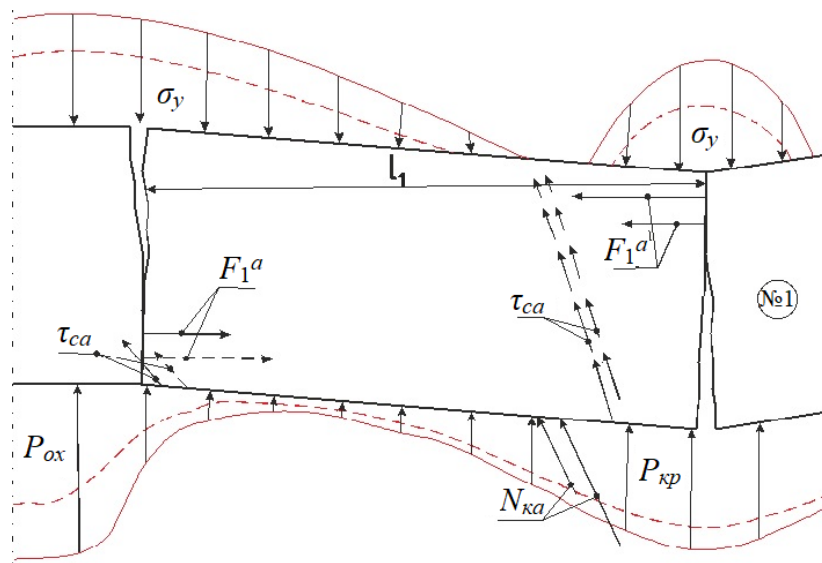


Рисунок 4.6 – Схема деформування нижньої розпірної системи при комбінованому анкерному зміцненні в умовах помірному (----) та інтенсивного (—) опускання порід покрівлі

Розподіл реакції рамного кріплення  $P_{кр}$  нерівномірно по довжині  $l_1$  блоку, що обумовлено його підвищеним переміщенням (при опусканні) на кінцевій

ділянці в центральній частині виробки зі зменшенням зміщення в міру руху до її боків, де навантаження формується за рахунок загальних зрушень верхнього масиву. З переходом роботи рами в піддатливий режим величина її опору несуттєво змінюється і частково стабілізується (в певному діапазоні) поза тісного зв'язку з інтенсивністю проявів гірського тиску. Тому вплив рамного кріплення в межах її конструктивної піддатливості можна вважати відносно постійним з невеликим градієнтом росту  $P_{кр}$ .

Охоронна конструкція знаходиться, як правило, за межами довжини  $l_1$  блоку, що обґрунтовується численними шахтними спостереженнями: постійно відзначається поява вертикальних тріщин розриву, паралельних поздовжній осі виробки і віддалених від п'яти її склепіння на відстані 0,5 – 1,0 м. Тому розташування бокового квазіпластичного шарніру приблизно збігається з межею охоронної конструкції; реакція  $P_{ox}$  розподілена на невеликій площі близько бокового квазіпластичного шарніру блоку (або взагалі зусилля  $P_{ox}$  не впливають на блок) і відновлювальний момент  $M_{від}$  від дії  $P_{ox}$  мінімальний. Те ж стосується значення  $M_{від}$  від реакції бічних стояків кріплення посилення, яке встановлюються впритул до бровки берми, що відображено на схемі деякою концентрацією  $P_{ox}$ . Деформаційно-силовою характеристикою охоронної системи і бічних стояків кріплення посилення залежить від їх конструкції, але, як правило, відрізняється підвищеною жорсткістю. Однак через мале плече дії реакції  $P_{ox}$  і невеликої величини її результуючої відновлювальний момент несуттєво впливає (або вплив повністю відсутній) на стійкість породного блоку, також як і режим роботи охоронної системи в поєднанні з бічними стояками кріплення посилення.

Реакція  $N_{ка}$  канатних анкерів значно впливає на підвищення стійкості породного блоку через велике плече (відносно бічного квазіпластичного шарніра) дії  $N_{ка}$ , що формує значний відновлювальний момент  $M_{від}$ . У міру розвитку зрушень надвугільної товщі росте реакція  $N_{ка}$  по досить жорсткій залежності, оскільки розтяг канату (незважаючи на його підвищену довжину)

досить незначний; дещо «пом'якшує» жорстку деформаційно-силову характеристику канатного анкера врахування опускання порід покрівлі за межами анкерного зміцнення. Після досягнення максимальної реакції опору канатного анкера (величина несучої здатності) відбувається послідовне порушення його контакту (в замковій частині) з породними стінками шпуру і падіння реакції опору аж до стабілізації  $N_{ка}$  у режимі ковзання. Такий механізм розроблено й описано в роботах [105], [112] – [114] для цілої групи так званих беззамкових анкерів, у тому числі й для сталеполімерних конструкцій. Тому деформаційно-силова характеристика сталеполімерного анкера подібна, але падіння його реакції (за великої піддатливості) менш інтенсивна через закріплення полімером арматури по всій її довжині.

Вплив сталеполімерних анкерів в районі п'яти склепіння виробки незначний через дуже обмежене плече дії сумарних дотичних напружень  $\tau_{ca}$  відносно бокового квазіпластичного шарніра. Навпаки, вплив центральних сталеполімерних анкерів досить вагомий через велике плече дії сумарних  $\tau_{ca}$  і розвитку високого відновлювального моменту  $M_{від}$ .

Останньою складовою загального відновлювального моменту  $M_{від}$  є дія пари розпірних зусиль  $F_1^a$  від горизонтальних напружень  $\sigma_x$  у квазіпластичних шарнірах. Характер перетворення епюри  $\sigma_x$  в міру розвитку піддатливості розпірної системи і збільшення ступеня порушеності породи в районі квазіпластичних шарнірів описано в попередньому підрозділі (див. рис. 4.3), також як і якісний вид самої деформаційно-силової характеристики нижньої розпірної системи.

Таким чином, зазначені всі складові опору нижньої розпірної системи, які у вигляді деформаційно-силових характеристик  $P_i(u)$  представлені якісним чином пунктирними лініями ( $i = 1, \dots, 5$ ) на рис. 4.7. Сума функцій  $P_i(u)$  являє собою загальну деформаційно-силову характеристику нижньої розпірно-блокової породною конструкції при її зміцненні комбінацією сталеполімерних і канатних анкерів (суцільна лінія). При цьому враховується вплив рамного

кріплення й охоронної системи, а також різний момент настання граничного стану для складових схеми підтримання виїмкової виробки. В оптимізаційному плані результуюча функція  $P_i(u)$  і є тією залежністю, яка регулюється (кріпильними елементами, що входять до системи) відповідно до конкретної гірничо-геологічної ситуації підтримання виробки, що визначається співвідношеннями (3.5) – (3.10), (3.12), (3.15) і (3.16).

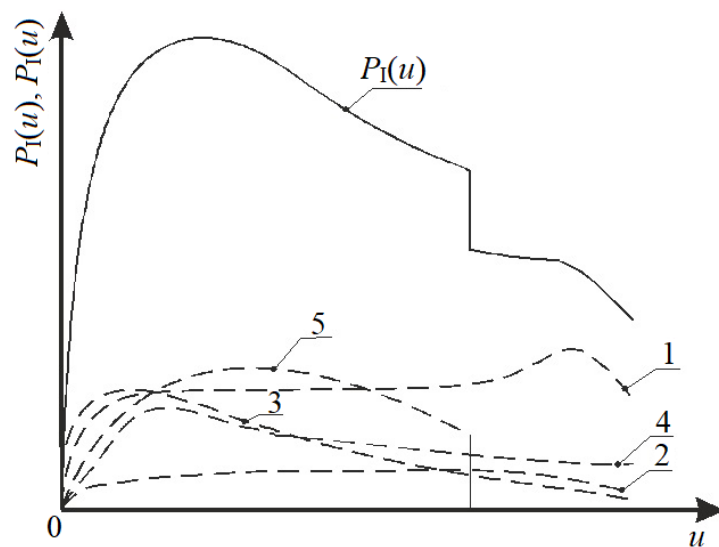


Рисунок 4.7 – Якісні деформаційно-силові характеристики  $P_i(u)$  складових (----) схеми підтримання виїмкових виробок ( $i = 1, \dots, 5$ ) і їх загальна залежність (—) для нижньої розпірної системи: 1 – рамне кріплення; 2 – охоронна конструкція з бічними стояками кріплення посилення; 3 – канатний анкер; 4 – сталеполімерні анкери; 5 – нижня розпірна система

#### 4.4.3 Середня розпірна система

В армопородну конструкцію входять ще два зміцнених породних шари (див. рис. 4.5) зі своїми розпірно-блоковими системами, режим роботи яких обов'язковий до врахування у загальній деформаційно-силовій характеристиці всієї схеми підтримання виїмкової виробки. Тому перейдемо до розгляду механізму деформування середньої розпірної системи, схему якого наведено на рис. 4.8.



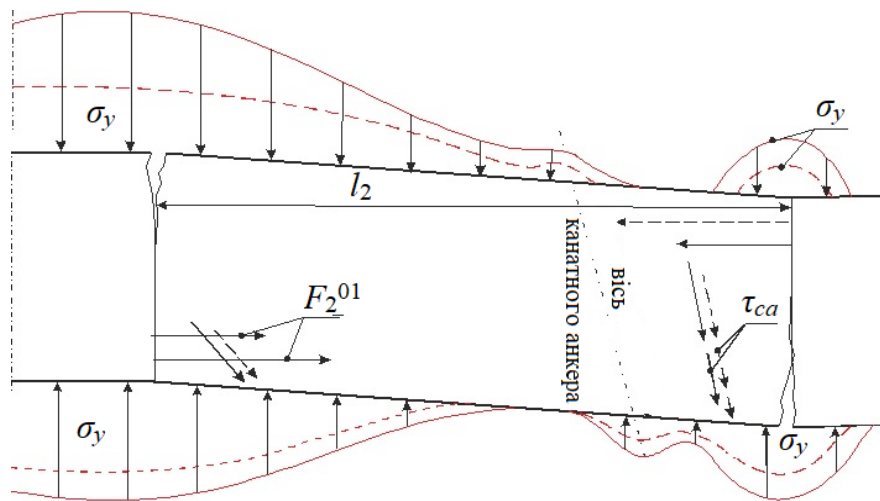


Рисунок 4.8 – Схема деформування середньої розпірної системи при комбінованому анкерному зміцненні в умовах помірному (-----) та інтенсивного (——) опускання порід покрівлі

Дана розпірна-блокова конструкція схильна до впливу: вертикальних напружень  $\sigma_y$  на верхній і нижній поверхнях; дотичних напружень  $\tau_{ca}$  від дії сталеполімерних анкерів і пари результуючих розпірних зусиль  $F_2^a$  від дії горизонтальних напружень  $\sigma_x$  у центральному і боковому квазіпластичних шарнірах.

Розподіл  $\sigma_y$  на верхній і нижній поверхнях породного блоку характеризується наступними особливостями:

- по довжині  $l_2$  породного блоку відбувається зменшення  $\sigma_y$  від бокового до центрального квазіпластичного шарніра, що обумовлено розкриттям порожнини між суміжними (по висоті) блоками; при досягненні певної координати довжини блоку  $\sigma_y = 0$  або дуже близькі до цього значення;

- величина  $\sigma_y$  на верхній поверхні середнього блоку вища, ніж на нижній поверхні в силу дії закономірності зменшення розшарувань і підвищення жорсткості (з цієї причини) породних шарів і розпірних систем у міру збільшення відстані від виробки; більш детально співвідношення деформаційно-силових характеристик по висоті покрівлі та їх взаємодія один з одним буде розглянуто окремо;

– у районі центрального квазіпластичного шарніра на обох поверхнях породного блоку діють концентрації  $\sigma_y$ , обумовлені видавлюванням знеміщеного об'єму стискними горизонтальними напруженнями, що було розглянуто раніше; оскільки в нижньому шарі (за інших рівних умов) ступінь знеміщення у квазіпластичних шарнірах вищий, ніж в середньому шарі, то і концентрація  $\sigma_y$  на нижній поверхні перевершує таку на верхній поверхні блоку;

– по осі розташування канатного анкера (див. рис. 4.8) від його зусиль ( $N_{ка}$  у нижньому породному блоці та  $\tau_{ка}$  у верхньому блоці) передається деякий вплив по поверхнях середнього блоку, що відображено на схемі у вигляді збурень  $\sigma_y$ ; причому, нижній блок, що більш легко деформується, буде передавати більшу величину вертикальних напружень.

Вплив сталеполімерних анкерів у вигляді дотичних напружень  $\tau_{ca}$  створює додатковий перекидний момент  $M_{пер}$ , який негативно позначається на стійкості середнього блоку, адже виходячи з принципу рівноваги дотичні напруження  $\tau_{ca}$  у нижньому та середньому блоках врівноважують один одного і позитивний вплив у першому випадку змінюється негативним впливом у другому випадку (за фактором стійкості блоків). З цього приводу деякі особливості механізму впливу сталеполімерних анкерів на стійкість нижнього і середнього блоків будуть розглянуті пізніше.

Розпірні зусилля  $F_2^a$  завжди створюють відновлювальний момент  $M_{від}$  і багато в чому визначають стійкість будь-якої розпірно-блокової конструкції навіть за відсутності будь-якого анкерного зміцнення.

Далі розглянемо якісні закономірності зміни дії факторів, що впливають на опір середньої розпірної системи при розвитку опускання порід покрівлі, які відображені на рис. 4.9.

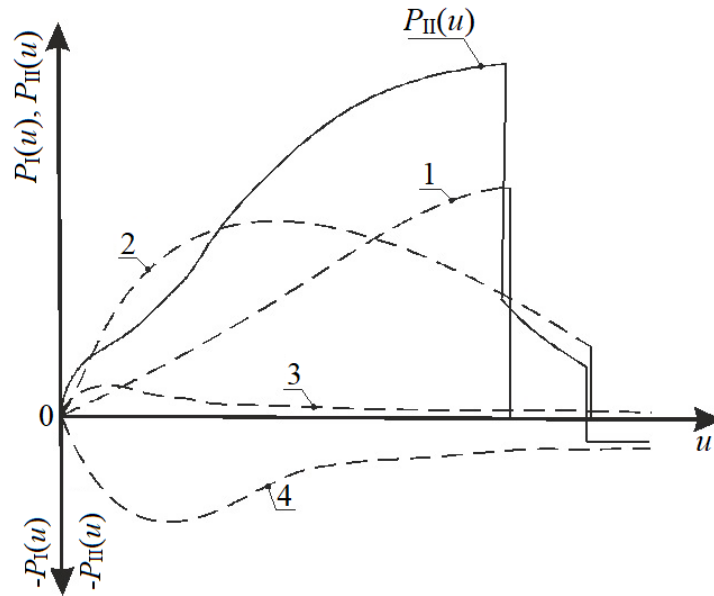


Рисунок 4.9 – Якісні деформаційно-силові характеристики складових (----) загальної залежності  $P_{II}(u)$  опору середньої розпірно-блокової системи (—): 1 – реакція нижньої розпірної системи; 2 – середня розпірна система; 3 – канатний анкер; 4 – сталеполімерні анкери

Дія реакції з боку нижньої розпірної системи (лінія 1) характеризується загальною тенденцією зростання зі збільшенням зміщень порід покрівлі, але в початковий період реакція  $P_1(u)$  не є однією з основних складових загальної функції  $P_{II}(u)$  деформаційно-силової характеристики середньої розпірної системи. Тут є дві причини:

– по-перше, змикання порожнини і ріст  $\sigma_y$  на нижній поверхні блоку відбувається починаючи від району розташування бокового квазіпластичного шарніру, де плече дії результуючої  $\sigma_y$  відносно невелике, що обумовлює низьке значення відновлювального моменту  $M_{від}$  і невеликий вплив на підвищення стійкості блоку; в міру повороту блоку переміщається результуюча напружень  $\sigma_y$ , збільшується плече її дії і росте вплив на стійкість блоку: градієнт зростання лінії 1 збільшується;

– по-друге, сама реакція на нижню поверхню блоку середньої розпірної системи залежить від функції  $P_5(u)$  блоку нижньої розпірної системи (див. рис.

4.7, лінія 5), яка в початковий період невелика і лише за деякої піддатливості  $u$  досягає свого максимуму.

У результаті маємо нелінійну функцію  $P_1(u)$  на рис. 4.9, ріст якої обмежений моментом обвалення блоку нижньої розпірної системи, – тоді її реакція на блок середньої розпірної системи практично зникає, а разом з нею різко падає загальна функція  $P_{II}(u)$ .

Друга основна складова залежності  $P_{II}(u)$  – опір самої середньої розпірної системи (лінія 2 на рис. 4.9) за рахунок пари сил  $F_2^a$  (див. рис. 4.8) і особливості функції  $P_2(u)$  вже були описані раніше. У момент обвалення середньої розпірної системи загальна функція  $P_{II}(u)$  переходить в область негативних значень з точки зору формалізованого математичного поняття, а в реальній ситуації середня розпірно-блокова система повністю втрачає стійкість і обвалюється на рамне кріплення разом зі сталеполімерними анкерами.

Вплив сталеполімерних анкерів, як зазначалося вище, полягає у створенні перекидного моменту  $M_{пер}$  відносно бокового квазіпластичного шарніру і це цілком закономірно, так як у блоці середньої розпірної системи розташовується замкова частина сталеполімерних анкерів, що утримує від зміщення блок нижньої розпірної системи. Тому якісна закономірність впливу сталеполімерних анкерів (лінія 4 на рис. 4.9) поміщена в область негативних значень по відношенню до загальної деформаційно-силової характеристики  $P_{II}(u)$  блоку середньої розпірної системи.

Вплив канатних анкерів близький до нейтрального: збурення  $\sigma_y$  на верхній поверхні блоку компенсуються з деяким надлишком реакцією  $\sigma_y$  на нижній поверхні (див. рис. 4.8). Положення даного блоку в загальній текстурі зміцнених порід на кшталт проміжного елемента, який здійснює механічний зв'язок між блоком верхньої розпірної системи (тут закріплений канатний анкер) і блоком нижньої розпірної системи (на нього впливає реакція  $N_{ка}$  канатного анкера). У рівноважному стані зміцнених порід покрівлі блок середньої розпірної системи є

ланкою, що передає навантаження від сусідніх по висоті розпірних систем, автоматично приходячи в положення самоврівноваженості. Тому на схемі рис. 4.9 (лінія 3) відображено досить слабкий вплив канатних анкерів на сумарну деформаційно-силову характеристику  $P_{II}(u)$  блоку середньої розпірної системи.

Сама функція  $P_{II}(u)$  має змінний градієнт зростання зі збільшенням піддатливості  $u$  блоку, і вона дуже залежить від двох основних складових (лінії 1 і 2 на рис. 4.9), які, по суті, відображають несучу здатність нижньої і середньої розпірних систем: як тільки вони послідовно втрачають свою реакцію опору (обвалюються на рамне кріплення), так зникає практичний сенс у комбінованому анкерному зміцненні порід покрівлі; одних лише канатних анкерів явно недостатньо для утримання великого об'єму нестійких порід.

#### 4.4.4 Верхня розпірна система

Схема навантаження центрального блоку верхньої розпірної системи, яка показана на рис. 4.10, відображає дію наступних навантажень і реактивних зусиль: вертикальних напружень  $\sigma_y$  на зовнішній і внутрішній областях; розпірні зусилля  $F_3^a$  у перерізах утворення квазіпластичних шарнірів; дотичні напруження  $\tau_{ка}$  по довжині замкової частини канатних анкерів.

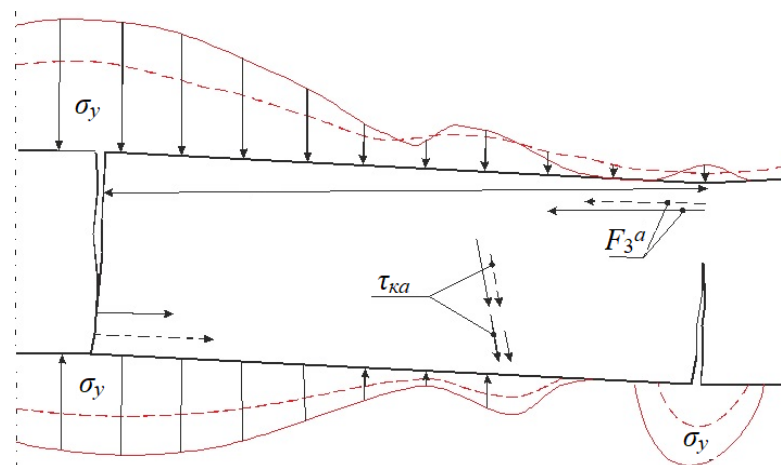


Рисунок 4.10 – Схема деформування верхньої розпірної системи при комбінованому анкерному зміцненні в умовах помірного (----) та інтенсивного (—) опускання порід покрівлі

Розподіл вертикальних напружень на блок верхньої розпірної системи характеризується низкою особливостей.

По-перше, на нижній поверхні блоку діє реакція зі сторони блоку середньої розпірної системи, що відрізняється достатньою нерівномірністю при трьох максимумах:

- перший максимум розташовується в районі бокового квазіпластичного шарніра і обумовлений як змиканням поверхонь блоків, так і видавлюванням породи із зони стиску шарніра; результуюча  $\sigma_y$  у районі цього максимуму має мале плече відносно бокового квазіпластичного шарніру і тому невеликий відновлювальний момент  $M_{від}$ ;

- в міру віддалення від бокового квазіпластичного шарніру величинам  $\sigma_y$  знижується через розкриття порожнини між сусідніми по висоті блоками і при наближенні до центрального шарніру  $\sigma_y$  зникають; але, в районі розташування канатного анкера він деформує деяким чином блок середньої розпірної системи і тут виникає другий максимум  $\sigma_y$  зі збільшеним плечем результуючої сили; хоча другий максимум  $\sigma_y$  передбачається зниженою величиною, але через більше плече дії цих сил відновлювальний момент  $M_{від}$  може бути набагато суттєвим  $M_{від}$  від першого максимуму;

- третій максимум  $\sigma_y$  розташовується в районі центрального квазіпластичного шарніра й обумовлений видавлюванням породи із зони стиску в нижньому блоці; третій максимум має найбільше плече дії результуючого напруження  $\sigma_y$  і здатний розвинути суттєвий відновлювальний момент  $M_{від}$ .

По-друге, на верхній поверхні блоку вертикальні напруження  $\sigma_y$  також відрізняються значною нерівномірністю розподілу і всі вони спрямовані на створення перекидного моменту:

- загальна закономірність зниження розшарувань за висотою порід покрівлі дозволяє припустити перевищення  $\sigma_y$  на верхній поверхні блоку порівняно з його нижньою поверхнею і це обумовлює підвищений перекидний момент;

– зниження перекидного моменту відбувається за рахунок падіння  $\sigma_y$  (при русі до центрального квазіпластичного шарніру) з двох причин: вигин блоку під впливом канатного анкера і відсутність (або різке обмеження) видавлювання верхніх порід в районі центрального квазіпластичного шарніра, що відображено на схемі рис. 4.10.

Сама розпірно-блокова система верхнього породного шару має значну несучу здатність від дії щодо відновлювального моменту  $M_{від}$ , сформованого парою сил  $F_3^a$ , що було детально розглянуто раніше на прикладах інших блоків. Тут особливістю є відносно цілісний стан порід у зоні стиску центрального квазіпластичного шарніру, що обумовлює не тільки збереження, а й зростання величини результуючої  $F_3^a$  (механізм описаний в роботі [201]) при деякому зниженні плеча її дії. Ця обставина дозволяє прогнозувати підвищений опір гірському тиску верхньої розпірної системи.

Третя складова навантаження – дотичні напруження  $\tau_{ка}$ , що діють по поверхні контакту замка канатного анкера з породними стінками шпура. Сумарна величина  $\tau_{ка}$  створює перекидний момент у верхньому блоці, оскільки він слугує опорою для утримання нижніх розпірних систем.

Закономірності зміни дії складових навантаження на центральний блок верхньої розпірної системи представлені в якісному вигляді на рис. 4.11.

Вплив реакції нижніх шарів показано пунктирною лінією  $I$  і має тенденцію зростання зі збільшенням зміщень породного контуру виробки. Залежність відрізняється (порівняно з такою для блоку середньої розпірної системи) підвищеною жорсткістю у початковий період деформування, так як реакція  $\sigma_y$  складається з опору вже двох розпірних систем: нижньої і середньої. У певній точці  $H$  з відповідними переміщеннями  $u_H$  відбувається руйнування нижньої розпірної системи з інтенсивним зниженням реакції на блок, що розглядається, верхньої розпірної системи, стійкість якого падає. Подальший ріст опускань покрівлі (до значення  $u_C$ ) призводить до обвалення середньої розпірної

системи (точка  $c$  на рис. 4.11) і складова опору блоку верхньої розпірної системи у вигляді вертикальних напружень  $\sigma_y$  повністю зникає; ступінь стійкості верхньої розпірної системи знижується до мінімуму.

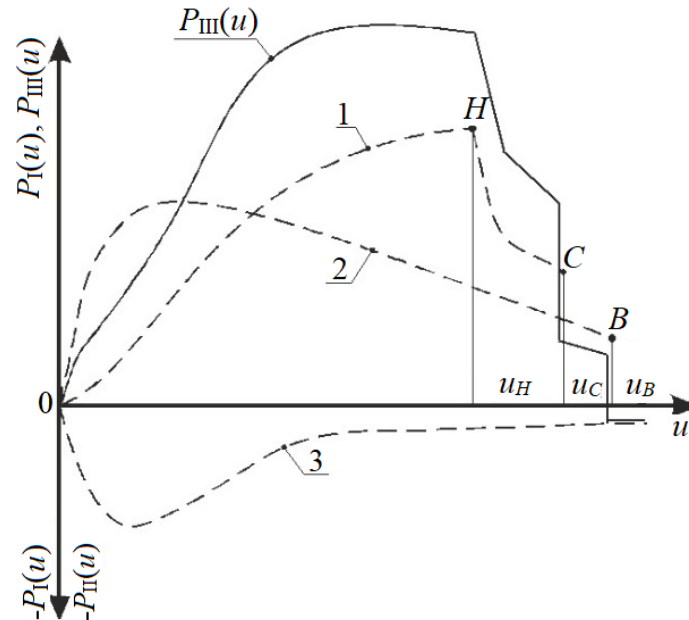


Рисунок 4.11 – Якісні деформаційно-силові характеристики  $P_i(u)$  складових (----) загальної залежності  $P_{III}(u)$  опору верхньої розпірної-блокової системи (—): 1 – реакція середньої розпірної системи; 2 – верхня розпірна система; 3 – вплив канатного анкера

Друга складова опору блоку верхньої розпірної системи (пунктирна лінія 2) також дещо відрізняється від попередніх в сторону підвищення жорсткості деформаційно-силової характеристики від дії розпірних зусиль  $F_3^a$ . Причиною тому є стійкий стан порід в районі центрального квазіпластичного шарніру, де зі збільшенням опускання порід покрівлі рівнодіюча  $F_3^a$  збільшується [201], а плече її реакції знижується менш інтенсивно; тому за невеликих опускань верхньої розпірної системи росте відновлювальний момент  $M_{від}$  від зусиль  $F_3^a$ . При подальшому збільшенні піддатливості відбувається процес знеміцнення порід у зоні стиску центрального квазіпластичного шарніру, який вже описаний раніше; але через більш віддалене розташування



цього об'єму порід процес знеміцнення протікає менш активно (ніж у нижніх розпірних системах) з менш інтенсивним падінням реакції опору верхньої розпірної системи в міру збільшення зміщень  $u$ . Однак при деякому значенні  $u_B$  опускання порід покрівлі (див. рис. 4.11) відбувається руйнування верхньої розпірно-блокової системи і весь об'єм зміцнених порід створює своєю вагою навантаження на рамне кріплення; розвиток такої гірничотехнічної ситуації допускати не можна.

Третя складова опору блоку верхньої розпірної системи у вигляді перекидного моменту  $M_{пер}$  від дії сумарних дотичних напружень  $\tau_{ка}$  по довжині замка канатного анкера сприяє зниженню стійкості розпірно-блокової конструкції; тому її вплив у вигляді залежності  $3$  поміщено в область негативних значень  $P_i(u)$ .

Сумарна дія всіх трьох складових відображає суцільна лінія  $P_{III}(u)$ , яка представляє собою деформаційно-силову характеристику верхньої розпірної системи. Має місце більш жорсткий режим її роботи в період стійкого опору гірському тиску і «ступеневе» падіння реакції в міру поетапного руйнування нижніх розпірних систем.

#### 4.4.5 Загальна деформаційно-силова характеристика розпірних систем

У підсумку основні уявлення про механізм деформування порід покрівлі, зміцнених комбінованою анкерною системою, і характер їх взаємодії з рамним кріпленням необхідно акцентувати увагу на низці позицій щодо оптимізації режимів роботи складових даної кріпильної конструкції.

Для ілюстрації розроблених уявлень побудовано схему оптимізації, яку наведено на рис. 4.12. Лініями  $1$  і  $1'$  показано деформаційно-силові характеристики масиву, що знеміцнюється, для двох гірничотехнічних ситуацій: помірного  $K_{зан}q_1(u)$  та інтенсивного  $K_{зан}q'_1(u)$  проявів гірського тиску; величина коефіцієнта запасу  $K_{зан}$  (див. §3.4) вже врахована при побудові функцій  $q_{1,2}(u)$  і  $q'_{1,2}(u)$ . Лініями  $2$  і  $2'$  показано два варіанти деформаційно-

силової характеристики  $K_{зан}q_2(u)$  та  $K_{зан}q'_2(u)$  порід склепіння природної рівноваги. Точками  $A$  і  $A'$  відзначено перетини попарно ліній  $1$  і  $2$ , а також  $1'$  і  $2'$ , які відображають раціональні параметри: реакція  $P_{max}$ ,  $P'_{max}$  кріпильної системи в цілому і її піддатливість  $u_{max}$ ,  $u'_{max}$ .

Загальна деформаційно-силова характеристика кріпильної системи в цілому (рамне кріплення та армопородна конструкція з трьох розпірно-блокових систем) показана лініями  $3$ ,  $3'$  та  $3''$ . На стадії стійкого опору (до точок  $H$  і  $H'$  поетапного руйнування розпірно-блокових конструкцій) деформаційно-силова характеристика кріпильної системи в цілому повністю відповідає функції  $P_{III}(u)$  на рис. 4.11, так як включає в себе опір усіх складових елементів (рамного кріплення, канатних і сталеполімерних анкерів, а також всіх трьох розпірно-блокових конструкцій). На стадії поетапної втрати стійкості розпірно-блокових конструкцій (від нижньої до верхньої), яка є вкрай нераціональною, залишається лише опір рамного кріплення, що відрізняє загальну деформаційно-силову характеристику кріпильної системи від функції  $P_{III}(u)$ . Більш того, розпірно-блокові конструкції, що обвалюються, створюють своєю вагою навантаження на раму, що призводить до її пластичної деформації, втрати стійкої форми і різкого зниження реакції опору, якої виявляється явно недостатньо для підтримання виїмкової виробки (див. рис. 4.12).

Параметри кріпильної системи в цілому повинні підбиратися таким чином, щоб її деформаційно-силова характеристика проходила через точку  $A$  (реакція  $P_{max}$ , що вимагається, за необхідної піддатливості  $u_{max}$ ) до початку розвитку поетапного обвалення (точка  $H$ ). Тоді є деякий резерв (опору і піддатливості) у кріпильній системі (ділянка  $AH$ ), яка забезпечить її стійкість при виникненні непередбаченої ситуації активізації гірського тиску.

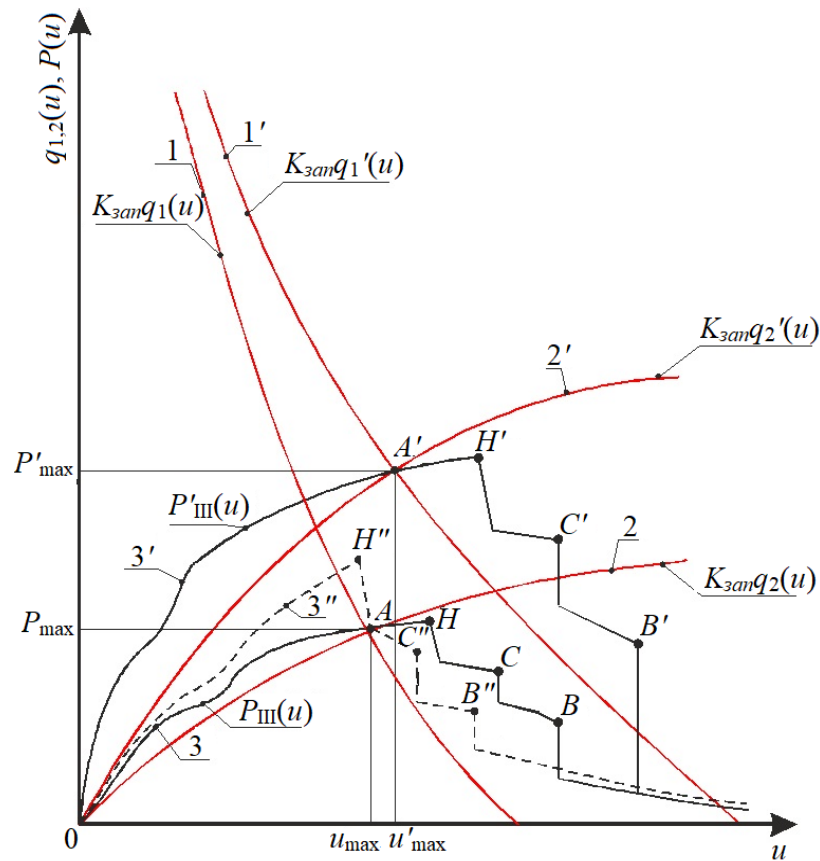


Рисунок 4.12 – Схема оптимізації режимів роботи рамного кріплення й армопородної конструкції, сформованої комбінованою анкерною системою:

- 1 і 1' – деформаційно-силові характеристики масиву, що знеміцнюється;
- 2 і 2' – деформаційно-силові характеристики склепіння природної рівноваги;
- 3, 3' і 3'' – деформаційно-силові характеристики кріпильної системи

В протилежність описаній ситуації при необґрунтованому виборі параметрів комбінованого анкерного зміцнення порід покрівлі армопородна розпірно-блокова конструкція має більш жорстку деформаційно-силову характеристику (пунктирна лінія 3''), у якій втрата стійкості нижнього шару (точка  $H''$ ) відбувається при меншому значенні піддатливості порівняно з  $u_{max}$ . Але, завдяки своїй від самого початку підвищеній несучій здатності ниспадаюча ділянка  $H''C''$  все ж проходить через точку  $A$  і геомеханічна система в цілому набуває рівноважного стану. Однак такий рівноважний стан є нестійким: за найменших непрогнозованих збурень гірського тиску опір кріпильної системи на ниспадаючій ділянці її деформаційно-силової

характеристики (ділянка  $H''B''$  і далі) виявляється значно нижчим, ніж необхідна величина за фактором ваги порід у склепінні природної рівноваги – лінія 2 з функцією  $q_2(u)$ . Отже, недостатньо обґрунтовані параметри комбінованого анкерного зміцнення, з одного боку, створюють надмірну реакцію опору при обмеженій піддатливості (неузгодженість з деформаційно-силовою характеристикою рамного кріплення), а, з іншого, – не забезпечують стійкого рівноважного стану геомеханічної системи при виникненні будь-яких аномалій гірського тиску.

Даний приклад підкреслює актуальність обґрунтованого вибору параметрів комбінованого анкерного зміцнення щодо оптимізації режимів роботи елементів кріплення системи відповідно до гірничо-геологічних умов підтримання виїмкових виробок. При їх ускладненні (лінії 1' і 2') раціональні параметри  $P'_{\max}$  і  $u'_{\max}$  опору кріпильної системи визначаються точкою  $A'$  (див. рис. 4.12). Отже, деформаційно-силова характеристика (лінія 3') кріпильної системи за функцією  $P_{III}(u)$  повинна проходити через точку  $A'$ . Це означає, що параметри комбінованого анкерного зміцнення повинні підбиратися таким чином, щоб збільшити реакцію ( $P'_{\max} > P_{\max}$ ) та одночасно піддатливість ( $u'_{\max} > u_{\max}$ ) армопородної конструкції з урахуванням приблизно постійної деформаційно-силової характеристики рамного кріплення.

Таким чином, створені уявлення про механізм взаємодії розпірно-блокових конструкцій (зміцнених комбінованим анкерним кріпленням) між собою і з рамним кріпленням задають напрям оптимізації їх деформаційно-силових характеристик, кінцевим результатом якої є обґрунтування раціональних параметрів комбінованої анкерної системи залежно від геомеханічних факторів підтримання виїмкової виробки.

#### **4.5 Механізм взаємодії комбінованої анкерної системи з рамним кріпленням за наявності конструктивних зв'язків між ними**

Конструктивно-технологічні рішення зі створення зв'язків між анкерним і рамним кріпленнями далеко не нові [105], [112] – [114], [202] – [204], але й на

даний час не втратили актуальності [152] через те, що цей напрям сприяє більш повному розкриттю потенційних можливостей регулювання процесів взаємодії зміцнених порід і рам шляхом розвитку ресурсозберігаючих технологій підвищення стійкості гірничих виробок, у тому числі, й виїмкових штреків, що повторно використовуються.

Вплив конструктивних зв'язків канатних анкерів з рамним кріпленням полягає в наступному. У міру розвитку зміщень породного контуру рама навантажується і в деякий момент переходить у режим піддатливості. Паралельно відбуваються зміщення порід основної покрівлі в районі розташування замкової ділянки канатних анкерів, віддаленого від контуру виробки в середньому на 5 – 6 м. Загальновідомо, що переміщення порід біля будь-якої виробки мають тенденцію до загасання в міру збільшення відстані від її контуру. За рахунок різниці зміщень контуру штрека і на заглибленому кінці канатного анкера відбувається його натяг і частина реакції  $N_{ка}$  передається безпосередньо на внутрішню поверхню СВП рамного кріплення величиною  $N_{ка}^P$ . Доля  $N_{ка}^P$  загальної реакції  $N_{ка}$  залежить від конструкції зв'язків між хвостовиком канатного анкера й рамою і в основному визначається можливостями просторової піддатливості зв'язків [113], [114], [196].

Стосовно до вивчення механізму деформування зміцнених порід покрівлі виїмкової виробки обмежимося варіантом піддатливості зв'язків хвостовиків канатних анкерів і верхняка рамного кріплення; попередні шахтні випробування такої схеми кріплення виїмкового штреку, що повторно використовується, дали позитивні результати.

Вплив конструктивних зв'язків канатного анкера і рамного кріплення на механізм їх взаємодії полягає у зміні деформаційно-силових характеристик розпірно-блокових систем та самої рами, що в якісному вигляді відображено на рис. 4.13. Тут штрихпунктирними лініями показано деформаційно-силові характеристики елементів кріпильної системи з урахуванням впливу конструктивних зв'язків канатних анкерів і верхняка рами.

Кардинально позитивна зміна функції  $P_1(u)$  відбувається з рамним кріпленням, адже вона отримує додаткові реакції  $N_{ка}^P$ , що опираються гірському тиску. Тому при кожному значенні величини піддатливості  $u$  рами її посилення відсічі  $P_1$  будуть значно вищими, так як потенційно несуча здатність рамного кріплення і канатного анкера зіставні одна з одною. Наскільки збільшується реакція рамного кріплення залежить від величини  $N_{ка}^P$ , яка визначається режимом роботи конструктивних зв'язків і в цьому полягає ще один позитивний момент – з'являється додаткова можливість регулювання деформаційно-силової характеристики рамного кріплення відповідно до характеру проявів гірського тиску. Так, змінюючи величину  $N_{ка}^P$  (за рахунок параметрів зв'язку) стає можливим керувати в деякому діапазоні деформаційно-силовою характеристикою  $P_1(u)$  рамного кріплення (лінії 1 на рис. 4.13).

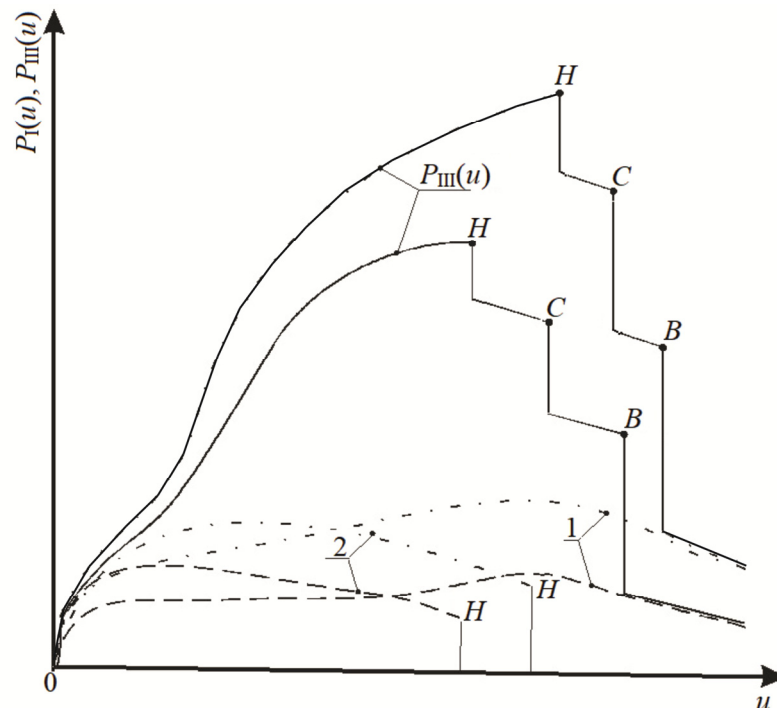


Рисунок 4.13 – Якісні деформаційно-силові характеристики рамного кріплення (1) і нижньої розпірно-блокової системи (2) за відсутності (----) і наявності (-·-·-) конструктивного зв'язку канатних анкерів і рам;  
 — загальна залежність опору всієї кріпильної системи

Тенденції впливу конструктивних зв'язків на деформаційно-силові характеристики розпірно-блокових систем також мають певний позитивний ефект, що обумовлено наступними факторами.

Нижня розпірна система, виходячи з чисто «механічних» міркувань сталості сумарної реакції канатного анкера (в межі рівній його несучій здатності), не повинна реагувати на наявність (або відсутність) зв'язку канатного анкера з рамою. При цьому не враховуються деякі особливості вже описаного вище механізму взаємодії кріпильних елементів, а саме:

- підвищена реакція рами, сама по собі, обмежує опускання нижньої розпірно-блокової системи, що сприяє менш інтенсивному зниженню відновлювального моменту  $M_{від}$  від дії пари сил  $F_1^a$  (див. рис. 4.6) і, відповідно, реакції опору нижньої розпірної системи;

- у процесі опускання порід покрівлі утворюється більш «щільний» контакт рами з породними блоками нижньої розпірної системи, який не схильний до переривчастого режиму спрацювання замків піддатливості рами і ситуативному послабленню контакту;

- вищезазначене дозволяє прогнозувати підвищену реакцію (у вигляді напружень  $\sigma_y$ ) на всьому прольоті породного блоку, а не тільки біля центрального квазіпластичного шарніру;

- збереження більш «щільного» контакту створює умови більш «стисненого» деформування порушених порід у зонах стиску (горизонтальними напруженнями  $\sigma_x$ ) обох квазіпластичних шарнірів; ці умови сприяють зростанню результуючих зусиль  $F_1^a$  при зменшенні градієнта зниження плеча їх дії [201]: у результаті при підвищених опусканнях центральних блоків можливе суттєве обмеження зниження реакції опору нижньої розпірно-блокової системи;

- до особливостей, що знижують стійкість нижньої розпірно-блокової системи, слід віднести ріст вертикальних напружень  $\sigma_y$  на верхній поверхні блоку (див. рис. 4.6) з причин: обмеження розшарування і більш «щільного» контакту по цій поверхні, а також створення умов більш «стисненого»

деформування знеміцнених порід у центральному квазіпластичному шарнірі.

У результаті прогнозується зростання не тільки реакції опору нижньої розпірно-блокової системи, але і величини її максимальної піддатливості  $u_H$  (графіки 2 на рис. 4.13) завдяки створенню конструктивних зв'язків рамного кріплення з канатними анкерами.

Середня і верхня розпірно-блокові системи також піддаються впливу зазначених вище факторів при створенні конструктивних зв'язків канатних анкерів і рам, але цей вплив менш активний зі збільшенням відстані від контуру виробки, що обумовлено загально визнаними тенденціями загасання аномалій гірського тиску в глиб масиву. Тому діапазон зміни деформаційно-силової характеристики середньої розпірно-блокової системи вже більш обмежений порівняно з нижньою, а у верхній розпірно-блоковій системі вплив конструктивних зв'язків канатних анкерів і рам мінімальний. Щоб уникнути загромождження рис. 4.13 деформаційно-силової характеристики середньої та верхньої розпірно-блокових систем не наведено, а наведено загальну залежність функції  $P_{III}(u)$  для усієї схеми кріплення конструкції виїмкової виробки.

Виходячи з наведеного обґрунтування механізму впливу конструктивних зв'язків канатного анкера і верхняка рами, останнє дозволяє підвищити реакцію опору кріпильної системи в цілому поряд з появою додаткових можливостей щодо регулювання її деформаційно-силової характеристики відповідно до гірничо-геологічних умов підтримання виїмкових виробок.

#### **4.6 Висновки за розділом**

Дослідження з обґрунтування і розвитку уявлень про механізм взаємодії рамних кріплень з армопородною конструкцією, яка сформована комбінованою анкерною системою, дозволили отримати низку нових результатів, що узагальнені в наступні висновки.

1. Обґрунтовано методичні положення послідовної реалізації етапів з оптимізації режимів роботи кріпильної системи, що включає рамне кріплення у поєднанні з комбінацією сталеполімерних і канатних анкерів. Розкрито сутність



трьох підходів до вирішення проблеми оптимізації деформаційно-силових характеристик елементів, що складають дану кріпильну систему, які базуються на поєднанні і взаємному доповненні результатів досліджень на основі обчислювальних експериментів та аналітичних методів зі сполучною ланкою у вигляді розвитку уявлень про механізм взаємодії вантажонесучих елементів між собою і з прилеглим породним масивом у зоні впливу очисних робіт.

2. Систематизовано існуючі уявлення про механізм взаємодії кріпильної системи з прилеглим масивом, які розділені на п'ять взаємозв'язаних складових; кожна з них розкриває певний спектр питань щодо розвитку і розробки загального механізму опору анкерів і рам при підтримці виїмкових виробок, що повторно використовуються.

3. Обґрунтовано й розроблено схематичні уявлення про механізм утворення розпирних систем і зв'язку їх деформаційно-силових характеристик з текстурними особливостями порід покрівлі в межах досяжності зміцнюючого ефекту від канатних анкерів. На основі аналізу результатів багатоваріантних обчислювальних експериментів виділено чотири основні тенденції у текстурному перетворенні порід наддугільної товщі навколо виїмкової виробки під впливом очисних робіт; ці тенденції підлягають врахуванню при оптимізації деформаційно-силових характеристик розпирно-блокових систем, утворених в межах висоти анкерування прилеглих порід покрівлі.

4. Розроблено загальний і пошаровий механізм опору кожної розпирно-блокової системи, що входить в армопородную конструкцію, сформовану комбінацією сталеполімерних і канатних анкерів. При цьому враховано взаємовплив усіх кріпильних елементів у процесі опору гірському тиску та обґрунтовано напрям оптимізації їх деформаційно-силових характеристик.

5. Створено уявлення про вплив конструктивних зв'язків канатних анкерів з рамним кріпленням на режим опору кожного вантажонесучого елемента і кріпильної системи в цілому. Обґрунтовано механізм підвищення опору кріпильної системи і виникнення додаткових можливостей щодо регулювання (варіювання) параметрами і режимом роботи конструктивних зв'язків канатних анкерів і рамного кріплення.

## Розділ 5. РОЗРАХУНОК ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ДЕФОРМАЦІЙНО-СИЛОВОЇ ХАРАКТЕРИСТИКИ КРІПильНОЇ КОНСТРУКЦІЇ З КОМБІНОВАНОЮ АНКЕРНОЮ СИСТЕМОЮ

### 5.1 Обґрунтування методики проведення досліджень

У попередньому розділі зазначалося, що головною складністю пошуку оптимальних режимів взаємодії рамного кріплення і зміцненої армопородної конструкції є проблеми з визначенням деформаційно-силової характеристики останньої. У зв'язку з цим у розділі 4 детально розглянуто механізм опору розпірно-блокових конструкцій (утворених комбінованою анкерною системою) при їх взаємодії з рамним кріпленням. Завдання цього розділу полягає у формуванні комплексу геомеханічних моделей (для проведення серій обчислювальних експериментів) і розрахункових схем деформування армопородних конструкцій з метою визначення функцій їх деформаційно-силових характеристик і подальшої оптимізації режимів взаємодії з рамним кріпленням для розрахунку раціональних параметрів схем підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються.

Основні складності визначення деформаційно-силової характеристики армопородної конструкції в цілому (позначено функцією  $P_{III}(u)$  на схемах рис. 4.11 – 4.13) полягають у наступному:

– армопородна конструкція (плита) надзвичайно неоднорідна за своєю текстурою, механічними властивостями складових елементів і параметрами їх силової взаємодії;

– у процесі деформування армопородної конструкції всі три групи параметрів змінюються у взаємному зв'язку один з одним: наприклад, утворення тріщин розриву змінює механічні характеристики і розподіл компонент напружень, впливає на розміри породних блоків; деформування квазіпластичних шарнірів зі знеміцненням не тільки змінює механічні характеристики породи навколо неї, а й розподіл зусиль по контактах поверхонь блоків; також можна привести низку інших параметрів.

У світлі зазначених причин виникають складності з вибором методики дослідження стану армопородної конструкції. Так, сучасні методи проведення обчислювальних експериментів (у геомеханічних дослідженнях – в основному МСЕ), володіючи досить широким потенціалом, все ж зазнають складності такого рівня, які не дозволяють забезпечити стабільне виконання хоча б одного експерименту, не кажучи вже про їх серії. Пояснення ситуації, що склалася, лежить у площині недосконалостей наявного програмного забезпечення та нестачі обчислювальних ресурсів для безвідмовної реалізації розрахунків. Так, поєднання високого ступеня неоднорідності (фізичної, геометричної, силової) геомеханічної моделі з умовою неодмінної її адекватності й достовірності по відображенню геомеханічних процесів вимагають:

- математичної постановки задачі з відображенням повної діаграми деформування кожного літотипу (пружно-пластична стадія, знеміцнення і розпушення гірської породи) і кожного елемента кріпильної системи;

- опису перехідних процесів при утворенні породних блоків, коли «стрибкоподібно» змінюються міцнісні характеристики породи, умови на контактах блоків і геометричні параметри всієї прилеглої надвугільної товщі;

- моделювання великої кількості деталей великого розміру (породних шарів і блоків) в поєднанні з елементами малих розмірів (поперечний переріз анкерів, шпурів, спецпрофілю СВП);

- відображення порушень початково цілісних контактів різного роду з появою великих різновекторних переміщень, що виходять за рамки пружно-пластичної моделі.

Сукупність перелічених позицій не дозволяє на сучасному етапі адекватно змоделювати їх усі одночасно і «напрямую» розрахувати НДС як загальної геомеханічної моделі, так і визначити деформаційно-силову характеристику армопородної конструкції.

Інша категорія методів, умовно названа «аналітичними», базується на досить простих схематичних уявленнях фундаментальних положень будівельної механіки та опору матеріалів. Однак саме схематичність уявлень і необхідність

введення у розрахунок низки гіпотез не дозволяє на бажаному рівні адекватності та достовірності відобразити процес деформування армопородної конструкції.

Успішне вирішення ситуації, що склалася, бачиться, як зазвичай, у поєднанні обчислювального експерименту з аналітичними методами, яке дозволяє використовувати позитивні риси обох підходів для визначення деформаційно-силової характеристики армопородної конструкції. Саме за таким принципом розроблено нову методику дослідження стану армопородної конструкції, що включає послідовне виконання низку взаємопов'язаних етапів.

Сутність методики полягає в наступному:

- серії обчислювальних експериментів виконуються у пружно-пластичній постановці, технологія реалізації якої достатньо відпрацьована і забезпечує стабільність розрахунків для великих за розмірами і досить неоднорідних геомеханічних систем; у той же час, така постановка дозволяє врахувати пластичні деформації усіх складових моделі, що надзвичайно важливо для обґрунтування схем навантаження розпірно-блокових конструкцій, які входять в армопородну плиту;

- поведінка об'ємів порід, що знаходяться на стадії знеміцнення і розпушення, враховується у розрахункових схемах додатково на основі існуючих досліджень позамежного деформування гірської породи;

- інформація, що отримується з результатів обчислювальних експериментів, використовується при побудові схем навантаження кожної з трьох розпірно-блокових конструкцій і армопородної плити в цілому;

- допустимий діапазон опору (реакція  $P_{III}(u)$  при  $u = u_n$  на рис. 4.11) армопородної плити визначається за граничним станом нижньої розпірної системи (точки  $H$  на рис. 4.11 – 4.13) відповідно до розробленого механізму деформування армопородної конструкції, викладеному в розділі 4;

- методами будівельної механіки та опору матеріалів розраховується кожна розпірно-блокова система в цілому з отриманням в кінцевому підсумку пари значень  $P_{III}(u_i)$  і  $u_i$  для конкретного моменту обчислень (розвитку навантаження на геомеханічну модель);

– пружно-пластична постановка дозволяє вибрати будь-яку кількість фіксованих значень розвитку навантаження на модель в цілому з відповідними перетвореннями епюр розподілу компонент напружень по поверхнях породних блоків; це виконується в межах одного обчислювального експерименту, а за сукупністю значень  $P_{III}(u_i)$  і  $u_i$  будується функція  $P_{III}(u)$  з необхідним ступенем точності;

– при зміні геомеханічних параметрів підтримання виробки проводиться новий обчислювальний експеримент; для вивчення і встановлення закономірностей впливу кожного геомеханічного параметра проводиться серія відповідних обчислювальних експериментів;

– методами кореляційно-дисперсійного аналізу встановлюються залежності зв'язку деформаційно-силової характеристики  $P_{III}(u)$  армопородної конструкції з основними впливними геомеханічними параметрами, що є основою для подальшої оптимізації режимів роботи армопородної плити в складі кріпильної системи виїмкової виробки.

Застосування викладеного алгоритму розробленої методики має ще низку додаткових особливостей.

По-перше, при кожному фіксованому моменті розрахунку загальної геомеханічної моделі вертикальне навантаження на всі три розпірно-блокові конструкції визначається за параметрами розподілу компоненти  $\sigma_y$  в районах розташування квазіпластичних шарнірів при знеміцненні їх концентраціями стискних  $\sigma_x$ , що визначається за відомими гіпотезами утворення призм сповзання [99], [100], [120].

По-друге, епюра розподілу горизонтальних напружень стиску по перерізу квазіпластичного шарніру (для кожного фіксованого моменту в ході обчислювального експерименту) перетворюється у результуючі розпірні зусилля  $F_j^a$  (див. рис. 4.5, 4.6, 4.8 і 4.10) відомими математичними прийомами з пошуком «центру ваги» епюри  $\sigma_x$  (методами опору матеріалів) для розрахунку плеча  $\Delta_{a,b}$  дії розпірних зусиль  $F_j^a$  (див. рис. 4.3).

По-третє, дотичні напруження  $\tau_{ca}$  і  $\tau_{ка}$  по поверхнях контакту арматури анкерів з породними стінками шпура визначаються з обчислювального експерименту для кожного фіксованого моменту розрахунку геомеханічної моделі.

По-четверте, координати розташування квазіпластичних шарнірів визначаються за епюрами інтенсивності напружень  $\sigma$  для кожного породного шару на відстань у недоторканий масив не менше 15 м, що дозволяє врахувати вплив їх різної кількості в різних породних шарах (див. рис. 4.11).

По-п'яте, змінюється текстура масиву в наступній геомеханічній моделі (модель другого рівня) в частині врахування розбивки породних шарів на блоки. Виконується повторний розрахунок і в разі появи додаткових аномалій  $\sigma$ , що руйнуються, в межах довжини блоку проводиться його додатковий поділ на частини та врахування у наступній геомеханічній моделі.

По-шосте, максимальна реакція  $P_{\max}$  опору (несуча здатність) армопородної плити за його відповідного вертикального переміщення  $u_{\max}$  (піддатливість) визначається за умовою рівності між собою перекидного і відновлювального моментів, що діють на центральні блоки нижньої розпірної системи, для чого використовуються методи будівельної механіки.

По-сьоме, побудована розрахункова схема вже включає в себе вплив реакції рамного кріплення; тому полегшується подальша оптимізація (див. рис. 4.12) деформаційно-силової характеристики  $P_{III}(u)$  кріпильної системи відповідно до гірничо-геологічних умов підтримання виїмкової виробки. Для цього використовуються емпіричні залежності (3.5) – (3.10) і критерії (3.11) – (3.16).

## **5.2 Алгоритм розрахунку деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції**

За викладеними методичними принципами визначення деформаційно-силової характеристики армопородної конструкції розроблено алгоритм проведення розрахунків, що включає реалізацію наступних позицій.

1. Для кожної з трьох груп текстур надвугільної товщі, характерних для умов Західного Донбасу (див. §3.2), будується геомеханічна модель і виконується її розрахунок у пружно-пластичній постановці при навантаженні верхньої межі моделі геостатичним тиском 15 МПа, відповідним максимальній глибині  $H = 600$  м проведення досліджень. Варіація обґрунтованого раніше показника  $H / R$  виконується автоматично за рахунок покрокового виконання обчислень пружно-пластичної задачі: можна зупиняти розрахунок в будь-який момент часу в діапазоні зміни геостатичного тиску 0 – 15 МПа (глибина розміщення виробки 0 – 600 м) і виконувати «зріз» НДС геомеханічної системи. Тому досить одного обчислювального експерименту для встановлення закономірності зміни НДС моделі залежно від параметра  $H / R$ ; те ж саме відбувається і з оцінкою стану армопородної конструкції. Знімання показань НДС проводиться при значеннях  $H / R = 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80$  і  $90$  м/МПа за аналогією з п. 3.3.2 цієї роботи.

2. Проводиться оцінка НДС на предмет встановлення зони концентрацій інтенсивності напружень  $\sigma$  (у кожному прилеглому шарі надвугільної товщі), де найбільш вірогідна поява квазіпластичних шарнірів. Їх утворення визначається за умовами

$$\left. \begin{array}{l} \sigma \geq (R_c)_i, \\ \sigma_x \geq (R_p)_i, \end{array} \right\} \quad (5.1)$$

де  $(R_c)_i$  і  $(R_p)_i$  – розрахункові опори стиску і розтягу  $i$ -го шару надвугільної товщі, де проводиться пошук квазіпластичних шарнірів; величини  $(R_{c,p})_i$  розраховуються за значеннями межі міцності на стиск (розтяг) породи в зразку  $(\sigma_{cm,p})_i$  з урахуванням дії послаблюючих факторів за методикою [119].

Пошук квазіпластичних шарнірів здійснюється на відстань до 15 м в напрямку недоторканого масиву. У вертикальному напрямку основної покрівлі координати квазіпластичних шарнірів визначаються до межі зони, де перестає виконуватися умова (5.1).

Вихідна геомеханічна модель модернізується в плані розподілу породних шарів на блоки в місцях утворення квазіпластичних шарнірів; обчислювальний експеримент повторюється для даного значення  $H/R$ . При повторному розрахунку (з блочною текстурою порід основної покрівлі) додаткові квазіпластичні шарніри, як правило, не з'являються. Про це свідчить накопичений досвід проведення подібних обчислювальних експериментів, з одного боку, а, з іншого, – блокова структура, володіючи підвищеною піддатливістю, розвантажується (за всіма канонами геомеханіки) і переходить у більш стійкий стан з дією знижених компонент напружень. Приклад перетворення текстури порід надвугільної товщі в геомеханічній моделі наведено на рис. 5.1.

Для інших значень  $H/R$  описана процедура виконується окремо.

3. Складаються розрахункові схеми кожної з трьох розпірно-блокових систем (див. рис. 4.5, 4.6, 4.8, 4.10). Основна увага приділяється центральним породним блокам, для яких визначаються перекидний  $M_{пер}$  і відновлювальний  $M_{від}$  моменти по кожному виду навантаження.

Розподіл вертикальних напружень  $\sigma_y$  по верхній і нижній поверхнях блоку встановлюється за результатами обчислювального експерименту з аналізу епюри  $\sigma_y$  при фіксованому значенні  $H/R$ . Значення моментів  $M_{пер}$  і  $M_{від}$  розраховуються як добуток рівнодіючої сили епюри  $\sigma_y$  по поверхні блоку на її плече відносно бокового квазіпластичного шарніра. Тут не наведено додатково описувані розрахункові схеми, так як основний їх зміст відображений раніше в розділі 4. Також враховується вага породного блоку у вигляді рівномірно розподіленого навантаження

$$(\sigma_y)_i^{доd} = \gamma_i m_i, \quad (5.2)$$

де  $\gamma_i$  і  $m_i$  – об'ємна вага породи і потужність  $i$ -го шару.



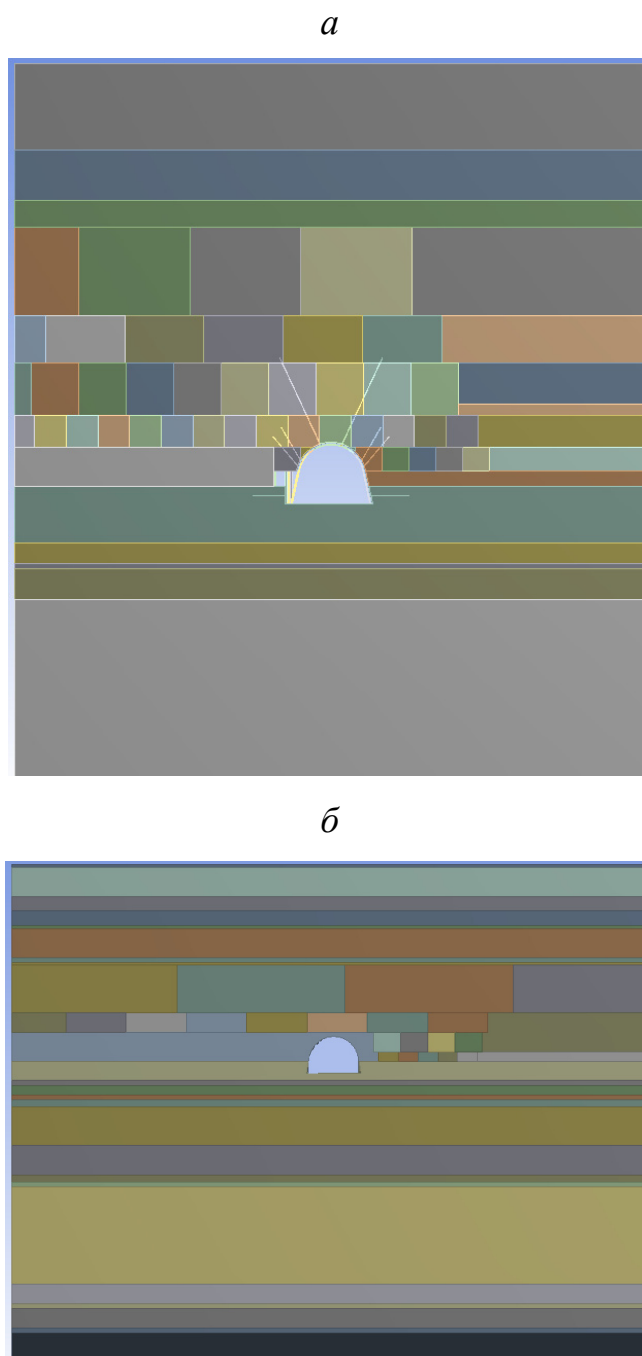


Рисунок 5.1 – Приклад геомеханічних моделей з розбивкою прилеглих породних шарів на блоки: *a* – переважно крупношарувата текстура; *б* – переважно тонко- і середньшарувата текстура

Необхідність введення у розрахунок додаткового навантаження  $(\sigma_y)_i^{dod}$  продиктовано тим, що воно не збільшується при проведенні обчислювальних експериментів за особливостями технології їх виконання.

Відновлювальний момент від розпірних зусиль  $F_j^a$  визначається їх добутком на плече  $\Delta_{a,\bar{b}}$  дії сил (див. рис. 4.3). Обидва співмножники розраховуються за розподілом епюри горизонтальних напружень  $\sigma_x$  у вертикальній площині перерізу квазіпластичного шарніру. Рівнодіюча  $F_j^a$  визначається як інтегральна сума  $\sigma_x$  по висоті їх зони стиску. Для розрахунку плеча  $\Delta_{a,\bar{b}}$  встановлюються вертикальні координати «центрів тяжіння» епюри  $\sigma_x$  у центральному і боковому квазіпластичних шарнірах; різниця координат дорівнює плечу дії розпірних зусиль.

Таким чином, розпірні зусилля і плече їх дії (які формують відновлювальний момент) повністю залежать від епюри розподілу горизонтальних напружень  $\sigma_x$  по висоті зони стиску у вертикальному перерізі квазіпластичного шарніру. Тут проводиться вдосконалення епюри  $\sigma_x(y)$  щодо врахування стадій знеміцнення і розпушення породи, адже обчислювальний експеримент виконується для пружно-пластичної моделі. Методика вдосконалення епюри  $\sigma_x(y)$  пояснюється на схемі рис. 5.2. Позиція «а» відображає функції  $\sigma_x(y)$  при пружно-пластичній деформації породи в процесі посилення проявів гірського тиску і вони принципово відрізняються від таких при врахуванні (позиція «б») знеміцнення і розпушення породи в квазіпластичному шарнірі:

– початковий розподіл  $\sigma_x(y)$  (суцільні лінії) однаково й справедливо до моменту досягнення рівності між інтенсивністю напружень  $\sigma_i$  й опором стиску  $\sigma_{cm_i}$  породи на поверхні блоку в перерізі квазіпластичного шарніру; для деяких розпірно-блокових систем при фіксованому значенні  $H/R$  цей момент може не настати;

– при розвитку проявів гірського тиску (збільшення параметру  $H/R$ ) частина породи (в перерізі квазіпластичного шарніру) переходить у поза межний стан зі зниженням опору стиску (пунктирна лінія) і епюра  $\sigma_x(y)$

вже відрізняється від такої при пружно-пластичному стані породи; отже, відрізняються і параметри  $F_j^a$  і  $\Delta_{a,b}$ ;

– подальше посилення проявів гірського тиску призводить до корінного перетворення епюри  $\sigma_x(y)$ , що показано на рис. 5.2 штрихпунктирними лініями з відповідними змінами величини відновлювального моменту.

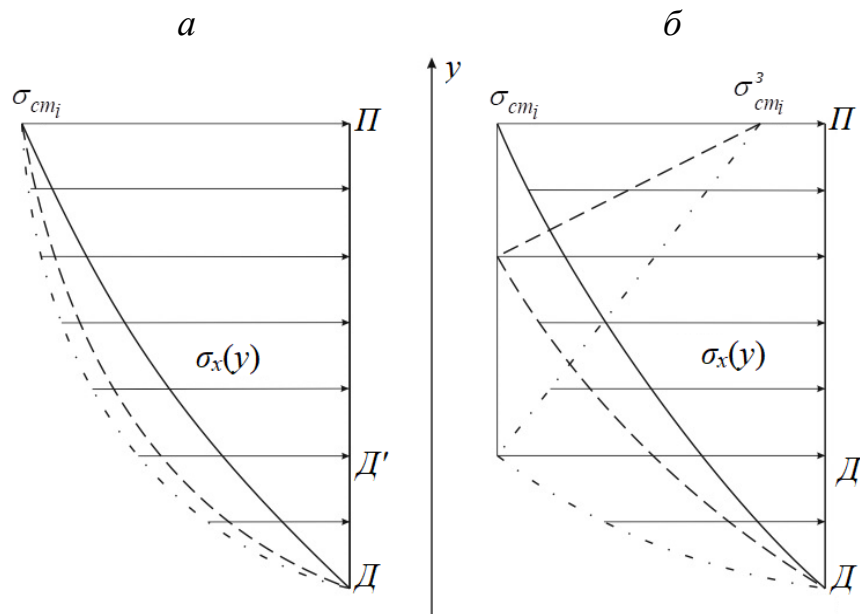


Рисунок 5.2 – Схема розвитку розпірних зусиль у зоні стиску квазіпластичного шарніру для пружно-пластичної моделі (а) і з урахуванням позамежного деформування (б): — пружно-пластична стадія; ---- знеміцнення; - · - · - розпушення

Параметри епюри  $\sigma_x(y)$  визначаються наступним чином:

– на ділянці  $ДД'$  domeжового стану функція  $\sigma_x(y)$  визначається за результатами обчислювального експерименту;

– координата  $Д'$  визначається за умовою:

$$\sigma_i = \sigma_{cm_i}; \quad (5.3)$$

– на ділянці  $Д'П$  позамежного стану величина  $\sigma_x(y)$  визначається за формулою, отриманою на основі загальноприйнятої [99], [100], [108] кусково-

лінійної апроксимації реальної діаграми позамежного деформування гірської породи

$$\sigma_x(y) = \sigma_{cm_i} - \left( \sigma_{cm_i} - \sigma_{cm_i}^3 \right) \frac{y - D'}{PD'}, \quad (5.4)$$

де  $\sigma_{cm_i}^3$  – залишковий опір стиску  $i$ -го породного шару на стадії розпушення; визначається за рекомендаціями [108], [128];  $y$  – вертикальна координата перерізу квазіпластичного шарніра, починаючи від вершини тріщини розриву.

Параметри концентрацій вертикальних напружень  $\sigma_y$  в районах розташування квазіпластичних шарнірів (див. рис. 4.5, 4.6, 4.8, 4.10) визначаються за такою методикою.

Використано відому гіпотезу [99], [100] механіки гірських порід про утворення призми сповзання порушеного масиву в зоні дії стискних  $\sigma_x$  у квазіпластичних шарнірах.

Основа призми сповзання  $\Delta l$ , тобто половина протяжності ділянки дії концентрацій  $\sigma_y$  на контакті двох суміжних блоків, визначається за формулою

$$\Delta l = PD' \operatorname{tg} \frac{90 - \sigma_i}{2}, \quad (5.5)$$

де  $PD'$  – висота ділянки знеміцнення породи у квазіпластичному шарнірі (див. рис. 5.2); визначається з аналізу результатів обчислювального експерименту;  $\sigma_i$  – кут внутрішнього тертя гірської породи; визначається за даними [99], [100], [107], [198].

Величина усередненої (по довжині  $\Delta l$ ) концентрації  $\sigma_y$  розраховується за виразом

$$\left( \sigma_y \right)_{\Delta l} = 0,5 \left( \sigma_{cm_i} + \sigma_{cm_i}^3 \right) \operatorname{tg}^2 \frac{90 - \sigma}{2}. \quad (5.6)$$

За розрахунковими параметрами обчислюється результуюча напружень  $\Delta l \left( \sigma_y \right)_{\Delta l}$  і плече її дії, за якими визначається величина перекидного або відновлювального моментів (залежно від напрямку їх дії). Ця складова

навантаження на породний блок не може бути визначена з обчислювального експерименту.

Навантаження від сталеполімерних і канатних анкерів, що входять до складу комбінованої анкерної системи, визначається наступним чином.

Для кожного анкера (при фіксованому значенні  $H/R$ ) з обчислювального експерименту визначаються епюри дотичних напружень  $\tau_{ca}$  або  $\tau_{ка}$ . Далі розраховується результуюча їх дії

$$T_{ca, ка} = \int_S \tau_{ca, ка} dS, \quad (5.7)$$

де  $S$  – площа контакту анкера з породними стінками шпура в конкретному породному шарі.

За координатами розташування анкера в  $i$ -тому породному шарі обчислюється плече дії результуючого зусилля  $T_{ca, ка}$  відносно середини перерізу бокового квазіпластичного шарніру і розраховується значення перекидного або відновлювального моментів для кожного з анкерів, що входять до складу комбінованої анкерної системи.

4. Повністю складена розрахункова схема підготовлена до обчислення балансу перекидних  $M_{пер}$  і відновлювальних  $M_{від}$  моментів при фіксованому значенні  $H/R$ . Далі розглядаються такі варіанти балансу моментів.

*Перший варіант.* Сумарний відновлювальний момент більше або дорівнює сумарному перекидному моменту

$$\sum_{j=I}^{III} (M_{від})_j \geq \sum_{j=I}^{III} (M_{пер})_j, \quad (5.8)$$

де  $j = I, II, III$  – номери розпірно-блокових систем, відповідних нижньому, середньому і верхньому шарам на схемі рис. 4.5.

Попередньо робиться висновок, що армопородна плита знаходиться у стійкому стані при конкретному значенні  $H/R$ . Остаточний висновок про стійкість виноситься шляхом оцінки балансу моментів сил, що діють на нижню розпірно-блокову конструкцію;

$$\text{при} \quad (M_{\text{від}})_I \geq (M_{\text{пер}})_I \quad (5.9)$$

вона стійка і згідно з розробленими уявленнями (рис. 4.11 – 4.13) при даному значенні  $H/R$  пошарового обвалення армопородної плити з «каскадним» падінням її опору не відбувається.

В цілому визначено, що армопородна плита має резерв підвищення своєї реакції опору: діюче навантаження  $P_{\text{нав}}$  у вигляді сумарних вертикальних напружень  $\sigma_y$  по поверхні центральних блоків верхньої розпірної системи виявляється менше (при даному значенні  $H/R$ ), ніж несуча здатність (максимальна реакція  $P_{\text{max}}$  опору) армопородної плити. У першому наближенні величина  $P_{\text{max}}$  визначається прямопропорційним збільшенням діючого навантаження  $P_{\text{нав}}$  до моменту настання граничного стану армопородної плити в цілому або її нижньої розпірно-блокової конструкції: нерівності (5.8) і (5.9) переходять у рівності. Тоді маємо два вирази з розрахунку максимальної реакції опору армопородної плити

$$(P_{\text{max}})_{III} = \frac{\sum_{j=I}^{III} (M_{\text{від}})_j}{\sum_{j=I}^{III} (M_{\text{пер}})_j} P_{\text{нав}}; \quad (5.10)$$

$$(P_{\text{max}})'_{III} = \frac{(M_{\text{від}})_I}{(M_{\text{пер}})_I} P_{\text{нав}}. \quad (5.11)$$

Менше з виразів (5.10) і (5.11) буде визначати несучу здатність армопородної плити.

Величина різниці значень  $P_{\text{max}}$ , обчислених за формулами (5.10) і (5.11), вказує на ступінь нерівномірності армопородної плити, на усунення якої націлений один з критеріїв оптимізації кріпильної системи виїмкової виробки (див. розділ 3). У такій ситуації попередньо можна рекомендувати наступне:

– змінити параметри комбінованої анкерної системи при розходженні більше 10 – 15% величини  $P_{\text{max}}$ , обчисленої за формулами (5.10) і (5.11);

– якщо  $(P_{\max})'_{III} < (P_{\max})_{III}$ , то необхідно посилити нижню розпірно-блокову конструкцію, змінивши параметри встановлення сталеполімерних анкерів;

– якщо  $(P_{\max})'_{III} > (P_{\max})_{III}$ , то необхідно посилити середню і верхню розпірно-блокову конструкції, змінивши параметри встановлення канатних анкерів, або привести у відповідність ступінь стійкості нижньої розпірно-блокової конструкції, варіюючи параметрами сталеполімерних анкерів.

В обох випадках є ще один параметр для оптимізації: реакція рамного кріплення, що залежить від кроку її встановлення і застосовуваного спецпрофілю СВП.

*Другий варіант.* Баланс моментів за виразом (5.8) не виконується: армопородна плита в цілому знаходиться у нестійкому стані при даному значенні  $H/R$ ; тут вже має другорядне значення умова (5.9) стійкості нижньої розпірно-блокової конструкції. Максимальна реакція опору  $P_{\max}$  розраховується за меншим із значень  $(P_{\max})_{III}$  і  $(P_{\max})'_{III}$  відповідно до виразів (5.10) і (5.11).

У другому варіанті при великих значеннях  $H/R$  (складні гірничо-геологічні умови підтримання виїмкових штреків при їх повторному використанні) не завжди є необхідність досягнення стійкого стану армопородної плити шляхом пошуку відповідних параметрів комбінованої анкерної системи. Цілком достатньо домогтися поєднання  $P_{\max}$  і  $u_{\max}$  (див. рис. 4.12) з критеріями мінімізації навантаження на кріпильну систему, викладеними в розділі 3; даний вид досліджень буде проведено пізніше.

*Третій варіант.* Баланс моментів за виразом (5.8) виконується: армопородна плита в цілому знаходиться у стійкому стані при даному значенні  $H/R$ . Баланс моментів для нижньої розпірно-блокової системи за виразом (5.9) не виконується; для досягнення її стійкого стану доцільно змінити параметри встановлення сталеполімерних анкерів. Тоді максимальна реакція опору армопородної плити розраховується за виразом (5.11).

За підсумками виконання позиції 4 визначається залежність зв'язку максимальної реакції опору  $P_{\max}$  армопородної плити і геомеханічного параметру  $H/R$ . Питання регулювання параметрів комбінованої анкерної системи як для досягнення умови рівномірності (рівнонавантаженості) всіх трьох розпірно-блокових конструкцій, так і мінімізації проявів гірського тиску (для армопородної плити в цілому) будуть розглянуті при реалізації наступних етапів досліджень.

5. Визначається величина вертикального переміщення  $u$  (піддатливості) армопородної плити при кожному з фіксованих значень  $H/R$ . Для цього відповідно до описаного в розділі 4 механізмом деформування розпірно-блокових систем розроблено схему визначення зміщення центральних блоків нижнього породного шару, так як саме на контакт з рамним кріпленням і оптимізуються параметри їх взаємодії.

Основна концепція схеми розрахунку переміщення  $u$  в центрі склепіння виробки полягає в наступному:

- величина  $u$  включає дві складові, які визначаються з обчислювальних експериментів і схематичних уявлень розробленого механізму деформування квазіпластичних шарнірів в армопородній плиті;

- при виконанні обчислювального експерименту визначається величина переміщення покрівлі  $u_{II}$  по центру склепіння виробки, а також вертикальна складова  $u_{\sigma}$  епюри повних переміщень на боковій границі виробки з боку недоторканого масиву;

- додаткові переміщення  $u_{\text{доо}}$  у центральній частині склепіння обумовлені видавлюванням зруйнованих порід у зоні стиску по висоті перерізу квазіпластичних шарнірів у всіх трьох розпірно-блокових системах армопородної плити;

- попередніми розрахунками встановлено, що основний вплив на величину  $u_{\text{доо}}$  мають: по-перше, квазіпластичні шарніри, де відбулося знеміцнення породи; по-друге, квазіпластичні шарніри, що розташовані над виробкою і з



боку недоторканого масиву.

У результаті геометричних побудов відповідно до схем на рис. 4.3 – рис. 4.6, рис. 4.8, рис. 4.10 отримано формулу для розрахунку переміщень (піддатливості) армопородної плити на контакті з замком склепіння рамного кріплення

$$u = u_{II} + \sum_{j=I}^{III} (K_j^p - 1) (ПД')_j^{II} + \frac{u_{\delta}}{u_{II}} \sum_{j=I}^{III} (K_j^p - 1) (ПД')_j^{\delta}, \quad (5.12)$$

де  $K_j^p$  – коефіцієнт розпушення породи в  $j$ -ій розпірно-блоковій системі;  $(ПД')_j^{II, \delta}$  – висота зони знеміцнення в квазіпластичних шарнірах, розташованих в покрівлі (індекс «II») та боках (індекс « $\delta$ »)  $j$ -ої розпірно-блокової системи;  $u_{II}$  і  $u_{\delta}$  – вертикальні переміщення в центрі склепіння і на боковій границі виробки (з боку недоторканого масиву), що визначаються з обчислювального експерименту.

Порядок розрахунку переміщень  $u$  армопородної плити повторюється для кожного фіксованого значення  $H/R$  з коригуванням величини  $u$  відповідно до положень позиції 4 щодо визначення максимального опору  $(P_{\max})_{III}$  армопородної плити. Так проводиться перерахунок розміру піддатливості армопородної плити на момент досягнення нею максимальної реакції опору відповідно до виразу

$$u_{\max} = \frac{(P_{\max})_{III}}{P_{нав}} u, \quad (5.13)$$

де  $u_{\max}$  – піддатливість армопородної плити при досягненні несучої здатності  $(P_{\max})_{III}$ .

6. За результатами обчислень (позиції 3 – 5) складається таблиця значень  $(P_{\max})_{III}$  і  $u_{\max}$  в досліджуваному діапазоні зміни геомеханічного параметра  $H/R$ . Ця інформація представляється у графічному вигляді та в емпіричних залежностях:

– деформаційно-силова характеристика армопородної плити виражається функцією  $P_{нав}(u)$  на ділянці до значень  $(P_{\max})_{III}$ ,  $u_{\max}$ ;

– зв’язок максимального опору  $(P_{\max})_{III}$  армопородної плити з геомеханічним параметром  $H/R$  умов підтримання виїмкової виробки;

– зв’язок піддатливості  $u_{\max}$  армопородної плити з геомеханічним параметром  $H/R$ .

Зазначені залежності визначаються для всіх трьох узагальнених текстур надвугільної товщі Західного Донбасу, викладених у розділі 3, і є ключовими при подальшій оптимізації режимів роботи кріпильної системи в цілому.

### **5.3 Закономірності зв’язку деформаційно-силової характеристики з геомеханічними факторами**

#### **5.3.1 Загальні положення**

Реалізація розробленого алгоритму розрахунку деформаційно-силової характеристики армопородної конструкції (плити) здійснена на базі трьох моделей, що відображають три узагальнені групи текстур надвугільної товщі Західного Донбасу. Для максимально адекватного і достовірного відображення процесу деформування армопородної плити необхідно врахувати варіацію механічних характеристик заанкерованих породних шарів, яка обумовлена періодичними заміщеннями літотипів, їх різним ступенем метаморфізму і впливу послаблюючих породи факторів тріщинуватості, водонасичення і реології. Тому прийнято наступне методичне рішення:

– виділено «основний» варіант поєднання найбільш поширених значень механічних характеристик породи у трьох розпірно-блокових конструкціях, що складають армопородну плиту;

– також проводиться розрахунок двох додаткових варіантів, що відображають поєднання знижених та підвищених міцнісних і деформаційних характеристик порід для умов Західного Донбасу.

Чисельні значення міцнісних і деформаційних характеристик трьох заанкерованих породних шарів покрівлі обрані виходячи з таких міркувань.

Основний варіант передбачає усереднені значення механічних характеристик складових літотипів: аргіліт – межа міцності на стиск у зразку  $\sigma_{cm} = 15$  МПа, модуль деформації  $E = 0,5 \cdot 10^4$  МПа; алевроліт –  $\sigma_{cm} = 20$  МПа,  $E = 1 \cdot 10^4$  МПа, пісковик –  $\sigma_{cm} = 35$  МПа,  $E = 2 \cdot 10^4$  МПа. Породи необводнені, а вплив структурного послаблення враховується за нормативним документом.

Варіант підвищених механічних властивостей прилеглих порід покрівлі характеризується такими параметрами: аргіліт –  $\sigma_{cm} = 25$  МПа,  $E = 1 \cdot 10^4$  МПа; алевроліт –  $\sigma_{cm} = 35$  МПа,  $E = 2 \cdot 10^4$  МПа; пісковик –  $\sigma_{cm} = 45$  МПа,  $E = 4 \cdot 10^4$  МПа. Породи знаходяться у природно-вологодому стані.

Варіант знижених механічних властивостей має наступні параметри літотипів: аргіліт –  $\sigma_{cm} = 10$  МПа,  $E = 0,3 \cdot 10^4$  МПа; алевроліт –  $\sigma_{cm} = 15$  МПа,  $E = 0,5 \cdot 10^4$  МПа; пісковик –  $\sigma_{cm} = 25$  МПа,  $E = 1 \cdot 10^4$  МПа. Породи обводнені, що враховується зниженням їх міцності за методикою [119].

Такий прийом дозволяє для однієї і тієї ж текстури порід покрівлі відобразити три варіанти умов підтримання виїмкових виробок за фактором очікуваної інтенсивності проявів гірського тиску: складні, помірні та сприятливі. Це дозволило найбільш широко охопити існуючий діапазон зміни гірничо-геологічних умов за рахунок виконання дев'яти обчислювальних експериментів.

Варіації параметрів комбінованої анкерної системи будуть розглянуті пізніше при безпосередньому виконанні оптимізаційних рішень, а в даному підрозділі прийнято за «базову» схему, наведену на рис. 4.1, яка реально використовується на шахтах Західного Донбасу.

Відповідно до позиції 6 алгоритму виконання розрахунків пошук трьох функцій  $P_{нав}(u)$ ,  $(P_{max})_{III}(H/R)$  і  $u_{max}(H/R)$  здійснено одночасно при проведенні кожного з дев'яти обчислювальних експериментів. Для спрощення самого запису функцій введено в подальшому такі позначення:

–  $P(u)$  –деформаційно-силова характеристика армопородної плити

(замість  $P_{нав}(u)$ );

–  $P_{max}(H/R)$  – зв'язок несучої здатності армопородної плити з геомеханічним параметром  $H/R$  (замість  $(P_{max})_{III}(H/R)$ ).

### 5.3.2 Деформаційно-силова характеристика кріпильної конструкції

Результати розрахунків дозволили встановити низку закономірностей зміни деформаційно-силової характеристики  $P(u)$  армопородної плити в міру розвитку проявів гірського тиску, які відображені на рис. 5.3.

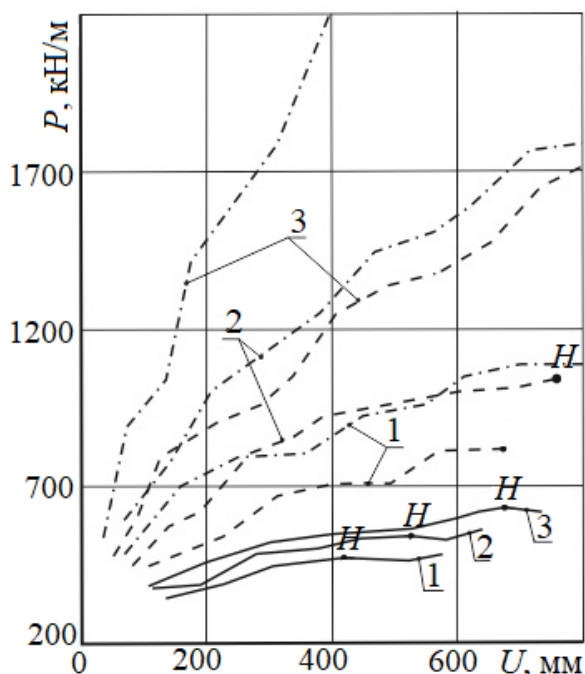


Рисунок 5.3 – Деформаційно-силові характеристики  $P(u)$  кріпильної конструкції, що включає рамне кріплення і комбіновану анкерну систему, при зміцненні порід покрівлі по групах їх текстури: 1 – група I; 2 – група II; 3 – група III; — варіант знижених механічних властивостей; ---- «основний» варіант усереднених механічних властивостей; -·-·- варіант підвищених механічних властивостей

В першу чергу слід підкреслити загальну закономірність росту реакції  $P$  кріпильної конструкції зі збільшенням зміщень  $u$  порід покрівлі виробки, яка

досить постійна (з різним градієнтом зв'язку) незалежно від текстури надвугільної товщі і механічних характеристик прилеглих породних шарів, зміцнених комбінованою анкерною системою. Це побічно підтверджує правильність розробленого алгоритму єдиного за своєю природою механізму зрушення порід надвугільної товщі.

З інших загальних тенденцій необхідно відзначити низку особливостей, взявши до уваги, що аналіз залежності  $P(u)$  проведений вже з урахуванням реакції рамного кріплення, тобто оцінюється опір кріпильної конструкції в цілому.

По-перше, тонкошарувата текстура порід покрівлі відрізняється підвищеним розвитком непружних деформацій, через що функція  $P(u)$  має знижений градієнт росту. Тут відбувається більш інтенсивне (на одиницю потужності) розшарування порід покрівлі, а кожен порушений контакт і утворена при цьому порожнина значно збільшує переміщення шарів без вагомого росту їх реакції опору. До того ж загальновідомо, що жорсткість будь-якої конструкції (у тому числі й розпірно-блокової системи) знижується пропорційно її висоті (потужності) у третьому ступені [143]. Зазначені причини в кількісному плані призвели до наступних результатів.

Для «основного» варіанту усереднених значень механічних властивостей заанкерованих порід покрівлі спостерігається тенденція постійного росту реакції опору  $P$  кріпильної конструкції на 20 – 35% при кожному збільшенні зміщень породного контуру виробки в 2 рази. Це, з одного боку, вказує на стабільність зв'язку параметрів  $P$  і  $u$ , яку досить надійно можна описати емпіричною функцією  $P(u)$ ; з іншого боку, простежується непружний стан армопородної плити, адже приріст її реакції у 2,9 – 5,0 раз менше приросту переміщень.

Величина реакції опору змінюється від 443 кН/м до 818 кН/м у процесі росту опускання порід покрівлі від 107 мм до 674 мм; останнє значення  $P$  вже суттєво перевищує несучу здатність рамного кріплення і це відбувається у проблемних (важких) умовах підтримання виїмкових штреків. На даному

графіку точкою  $H$  позначено момент переходу в нестійкий стан нижньої розпірно-блокової системи відповідно до уявлень про механізм деформування армопородної конструкції (див. рис. 4.11–4.13). Нестійкий стан нижньої розпірно-блокової системи визначається за виразом (5.9), але, як показують розрахунки, різкого падіння опору  $P$  усієї кріпильної системи не відбувається, так як нижній шар знаходиться в обмежених умовах деформування (між рамним кріпленням з огорожею і середньою розпірно-блоковою конструкцією); має місце подібність пластичної течії з поступовим зниженням відновлювального моменту від розпірних зусиль у самому блоці, але при цьому збільшується вплив анкерів і рамного кріплення. У результаті графіки після проходження точки  $H$  максимально виположуються, а коливання реакції  $P$  кріпильної системи в цілому змінюються в обмеженому діапазоні.

Зазначена особливість чітко проявляється для варіанту знижених механічних властивостей заанкерованої покрівлі (суцільна лінія 1 на рис. 5.3), де після настання нестійкого стану нижньої розпірно-блокової системи реакція кріпильної конструкції змінюється в межах до 4–5%. Абсолютне значення реакції досить низьке ( $P = 450 - 483$  кН/м) і тут правомірно ставити питання про доцільність застосування комбінованих анкерних систем в умовах тонкошаруватих обводнених слабких порід (середньозважений опір стиску заанкерованих порід покрівлі  $R_{zak} = 6,8$  МПа).

Аналогічна ситуація має місце при низькому опорі стиску  $R_{zak}$ , але вже в породах з середньо- і крупношаруватою текстурою (суцільні лінії 2 і 3 на рис. 5.3), де реакція кріпильної системи зростає до 630 кН/м, але залишається явно недостатньою (в низці гірничотехнічних ситуацій) для забезпечення стійкого стану виїмкової виробки, що повторно використовується. Очевидно, що досить низькі міцнісні властивості заанкерованих порід покрівлі не дозволяють сформувати армопородную плиту необхідної несучої здатності і в цих умовах необхідні інші способи і засоби посилення рамного кріплення, наприклад, збільшення щільності її встановлення або зведення необхідної кількості стояків кріплення посилення.

Таким чином, встановлено, що одним з вагомих факторів оцінки ефективності застосування комбінованих анкерних систем є параметр  $R_{зак}$  – розрахункове значення середньозваженого опору заанкерованих порід покрівлі. Так, навіть у тонкошаруватій текстурі прилеглих порід покрівлі, але при підвищених механічних характеристиках складових її шарів (штрихпунктирна лінія  $I$ ) опір кріпильної конструкції збільшується до 1030–1090 кН/м в діапазоні піддатливості  $u = 600 - 800$  мм. Дане співвідношення параметрів  $P$  і  $u$  цілком достатньо для проведення оптимізаційних заходів (див. рис. 3.2) з раціонального підтримання виїмкових виробок у тонкошаруватому масиві в переважній більшості гірничотехнічних ситуацій.

По-друге, переважно середньшарувата текстура прилеглих порід надвугільної товщі (група II) відрізняється від попередньої групи тим, що комбінована анкерна система формує армопородную плиту з більш жорсткою деформаційно-силовою характеристикою  $P(u)$ . Це, в першу чергу, пов'язано з нелінійним зростанням моменту інерції поперечного перерізу кожної розпірно-блокової конструкції, коли при одному і тому ж її прогині реакція опору збільшується (в рамках пружних деформацій) пропорційно потужності блоку в третьому ступені. У другу чергу, реакція опору залежить від міцнісних характеристик породного шару і обидва фактори вельми суттєво впливають на деформаційно-силову характеристику кріпильної системи в цілому (див. рис. 5.3, лінії 2). Так, при дуже слабких заанкерованих породах покрівлі реакція кріпильної конструкції змінюється від 400 кН/м до 540 кН/м в діапазоні піддатливості  $u = 200 - 525$  мм. Тут, як зазначалося раніше, низький опір кріпильної конструкції обумовлено малою міцністю зміцнюючих порід і вже при  $u = 525$  мм нижня розпірно-блокова система переходить у нестійкий стан (точка  $H$ ). Декілька збільшена піддатливість (на 107 мм) порівняно з тонкошаруватою текстурою пояснюється тим, що в граничному та позамежному станах з більш потужного породного блоку видавлюється підвищений об'єм знеміцнених порід із зони стиску  $\sigma_x$  у квазіпластичному шарнірі. Цей об'єм порушених порід створює додаткове переміщення у кожній

розпірно-блоковій системі, де він утворюється.

Такий механізм росту піддатливості кріпильної конструкції підтверджується відповідними залежностями  $P(u)$  при більш міцних породах заанкерованної покрівлі (пунктирні і штрихпунктирні лінії 2 на рис. 5.3). Наприклад, при усереднених значеннях механічних характеристик граничний стан (точка  $H$ ) настає на 82 мм піддатливості пізніше, ніж при тонкошаруватій текстурі; при підвищених механічних властивостях піддатливість перевищує 800 мм, чого цілком достатньо для проведення оптимізаційних заходів з пошуку раціональної деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції в цілому. З іншого боку, проведення оптимізаційних заходів сприяє активний ріст реакції кріпильної конструкції: при усереднених механічних властивостях  $P = 740 - 1035$  кН/м (в діапазоні  $u = 200 - 757$  мм); при підвищених механічних властивостях  $P = 980 - 1787$  кН/м ( $u = 200 - 800$  мм).

Встановлені параметри деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції забезпечують стійкий стан виїмкової виробки у переважно середньошаруватій текстурі вуглевмісного масиву, а виробництво оптимізаційних заходів дозволить виявити найбільш раціональні параметри конструкції з точки зору ресурсозбереження.

По-третє, переважно крупношарувата текстура прилеглих порід надвугільної товщі (група III) характеризується здатністю формувати (за допомогою комбінованої анкерної системи) армопородну плиту високої несучої здатності за винятком варіанта складання порід покрівлі досить слабкими і обводненими літотипами. Але, навіть в цих умовах реакція кріпильної системи сягає 630 кН/м при піддатливості  $u = 675$  мм.

У породах усереднених і підвищених механічних властивостей (пунктирна і штрихпунктирна лінії 3 на рис. 5.3) армопородна плита відрізняється високою реакцією опору при збільшеній жорсткості її роботи, але не на шкоду обмеження величини піддатливості до настання граничного стану нижньої розпірно-блокової конструкції.

У зв'язку з цим зазначимо, що піддатливість розпірно-блокових систем



перевищує 800 мм і на перший погляд суперечить жорсткішому режиму їх роботи. Але, це протиріччя вже було роз'яснено раніше: при деформації більш потужних породних блоків збільшується об'єм порушених порід у зоні дії стиску  $\sigma_x$  у кожному квазіпластичному шарнірі кожної з трьох розпірно-блокових систем; підвищений об'єм знеміцнених і розпушених порід створює додаткові переміщення розпірно-блокових систем у порожнину виробки.

У той же час, досить стійкий стан потужних розпірно-блокових конструкцій обмежує зони розвитку пластичних деформацій, і режим опору стає більш жорстким: дворазове збільшення піддатливості супроводжується приростом реакції кріпильної конструкції на 42 – 50%; це в 1,3 – 2,0 рази більше порівняно із середньшаруватою текстурою групи II. Отже, у стільки ж разів знизився прояв пластичних деформацій у кріпильній конструкції під впливом сил гірського тиску.

Величина реакції кріпильної конструкції в цілому сягає величин опору, більш ніж достатніх для ефективної протидії прояву гірського тиску на ділянці штреку після проходу очисного вибою. Так, при усереднених механічних властивостях заанкерованих порід покрівлі  $P = 980 - 1715$  кН/м у діапазоні піддатливості  $u = 200 - 800$  мм; при підвищених механічних характеристиках прилеглих порід покрівлі  $P = 1485 - 2220$  кН/м в діапазоні піддатливості  $u = 200 - 400$  мм і з перспективою подальшого росту опору при збільшенні піддатливості кріплення конструкції.

З даної гірничотехнічної ситуації розвитку надмірного опору кріплення конструкції також впливає завдання визначення області доцільного застосування комбінованої анкерної системи; назвемо цю ситуацію «верхньою межею» стійкого стану прилеглого масиву навколо виїмкової виробки, коли слід не посилювати, а «полегшувати» кріпильну конструкцію. Наприклад, збільшити крок встановлення рамного кріплення, відмовитися від центральних стояків кріплення посилення, знизити до мінімуму кількість сталеполімерних анкерів або збільшити крок встановлення канатних анкерів і т.п.

Таким чином, виявлено основні закономірності зміни деформаційно-

силової характеристики  $P(u)$  кріпильної конструкції залежно від текстури і механічних властивостей прилеглих порід покрівлі при їх зміцненні комбінованими анкерними системами. Отримані розрахункові значення параметрів  $P$  і  $u$  оброблені відомими методами кореляційно-дисперсійного аналізу, в результаті чого встановлено такі емпіричні залежності  $P(u)$  по групах текстур надвугільної товщі Західного Донбасу

$$\text{Група I} \quad P(u) = 198 + 35,5u^{0,19R_{зак}^{0,28}}; \quad (5.14)$$

$$\text{Група II} \quad P(u) = 207 + 34,6u^{0,19R_{зак}^{0,32}}; \quad (5.15)$$

$$\text{Група III} \quad P(u) = 215 + 30,9u^{0,19R_{зак}^{0,38}}; \quad (5.16)$$

де  $R_{зак}$  – середньозважений розрахунковий опір стиску заанкерованих порід покрівлі; визначається з урахуванням коефіцієнта впливу за методикою (коефіцієнт кореляції  $r = 0,75$ ) [119].

Комплекс отриманих виразів дозволяє стверджувати про встановлення єдиного функціонального зв'язку між реакцією кріпильної конструкції і її піддатливістю незалежно від текстури прилеглих порід надвугільної товщі, зміцненою комбінованою анкерною системою. Для умов Західного Донбасу реакція кріпильної системи збільшується пропорційно її піддатливості за степеневу залежністю з показником, що має степеневий зв'язок з параметром – середньозважений розрахунковий опір стиску заанкерованих порід покрівлі.

Вирази (5.14) – (5.16) спільно з залежностями (3.5) – (3.10) і критеріями (3.12), (3.15), (3.16) створили основу для оптимізації деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції за умовою формування на неї мінімального навантаження.

### **5.3.3 Закономірності зв'язку несучої здатності та піддатливості кріпильної конструкції з геомеханічними параметрами**

У задачі прогнозу режимів роботи кріпильної конструкції, що включає рамне кріплення і армопородную плиту, обов'язковою позицією є пошук

закономірностей зв'язку її несучої здатності  $P_{\max}$  і максимально допустимої піддатливості  $u_{\max}$  з геомеханічними параметрами умов підтримання виїмкових виробок. Раніше було обґрунтовано, що найбільш впливовим параметром є відношення  $H/R$  глибини розміщення виробки до розрахункового значення середньозваженого опору стиску порід надвугільної товщі. Відповідно до методики виконання обчислювальних експериментів (див. п. 5.2 і п. 5.3.1) виявлення закономірностей  $P_{\max}(H/R)$  і  $u_{\max}(H/R)$  здійснюється одночасно з визначенням деформаційно-силової характеристики  $P(u)$  кріпильної конструкції. Перелічені три закономірності нерозривно пов'язані одна з одною; тому встановлений значний вплив середньозваженого розрахункового опору стиску заанкерованих порід покрівлі  $R_{\text{зак}}$  ймовірно також буде мати чималий вплив на закономірності  $P_{\max}(H/R)$  і  $u_{\max}(H/R)$  як самостійний фактор, так і у складі параметра  $R$ .

Важливість шуканих закономірностей диктується необхідністю їх обов'язкової участі в так званих оптимізаційних заходах зі встановлення раціональних параметрів кріплення конструкції.

Результати розрахунків величини несучої здатності  $P_{\max}$  і максимальної піддатливості  $u_{\max}$  (визначається точкою  $H$  відповідно до алгоритму обчислень за п. 5.2) відображені на графіках рис. 5.4 і 5.5.

Зв'язок параметрів  $P_{\max}$ ,  $H/R$  і  $R_{\text{зак}}$  характеризується такими особливостями (див. рис. 5.4).

По-перше, спостерігається стійка закономірність росту реакції опору  $P$  кріпильної конструкції зі збільшенням геомеханічного показника  $H/R$ . Інтенсивність цього росту залежить від параметра  $R_{\text{зак}}$  і типу узагальненої текстури порід надвугільної товщі. У досліджуваному інтервалі  $10 \leq H/R \leq 90$  м/МПа у низці умов (при знижених  $R_{\text{зак}}$  обов'язково, а також при їх усереднених значеннях у тонко- і середньшаруватих текстурах порід покрівлі) реакція кріпильної конструкції сягає свого максимального значення

$P_{\max}$  (несучої здатності), яке на графіках відзначено точкою  $H$ . В інших гірничо-геологічних умовах реакція  $P$  кріпильної конструкції не сягає свого максимуму навіть при  $H/R=90$  м/МПа. Це вказує на високі потенційні можливості зміцнення середньо- і крупношаруватих текстур комбінованими анкерними системами при усереднених і підвищених значеннях  $R_{\text{зак}}$  міцності заанкерованих порід покрівлі. Тобто, має місце певна область поєднання геомеханічних факторів, коли застосування комбінованого анкерного зміцнення створює кріпильну конструкцію з несучою здатністю  $P_{\max}$ , багаторазово перевищує оптимальне значення  $P_A$  в діапазоні зміни геомеханічного показника  $H/R$ . Але це не виключає оптимізаційних заходів: з одного боку, необхідно чітко окреслити область умов раціонального використання комбінованої анкерної системи; з іншого боку, слід вести пошук у напрямі «полегшення» кріпильної конструкції щодо ресурсозбереження.

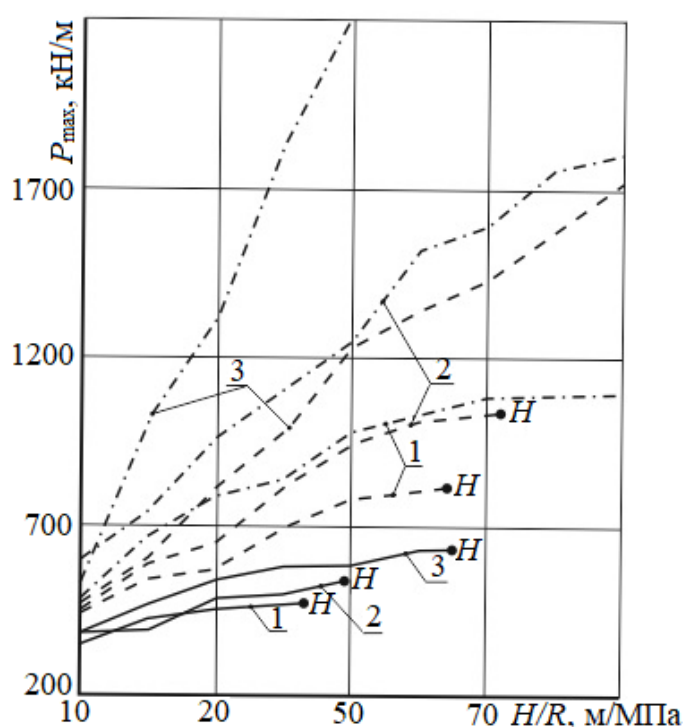


Рисунок 5.4 – Залежність реакції опору  $P_{\max}$  кріпильної конструкції від геомеханічного показника  $H/R$  по групах узагальнених текстур: 1 – група I; 2 – група II; 3 – група III; варіант знижених (—), усереднених (----) і підвищених (-·-·-) механічних властивостей заанкерованої покрівлі

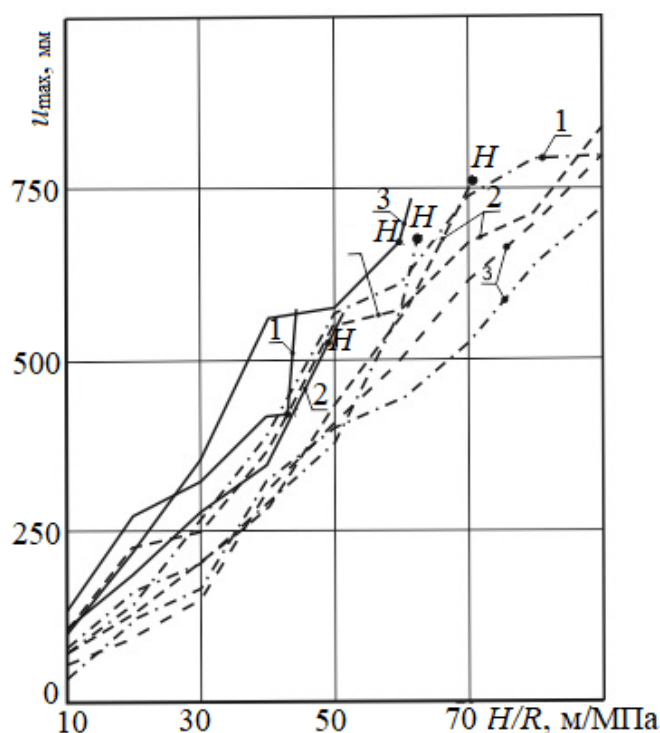


Рисунок 5.5 – Залежність піддатливості  $u_{\max}$  кріпильної конструкції від геомеханічного показника  $H/R$  по групах узагальнених текстур: 1 – група I; 2 – група II; 3 – група III; варіант знижених (—), усереднених (----) і підвищених (-·-·-) механічних властивостей порід заанкерованої покрівлі

По-друге, достатнє різноманіття графіків  $P_{\max}(H/R)$  на рис. 5.4 вимагає їх деякого узагальнення щодо пошуку єдиного типу апроксимуючої функції, яка потрібна при виконанні оптимізаційних заходів. З одного боку, деякі з графіків близькі до лінійних залежностей; це може бути пояснено так. Обчислювальний експеримент проводиться у пружно-пластичній постановці, за якої з ускладненням гірничо-геологічних умов (зростання показника  $H/R$ ) збільшується частка непружних деформацій в елементах геомеханічної системи і з'являється нелінійність зв'язку навантаження на кріпильну конструкцію з її переміщеннями. У той же час, робота квазіпластичних шарнірів в розпірно-блокових системах заанкерованих порід покрівлі також дає нелінійність зв'язку реакції кріпильної конструкції з її піддатливістю. Зазначені два фактори нелінійності діють у протилежних напрямках і частково або повністю компенсують один одного. Тому за високого ступеня компенсації функція

$P_{\max}(H/R)$  близька до лінійної; за зниженого ступеня компенсації спостерігається нелінійний зв'язок  $P_{\max}$  і  $H/R$ , близький до степеневій функції з показником ступеня менше 1,0. При цьому слід зазначити, що обидві групи закономірностей можуть бути описані єдиною степеневою залежністю, а рівень їх нелінійності враховується відповідними коефіцієнтами апроксимації.

По-третє, чітко прослідковується значний вплив двох факторів (крім величини показника  $H/R$ ): типу текстури порід надвугільної товщі і середньозваженого розрахункового опору стиску  $R_{зак}$  заанкерованих порід покрівлі. Так, при одній і тій же величині  $H/R$  відмінності в реакції кріпильної конструкції змінюються від 15 – 25% (за знижених механічних властивостей заанкерованих порід покрівлі) до 2,1 – 2,4 рази (за підвищених механічних властивостей) залежно від типу текстури порід надвугільної товщі: тонкошарувата або крупношарувата. Не менш значущий вплив має параметр  $R_{зак}$ : при його збільшенні в 4,63 рази реакція кріпильної конструкції збільшується в 1,6 – 1,9 рази в тонкошаруватій текстурі надвугільної товщі і в 3,6 – 4,0 рази в крупношаруватій текстурі. З наведених даних випливає знижений вплив аналізованих параметрів у тонкошаруватій текстурі слабких порід і вельми значний – у крупношаруватій текстурі стосовно міцних прилеглих порід покрівлі, що піддані зміцненню комбінованими анкерними системами.

По суті цей висновок цілком логічний, так як здавна поширена думка, що ефективність будь-якого анкерного зміцнення більш інтенсивно проявляється саме в крупношаруватому масиві більш міцних порід, а анкерування слабких тонкошаруватих порід вважалось раніше недоцільним, особливо, в умовах Західного Донбасу. Позитивний досвід останніх десятиліть з широкомасштабного застосування анкерів у Західному Донбасі спростовує цю думку. Але зниження несучої здатності кріпильної системи (куди складовою є заанкеровані породи покрівлі) має місце в тонкошаруватих і слабких породах, з чого випливає висновок про існування деякої так званої межі доцільного застосування комбінованих анкерних систем за фактором будови і властивостей

порід покрівлі виїмкових виробок.

Наведені на рис. 5.4 графіки оброблені методами кореляційно-дисперсійного аналізу на предмет встановлення єдиного функціонального зв'язку  $P_{\max}(H/R)$ , необхідного для проведення подальшої оптимізації деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції. В результаті отримано наступні залежності по групах текстур надвугільної товщі Західного Донбасу (коефіцієнт кореляції  $r = 0,8$ ).

$$\text{Група I} \quad P_{\max} = 206(H/R)^{0,009R_{\text{зак}}}; \quad (5.17)$$

$$\text{Група II} \quad P_{\max} = (397 - 6,9R_{\text{зак}})(H/R)^{0,016(1+R_{\text{зак}})}; \quad (5.18)$$

$$\text{Група III} \quad P_{\max} = (224 - 4,86R_{\text{зак}})(H/R)^{0,024(5+R_{\text{зак}})}. \quad (5.19)$$

У виразах (5.17) – (5.19) та інших формулах одиниці вимірювання параметрів наступні:  $P_{\max}$  – кН/м,  $H$  – м,  $R$  і  $R_{\text{зак}}$  – МПа.

Раніше був відзначений взаємозв'язок функцій  $P(u)$ ,  $P_{\max}(H/R)$  і  $u_{\max}(H/R)$ ; для перших двох залежностей побудовані графічні уявлення (див. рис. 5.3 і рис. 5.4) зі встановленням емпіричних виразів (5.14) – (5.16) і (5.17) – (5.19). Тому не становить складності визначення залежностей  $u_{\max}(H/R)$  для усього діапазону варіації параметрів виконаних багатоваріантних обчислювальних експериментів.

На рис. 5.5 наведено графіки зв'язку піддатливості  $u_{\max}$  кріпильної конструкції і геомеханічного показника  $H/R$ , які характеризуються такими особливостями.

По-перше, в усьому досліджуваному діапазоні зміни геомеханічного показника ( $H/R = 10 - 90$  м/МПа) спостерігаються відносно обмежені коливання величини  $u_{\max}$ , незважаючи на широкий спектр варіації текстури і властивостей порід надвугільної товщі в цілому, і заанкерованої покрівлі, зокрема. Причому, залежно від ступеня складності гірничо-геологічних умов діапазон коливань  $u_{\max}$  змінюється. Так, у сприятливих гірничо-геологічних

умовах ( $H/R \leq 30$  м/МПа) мають місце зміни  $u_{\max}$  у 2,4 – 3,8 раза, що обумовлено малими деформаціями кріпильної конструкції через досить низькі навантаження, що діють на неї: величина  $u_{\max}$  склала всього 35 – 352 мм. В умовах помірного гірського тиску ( $30 < H/R \leq 50$  м/МПа) діапазон коливань  $u_{\max}$  знижується до 1,5 – 2,4 раза при максимальному значенні піддатливості у 574 мм. У складних гірничо-геологічних умовах ( $H/R > 50$  м/МПа) різниця у величинах  $u_{\max}$  скорочується до 16% за максимального значення у 838 мм. Така тенденція обумовлена збільшенням навантаження на кріпильну конструкцію, яка провокує розвиток зони непружних деформацій у квазіпластичних шарнірах розпірно-блокових систем і тут їх текстура та властивості відіграють вже другорядне значення.

По-друге, чітко простежується близькість закономірності  $u_{\max}(H/R)$  до лінійної функції в поза значної залежності від типу текстури надвугільної товщі і міцності порід заанкерованої покрівлі; у той же час, для двох інших груп залежностей  $P(u)$  і  $P_{\max}(H/R)$  лінійність зв'язку проявляється лише в окремих випадках. Пояснення виявленому факту вже було дано раніше: його сутність полягає у взаємній компенсації (досить високого рівня) непружних деформацій при зрушенні порід надвугільної товщі і нелінійності деформаційно-силової характеристики розпірно-блокових систем, а також рамного кріплення. Ця особливість переважно лінійного зв'язку параметрів  $u_{\max}$  і  $H/R$  безумовно спростить подальший алгоритм вибору раціональної деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції в цілому.

Встановлення «напрямку» емпіричних залежностей  $u_{\max}(H/R)$  виконано шляхом спільного рішення рівнянь (5.14) – (5.19) для кожної групи узагальнених текстур порід надвугільної товщі Західного Донбасу.

$$\text{Група I } u_{\max} = \left[ 5,77(H/R)^{0,009R_{\text{зак}}} - 5,58 \right]^{5,26R_{\text{зак}}^{-0,28}}, \text{ мм;} \quad (5.20)$$

$$\text{Група II } u_{\max} = \left[ (11,5 - 0,22R_{\text{зак}})(H/R)^{0,016(1+R_{\text{зак}})} - 5,98 \right]^{5,26R_{\text{зак}}^{-0,32}}, \text{ мм;} \quad (5.21)$$



$$\text{Група III } u_{\max} = \left[ (7,25 - 0,16R_{\text{зак}})(H/R)^{0,024(5+R_{\text{зак}})} - 6,96 \right]^{5,26R_{\text{зак}}^{-0,38}}, \text{ мм. (5.22)}$$

Як і слід було очікувати, вирази (5.20) – (5.22) досить громіздкі, а функція  $u_{\max}(H/R)$  близька до лінійної. Тому проведено додатковий кореляційно-дисперсійний аналіз безпосередньо графіків на рис. 5.5, який дозволив встановити більш прості співвідношення (коефіцієнт кореляції  $r = 0,8$ ).

$$\text{Група I} \quad u_{\max} = (12,1 - 0,089R_{\text{зак}})H/R, \text{ мм; (5.23)}$$

$$\text{Група II} \quad u_{\max} = (10,3 - 0,061R_{\text{зак}})H/R, \text{ мм; (5.24)}$$

$$\text{Група III} \quad u_{\max} = (12,5 - 0,190R_{\text{зак}})H/R, \text{ мм. (5.25)}$$

У результаті отримано три системи функцій (5.14) – (5.16), (5.17) – (5.19) і (5.23) – (5.25), що є основою для мінімізації навантаження на кріпильну конструкцію згідно з виразами (3.5) – (3.10) і критеріями (3.12), (3.15), (3.16).

#### **5.4 Аналіз відповідності деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції її оптимальній функції**

У попередніх підрозділах отримано всі співвідношення, які необхідні для виконання оптимізаційних заходів з приведення у відповідність деформаційно-силової характеристики кріпильної системи її оптимальної функції у конкретній гірничотехнічній ситуації. Сама оптимізація здійснюється шляхом пошуку таких параметрів елементів кріпильної конструкції (рамного кріплення, сталеполімерних і канатних анкерів, стояків кріплення посилення), за яких її деформаційно-силової характеристика максимально наближається до оптимальних значень, встановлених у §3.3 з урахуванням критеріїв у §3.4. Але, перш ніж здійснювати пошук раціональних параметрів кріпильної конструкції, треба задати напрям цілеспрямованому перебору варіантів їх поєднань. Для цього проведено порівняльний аналіз оптимальних і розрахункових функцій деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції залежно від основних впливних факторів: показника  $H/R$ , типу узагальненої текстури і

середньозваженого розрахункового опору стиску  $R_{зак}$  порід заанкерованої покрівлі.

Щоб уникнути загроможденості пояснювальних графіків на рис. 5.6 і рис. 5.7 наведено тільки їх частину для групи II узагальненої текстури надвугільної товщі. Суцільними лініями показано зв'язок реакції  $P_{max}$  і піддатливості  $u_{max}$  кріпильної конструкції з геомеханічним показником  $H/R$ , а пунктирними – раціональні значення реакції  $P_p$  та оптимальні величини піддатливості  $u_A$ ;  $P_p$  відрізняється від оптимального  $P_A$  коефіцієнтами запасу  $K_{зан} = 1,20$  відповідно до рекомендацій §3.4.

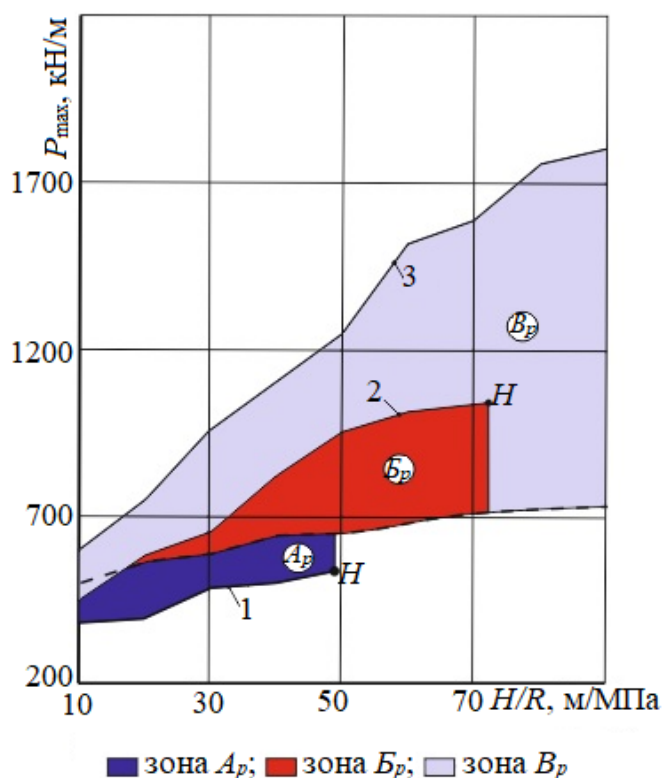


Рисунок 5.6 – До порівняльного аналізу відповідності реакції  $P_{max}$  кріпильної конструкції (—) і її величини  $P_p$  раціонального опору (----) залежно від геомеханічного показника  $H/R$ : варіант знижених (1), усереднених (2) і підвищених (3) механічних властивостей порід заанкерованої покрівлі

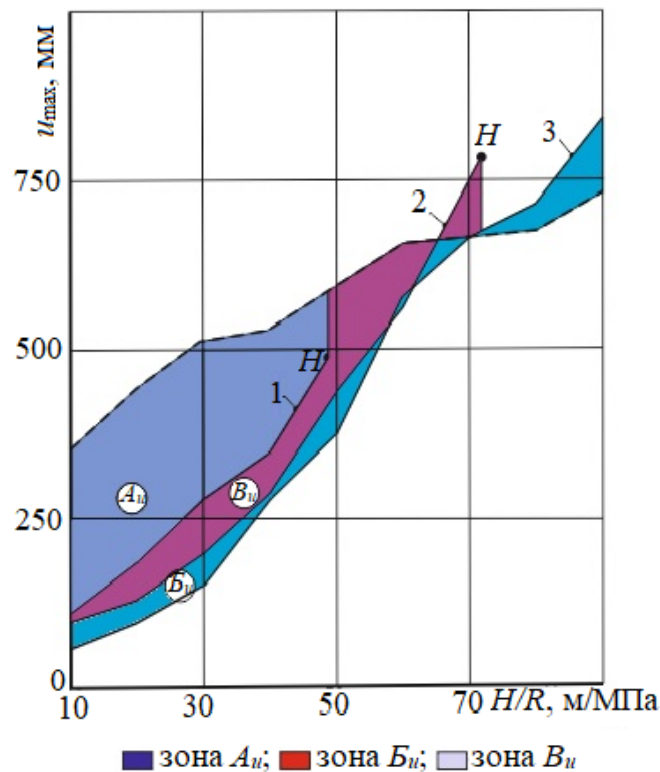


Рисунок 5.7 – До порівняльного аналізу відповідності піддатливості  $u_{\max}$  кріпильної конструкції (—) і її оптимальної величини  $u_A$  (---) залежно від геомеханічного показника  $H/R$ : варіант знижених (1), усереднених (2) і підвищених (3) механічних властивостей порід заанкерованої покрівлі

У першу чергу проаналізуємо ступінь відповідності реакції кріпильної конструкції її раціональному значенню  $P_p$  (див. рис. 5.6). Для кожного зі значень  $R_{\text{зак}}$  (суцільні лінії 1, 2, 3) виділено зони  $A_p$ ,  $B_p$ ,  $B_p$ , які характеризують величину відхилення функцій  $P_{\max}(H/R)$  і  $P_p(H/R)$ .

Практично тільки зона  $A_p$  розташована нижче залежності  $P_p(H/R)$ , тобто, при знижених механічних властивостях порід заанкерованої покрівлі не вдається досягти оптимального значення реакції кріпильної конструкції при так званому «базовому» варіанті її виконання. У діапазоні  $10 < H/R \leq 49$  м/МПа відхилення склали 17–30%, які необхідно компенсувати певними змінами параметрів кріпильної конструкції. Тут на рівні попередньої експертної оцінки бачаться наступні напрями:

- підвищення реакції рамного кріплення (збільшення типорозміру СВП, зменшення кроку встановлення);
- збільшення кількості сталеполімерних анкерів у перерізі виробки, що підвищить стійкість нижньої розпірно-блокової конструкції;
- зменшення кроку встановлення уздовж виробки канатних анкерів, що підвищує несучу здатність усіх трьох розпірно-блокових систем і кріпильної конструкції в цілому;
- встановити в необхідній кількості стояків кріплення посилення для компенсації відсутньої несучої здатності кріпильної конструкції.

Перший і четвертий напрям пов'язані зі значними трудовими затратами і суттєвим підвищенням витрат кріпильних матеріалів; до того ж, при зведенні стояків кріплення посилення загромождається переріз виробки і ускладнюються роботи з можливого підривання порід покрівлі. Другий і третій напрям виглядають кращими щодо ресурсозбереження.

Тому в даному діапазоні гірничо-геологічних умов основну увагу слід приділити пошуку раціональних схем встановлення комбінованої анкерної системи, що забезпечує несучу здатність кріпильної конструкції не нижче значення  $P_p(H/R)$ ; при цьому зона невідповідності  $A_p$  (див. рис. 5.6) виключається повністю. Але, досягнення бажаного результату за критерієм несучої здатності кріпильної конструкції ще недостатньо для забезпечення стійкості виробки: необхідно мати піддатливість  $u_{\max}$  кріпильної конструкції не нижче значення  $u_A$ .

Зона  $A_u$  невідповідності піддатливості кріпильної конструкції величиною  $u_A$  показана на рис. 5.7 в діапазоні  $10 \leq H/R \leq 49$  м/МПа для варіанту знижених механічних властивостей порід заанкерованої покрівлі (лінія 1). Раніше зі схем оптимізації режимів взаємодії кріплення з прилеглим породним масивом було встановлено, що недостатня піддатливість (у даних гірничо-геологічних умовах) сприяє суттєвому росту навантаження на кріпильну конструкцію. Цей ріст становить до 1,5 – 2,5 рази залежно від різниці між оптимальною

піддатливістю  $u_A$  і розрахунковою величиною  $u_{\max}$  конкретної кріпильної конструкції. У нашому ж випадку (знижених механічних властивостей порід заанкерованої покрівлі) не тільки немає якого-небудь резерву несучої здатності (див. рис. 5.6, лінія 1), але і величина  $P_{\max}$  нижче раціональних значень (пунктирна лінія) на всьому діапазоні зміни геомеханічного показника  $H/R$ . Однак напрями підвищення  $P_{\max}$  окреслені і далі будуть досліджені для визначення межі ефективного застосування комбінованих анкерних систем. Так слід вчинити й стосовно резервів підвищення піддатливості  $u_{\max}$  кріпильної конструкції для компенсації зони  $A_u$  (див. рис. 5.7).

По-перше, відносно рамного кріплення можна виділити наступні резерви підвищення піддатливості  $u_{\max}$  не на шкоду несучій здатності:

- перехід від традиційної триланкової конструкції до чотири- і п'ятиланкової у складних гірничо-геологічних умовах, що розглядаються;

- за дуже низьких характеристик міцності порід підшоши відбувається вдавлювання стояків рами на 100 – 300 мм (іноді більше), що підтверджує шахтні спостереження та низку досліджень [126] – [128];

- обидва фактори цілком здатні компенсувати відсутню піддатливість рами у 100 – 245 мм (див. рис. 5.7, суцільна лінія 1 і пунктирна лінія).

По друге, що стосується стояків кріплення посилення то їх жорстку конструкцію слід замінити на піддатливі варіанти, для яких компенсувати вказане переміщення не є складним.

По-третє, розпірно-блокові системи (що утворені комбінацією сталеполімерних і канатних анкерів) мають наступний резерв збільшення їх піддатливості, встановлений при розрахунку деформаційно-силових характеристик, особливо, при знижених механічних властивостях порід заанкерованої покрівлі (див. рис. 5.3). Наступ граничного стану у квазіпластичних шарнірах нижньої розпірно-блокової системи (точки  $H$ ) ще не означає різку втрату несучої здатності кріпильної конструкції в цілому, якщо забезпечені умови так званої «стисненості» деформування: видавлювання

знеміцнених порід із квазіпластичних шарнірів нижнього шару обмежує зверху середня розпірно-блокова система, а знизу – рамне кріплення з міжрамною огорожею. Також умови стисненості деформування відзначено на рис. 5.3, коли після досягнення точки  $H$  кріпильна конструкція продовжує опір гірського тиску в режимі, близькому до постійного опору. Розрахунками встановлено продовження приблизно стабільного опору зі збільшенням піддатливості на 61 – 158 мм, хоча спеціально такого завдання не ставилося; тому можна припускати ще більшу піддатливість кріпильної конструкції (без значної втрати її опору) після настання граничного стану нижньої розпірно-блокової системи. Створення умов природного деформування забезпечується підвищеною щільністю анкерування нижнього породного шару, в чому і полягає напрям пошуку раціональних параметрів комбінованих анкерних систем у складних гірничо-геологічних умовах.

Виявлені резерви досягнення відповідності деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції раціональної функції задають напрям пошуку параметрів її елементів у складних гірничо-геологічних умовах. Одночасно, через неможливість досягнення цієї відповідності, визначається межа поєднання геомеханічних факторів, коли доцільно використовувати комбіновані анкерні системи для підтримання виїмкових виробок. Головні напрями пошуку полягають у наступному:

- підвищення несучої здатності  $P_{\max}$  і піддатливості  $u_{\max}$  кріпильної конструкції в цілому за рахунок збільшення щільності встановлення сталеполімерних анкерів (їх підвищену кількість у поперечному перерізі виробки) для більш інтенсивного зміцнення нижньої розпірно-блокової системи і забезпечення більш цілісного контакту з середньою розпірно-блоковою системою;

- підвищення  $P_{\max}$  за рахунок зменшення кроку встановлення канатних анкерів;

- збільшення  $u_{\max}$  за рахунок застосування чотири- і п'ятиланкової конструкції рамного кріплення;

– у найбільш важких умовах підтримання виїмкових виробок збільшення  $P_{\max}$  і  $u_{\max}$  за рахунок встановлення стояків кріплення посилення з піддатливим режимом роботи.

Гірничотехнічна ситуація, що сприяє більш ефективному проведенню оптимізаційних заходів, виникає при усереднених механічних властивостях порід заанкерованої покрівлі (лінії 2 на рис. 5.6 і рис. 5.7). Тут практично в усьому діапазоні зміни геомеханічного показника ( $10 \leq H / R \leq 74,5$  м/МПа) несуча здатність  $P_{\max}$  кріпильної конструкції перевищує її раціональне значення  $P_p$ , що виділено в зону  $B_p$  на рис. 5.6. У сприятливих гірничо-геологічних умовах ( $10 \leq H / R \leq 30$  м/МПа) за критерієм відповідності величин  $P_{\max}$  і  $P_p$  немає необхідності проводити пошук інших параметрів у кріпильній конструкції, що суттєво відрізняються від «базового» варіанту: відхилення  $P_{\max}$  і  $P_p$  знаходяться в діапазоні від  $-11\%$  до  $+10\%$ , тобто, в межах допустимої точності гірничотехнічних розрахунків. При помірній інтенсивності проявів гірничотехнічного тиску в гірничо-геологічних умовах середньої тяжкості ( $30 < H / R \leq 50$  м/МПа) несуча здатність  $P_{\max}$  кріпильної конструкції до  $47\%$  перевищує раціональне значення  $P_p$  зі збереженням цього співвідношення (у середньому 1,5) і в складних ( $H / R > 50$  м/МПа) гірничо-геологічних умовах.

Тобто, за критерієм відповідності величин  $P_{\max}$  і  $P_p$  базову кріпильну конструкцію слід полегшувати при  $H / R > 30$  м/МПа. Напрями її удосконалення, враховуючи раніше викладені міркування, досить очевидні:

– в першу чергу, доцільно знизити металоємність рамного кріплення: або зменшити типорозмір СВП, або збільшити крок встановлення рам уздовж виробки;

– у другу чергу, можливе збільшення кроку встановлення канатних анкерів.

Порівняльний аналіз оптимальної  $u_A$  і розрахункової  $u_{\max}$  піддатливості кріплення конструкції (див. рис. 5.7, лінія 2) дав наступні результати. На

більшій частині ( $10 \leq H / R \leq 65,3$  м/МПа) діапазону зміни геомеханічного показника оптимальна величина піддатливості перевищує піддатливість кріплення конструкції, що відзначено зоною  $B_u$ , де різниця величин  $u_A$  і  $u_{\max}$  сягає 200 – 300 мм. У такій гірничотехнічній ситуації можна було б використовувати раніше викладені міркування щодо посилення нижньої розпірно-блокової системи за рахунок збільшення щільності анкерування, щоб підтримувати її опір при значному збільшенні піддатливості. Але тоді за критерієм відповідності  $P_{\max}$  і  $P_p$  ми отримуємо ще більш вагомні розбіжності цих величин. Компромісне рішення, яке задає напрям пошуку раціональних параметрів кріплення конструкції, бачиться у наступному. Запас несучої здатності  $P_{\max}$  компенсується (тією чи іншою мірою) зниженням реакції опору нижньої розпірно-блокової системи і за незмінних параметрів базової кріпильної конструкції ми досягаємо виконання оптимізаційних критеріїв. Навіть при їх суттєвому невиконанні (більш 10 – 15%) коло пошуку раціональних параметрів кріпильної конструкції дуже обмежений, а напрям пошуку очевидний: збереження на приблизно базовому рівні частини параметрів кріпильної конструкції при деякій варіації тих, що залишилися, в основному, – схеми встановлення сталеполімерних анкерів.

При підвищених механічних властивостях порід заанкерованої покрівлі (лінії 3 на рис. 5.7) завдання оптимізації параметрів кріпильної конструкції ще більш спрощується. На всьому досліджуваному діапазоні ( $10 \leq H / R \leq 90$  м/МПа) зміни геомеханічного показника несуча здатність  $P_{\max}$  кріпильної конструкції в 1,2 – 2,5 рази перевищує раціональне значення  $P_p$ . Це є резерв для компенсації зниження реакції опору нижньої розпірно-блокової системи при збільшенні її піддатливості в граничному та позамежному стані. Необхідність збільшення піддатливості кріплення конструкції визначає зона  $B_u$  (див. рис. 5.7): у діапазоні  $10 \leq H / R \leq 70$  м/МПа величину піддатливості доцільно збільшувати на 100 – 300 мм. Беручи до уваги великий запас несучої здатності  $P_{\max}$ , що



перевершує зниження реакції опору нижньої розпірно-блокової системи, напрям пошуку раціональних параметрів досить обмежений:

- зниження типорозміру СВП рамного кріплення або збільшення кроку його встановлення;
- збільшення кроку встановлення канатних анкерів;
- зниження кількості сталеполімерних анкерів у перерізі виробки.

Викладені дослідження стосуються аналізу відповідності деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції раціональної функції стосовно гірничо-геологічних умов залягання надвугільної товщі з текстурою, що відноситься до групи II. У двох інших групах I і III узагальнених текстур напрями пошуку раціональних параметрів кріпильної конструкції аналогічні.

Напрями пошуку раціональних параметрів кріпильної конструкції у сукупності з набором отриманих залежностей складають повний комплект для вирішення проблеми ресурсозберігаючого підтримання виїмкових виробок в умовах шахт Західного Донбасу.

### **5.5 Висновки за розділом**

За підсумками виконаних досліджень сформульовано основні висновки щодо проблеми розрахунку та оптимізації деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції виїмкової виробки, що включає комбіновану анкерну систему.

1. Розкрито геомеханічні причини, що не дозволяють використовувати існуючий арсенал методик проведення обчислювальних експериментів стосовно складної моделі поведінки кріпильної конструкції виїмкової виробки, що повторно використовується, з урахуванням висунутих вимог досягнення максимально можливої адекватності та достовірності результатів. Обґрунтовано принцип поєднання технологічних прийомів обчислювального експерименту з класичними положеннями аналітичних методів будівельної механіки та опору матеріалів. На цій основі розроблено нову методику оцінки стану та розрахунку деформаційно-силової характеристики армопородної

конструкції, що включає послідовне виконання низки взаємопов'язаних етапів. Методика дозволяє обмежитися відносно невеликою кількістю обчислювальних експериментів для реалізації поставленої мети.

2. За обґрунтованими методичними принципами розроблено новий алгоритм проведення розрахунків деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції, що включає виконання шести послідовних позицій від пошуку поточних текстурних змін у надвугільній товщі під впливом очисних робіт до визначення трьох груп закономірностей, необхідних для оптимізації режимів роботи кріпильної конструкції: сама деформаційно-силова характеристика; зв'язок несучої здатності і піддатливості кріпильної конструкції з геомеханічним показником для всіх трьох груп узагальнених текстур вуглевмісного масиву Західного Донбасу.

3. Встановлено суттєвий вплив механічних характеристик порід заанкереної покрівлі (при використанні комбінованих анкерних систем) на деформаційно-силову характеристику кріпильної конструкції і її зв'язок з геомеханічним показником гірничо-геологічних умов підтримання виїмкової виробки. Отримано три групи емпіричних функцій для повного опису режимів роботи кріпильної конструкції, які спільно з критеріями мінімізації гірського тиску створили основу для пошуку оптимальних (раціональних) конструктивно-технологічних рішень щодо забезпечення стійкості виїмкової виробки.

4. Проведено аналіз відповідності деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції її оптимальної (раціональної) функції та обґрунтовано напрями пошуку параметрів складових кріпильних елементів для вирішення проблеми ресурсозберігаючого підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються в умовах шахт Західного Донбасу.

## **Розділ 6. ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНА ПЕРЕВІРКА ТА РОЗРОБКА РЕКОМЕНДАЦІЙ З ІННОВАЦІЙНИХ ТЕХНОЛОГІЙ ПІДТРИМАННЯ ВІЙМКОВИХ ВИРОБОК, ЩО ПОВТОРНО ВИКОРИСТОВУЮТЬСЯ НА ШАХТАХ ЗАХІДНОГО ДОНБАСУ**

### **6.1 Методичні принципи досягнення адекватності порівняння результатів шахтних досліджень та аналітичних розрахунків**

#### **6.1.1 Загальні положення**

Результати досліджень попередніх розділів роботи обґрунтували принципи та напрями оптимізації деформаційно-силових характеристик кріпильних конструкцій виїмкових виробок, що повторно використовуються, відповідно до геомеханічних умов їх підтримання на шахтах Західного Донбасу. Аналіз цих напрямів (див. розділ 5) однозначно вказує на нерозривність зв'язку між режимом роботи кріпильної конструкції та навантаженням, що сприймається нею, з боку прилеглого вуглевмісного масиву. Дане твердження не є новим; воно вже було детально вивчене в роботах [105], [113], але для виробок, що підтримуються поза зоною впливу очисних робіт, і без урахування впливу сучасних комбінованих анкерних систем на поведінку прилеглого масиву. Зазначені дві принципові відмінності не тільки відображають сутність новизни роботи, але одночасно вимагають дослідження методичних підходів до експериментальної перевірки на ступінь відповідності результатів аналітичних розробок.

Складність експериментальної перевірки достовірності та адекватності оптимізаційних рішень полягає в наступному.

Кожна окремо взята виробка або група прилеглих виробок характеризується своїми гірничо-геологічними умовами: глибина  $H$  розміщення, текстура і механічні властивості прилеглого масиву, які виражені через інтегральний параметр  $R$  – середній розрахунковий опір стиску прилеглих літотипів відповідно до нормативної методики [119]. Раніше було обґрунтовано доцільність використання для характеристики гірничо-геологічних умов так званого геомеханічного показника  $H/R$ . Цей показник

бере участь як при прогнозуванні оптимальних реакцій  $P_A$  і піддатливості  $u_A$  кріпильної системи (див. рис. 3.3), так і у визначенні її деформаційно-силової характеристики залежно від текстури і механічних властивостей прилеглого масиву (див. рис. 5.4 і рис. 5.5). Показник  $H/R$  умов підтримання виробки є вихідним параметром, постійним для конкретного випадку і незалежним від режиму роботи кріпильної конструкції. Текстура і механічні характеристики прилеглого масиву також відносяться до категорії вихідних даних і нам необхідно під них «підлаштовуватися» у своїх оптимізаційних рішеннях.

Зі сказаного випливає очевидний висновок – керувати параметрами проявів гірського тиску в напрямі мінімізації навантаження можливо лише за допомогою самої кріпильної системи шляхом регулювання її деформаційно-силової характеристики. Це регулювання в інноваційних технологіях застосування комбінованих анкерних систем здійснюється шляхом зміни параметрів кріпильних конструкцій. Варіювання їх реакції опору  $P_{\max}$  можливо такими параметрами:

- зміна кроку встановлення і номера спецпрофілю СВП рамного кріплення;
- зміна тільки кроку встановлення канатних анкерів;
- зміна параметрів встановлення сталеполімерних анкерів і їх кількості в поперечному перерізі виробки.

Перша позиція регулювання  $P_{\max}$  за рахунок рамного кріплення доцільна лише частково, коли реакція  $P_{\max}$  конкретної кріпильної конструкції значно перевищує необхідну раціональну величину  $P_p$  (див. рис. 5.6). Тоді представляється логічне полегшення рамного кріплення (як найбільш матеріаломісткої конструкції) – здійснювати зниження номера спецпрофілю СВП і (або) збільшення кроку встановлення рам. Якщо цього недостатньо, тоді слід регулювати параметри комбінованої анкерної системи. У протилежній геомеханічній ситуації, коли виникає необхідність підвищити реакцію  $P_{\max}$  кріпильної конструкції, збільшувати металоємність рамного кріплення (на

погонний метр виробки) недоцільно з техніко-економічних міркувань. Тут слід посилити вплив комбінованої анкерної системи: зменшити крок встановлення канатних анкерів або збільшити кількість сталеполімерних анкерів (зі зміною параметрів їх встановлення) у міжрамному просторі. Слід підкреслити щодо канатних анкерів певне обмеження варіації параметрів їх встановлення тільки відстанню (кроком) між сусідніми анкерами по довжині виробки. Це обумовлено тим, що інші параметри встановлення канатних анкерів (кількість, координати розташування хвостовиків анкерів, кут їх нахилу і довжина) досить повно відображені та обґрунтовані в роботах [64], [193], [208] саме для умов шахт Західного Донбасу і рекомендовані раціональні параметри змінювати, на наш погляд, недоцільно. У підсумку існує цілий набір параметрів кріпильної конструкції, якими можливо регулювати для досягнення відповідності реакції її опору  $P_{\max}$  і раціональної величини  $P_p$  при конкретному значенні геомеханічного показника (див. рис. 5.6).

З приводу варіювання піддатливості кріпильної конструкції можна зазначити наступне.

По-перше, є зв'язок між величиною піддатливості  $u_{\max}$  і реакцією  $P_{\max}$  опору кріпильної конструкції, яка в явному вигляді представлена на графіках рис. 5.3, а неявним чином має деякі резерви за межами значень  $u_{\max}$ . Маються на увазі умови стисненого деформування квазіпластичних шарнірів у розпірних конструкціях зі зміцнених породних блоків, коли їх піддатливість значно росте без значної втрати реакції опору. Це частково описано в розділі 4 при розгляді механізму деформування розпірних конструкцій: графіки  $P(u)$  виповнюються, що вказує на переважний ріст піддатливості порівняно зі збільшенням реакції. Тобто, у зміцнених породних розпірних конструкцій є деякий внутрішній резерв піддатливості, що дозволяє наблизитися до раціональної деформаційно-силової характеристики  $P_p(u_p)$  масиву. Це добре видно на графіках рис. 5.7, де в зонах посилення інтенсивності проявів

гірського тиску (ріст показника  $H/R$ ) піддатливість кріпильної конструкції в цілому наближається до раціональних значень.

По-друге, зазначеного вище неявного резерву піддатливості у рамного кріплення, як такої, немає, а ріст  $u_{\max}$  обумовлений в основному конструктивними змінами і частково деформаційними процесами. Ми вивчаємо деформаційно-силову характеристику багатoelementної кріпильної конструкції, в яку однією зі складових входить найбільш широко поширена в Західному Донбасі рамне кріплення серії КШПУ, що має вертикальну конструктивну піддатливість до 300 мм і бокову до 100 мм з кожної сторони. Якщо звернутись до графіків рис. 5.7, то величина піддатливості в 300 мм достатня лише в сприятливих гірничо-геологічних умовах з геомеханічним показником  $H/R = 10 - 15$  м/МПа. Максимальна різниця оптимальної величини піддатливості  $u_A$  і  $u_{\max}$  базової кріпильної конструкції (за різних текстур прилеглого масиву і міцнісних властивостей його літотипів) спостерігається при значеннях геомеханічного показника  $H/R = 20 - 35$  м/МПа і складає до 300 – 350 мм; подальше збільшення  $H/R$  скорочує рівень невідповідності  $u_A$  і  $u_{\max}$  (див. рис. 5.7) і при  $H/R > 60$  м/МПа різниця  $u_A$  і  $u_{\max}$  (як позитивного, так і негативного знаку) не перевищує 70 – 100 мм.

Наведені відомості рівня невідповідності оптимальної піддатливості  $u_A$  і  $u_{\max}$  кріпильної конструкції вимагають прийняття оптимізаційних рішень, які бачаться у додаткових резервах піддатливості рамних кріплень серії КШПУ, а саме:

- завжди існує зазор між зовнішньою поверхнею спецпрофілю СВП і породним контуром, який регламентується [209] технологічними нормами проведення виробки в 170 мм; з деяким запасом на техніко-технологічні витрати можна прийняти зазор близько 100 мм, який згодом компенсується зрушенням прилеглого масиву;

- верхняк кріплення КШПУ має форму склепіння з великою стрілою підйому, що забезпечує підвищений опір переважно вертикальному

навантаженню; коли її величина перевищує опір верхняка, в ньому виникають пластичні деформації (в основному в замку склепіння), що дозволяє верхняку «йти» від надмірного навантаження – з'являється додаткова піддатливість рами (без значної втрати несучої здатності), яку можна оцінити в 50 – 100 мм ;

– в умовах значної невідповідності оптимальної  $u_A$  і конструктивної  $u_{\max}$  піддатливості рамного кріплення рекомендується використання подовжених стояків, які при деякому вдавлюванні у породи підосви забезпечують додаткову піддатливість до 200 – 300 мм згідно з дослідженнями [127], [128], проведених конкретно для умов Західного Донбасу.

Таким чином, якщо підсумувати виділені фактори додаткової піддатливості, то отримаємо величину до 350 – 500 мм, якої цілком достатньо для компенсації невідповідності параметрів  $u_A$  і  $u_{\max}$  в рамному кріпленні. Такий висновок настановлює на низку дій, які рекомендуються при оцінці стану рамного кріплення при виконанні шахтних досліджень:

– вивчення ступеня компенсації зазорів між рамою і склепінням контуру виробки під впливом проявів гірського тиску;

– фіксація деформацій верхняка рами вертикальної спрямованості;

– виміри величини вдавлювання стояків рами в породи підосви; щоб відокремити величину вдавлювання стояків від підняття підосви (за рахунок її здимання) слід вимірювати переміщення від будь-якої фіксованої поверхні, наприклад, нижньої кромки вугільного пласта.

Викладені прийоми виконуються у комплексі з іншими вимірами переміщень контуру виїмкових виробок.

По-третє, самі конструкції анкерів (як канатних, так і сталеполімерних) мають деяку піддатливість при їх навантаженні осьовими зусиллями, яку можна віднести до категорії додаткової піддатливості. Вона виникає за рахунок дії двох факторів. Перший – розтяг самого вантажонесучого елемента (каната, арматури), компенсація зазорів на хвостовику анкера і деформації зрушення полімерних твердіючих матеріалів у замковій частині анкерів. Ці деформації невеликі і їх можна оцінити до 5 – 10 мм. Другий фактор – зрушення замкової частини анкера

відносно породних стінок шпура – при певному рівні навантаження анкера відбувається часткове порушення контакту полімеру з породними стінками шпура або з арматурою (канатом) анкера і спостерігається подібність його піддатливого режиму роботи [105], який характеризується переміщеннями до декількох сотень міліметрів без значної втрати реакції опору.

У підсумку розглянуті фактори, що впливають на деформаційно-силову характеристику кріпильної системи, слід сформулювати узагальнюючі висновки:

– досягнення задовільної відповідності деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції мінімізованих (раціональним) проявам гірського тиску в конкретних умовах підтримання виїмкових виробок цілком можливо;

– головною умовою реалізації оптимізаційних рішень є силовий фактор, який регулюється параметрами кріпильної конструкції;

– деформаційний фактор відіграє підпорядковану, але вагому роль і його виконання (в оптимізаційних рішеннях) регулюється частково самими проявами гірського тиску, а в іншій частині – конструктивними параметрами кріпильної системи.

### **6.1.2 Методичні особливості порівняння експериментальних та аналітичних результатів**

Розглянувши можливості реалізації оптимізаційних рішень з управління деформаційно-силової характеристики кріпильної системи, перейдемо до обґрунтування методичних принципів досягнення адекватності порівняння результатів шахтних досліджень та аналітичних розрахунків.

Перша особливість порівняння результатів експериментальних та аналітичних досліджень полягає в можливості лише неявного отримання відомостей про прояви гірського тиску через зміщення  $U$  породного контуру, величину втрати перерізу  $\Delta S$  виробки і стан її кріпильної конструкції. Безпосереднє визначення величини навантаження на кріпильну систему



характеризується громіздкістю і складністю проведення шахтного експерименту, обмеженістю вимірювань поряд з їх низькою вірогідністю. З цих причин оцінка ступеню впливу деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції на закономірності зрушення прилеглого масиву виконується лише зазначеним вище непрямим шляхом.

Друга особливість полягає у взаємовпливі двох напрямів оптимізаційних дій. З одного боку, досягнення оптимальних параметрів  $P_A$  і  $u_A$  само собою не відбувається, а керується деформаційно-силовою характеристикою  $P(u)$  кріпильної конструкції. З іншого боку, і деформаційно-силова характеристика кріпильної конструкції схильна до регулювання за рахунок варіації своїх параметрів. Тому становить складність встановлення, наскільки раціональна дана кріпильна конструкція та її деформаційно-силова характеристика – чи дійсно досягнуто мінімум навантаження, чи вона ще далека від оптимального значення, – адже в нашому арсеналі є лише непрямі способи шахтних досліджень. Очевидно, що для виявлення ступеня раціональності режимів роботи кріпильних конструкцій у конкретних гірничо-геологічних умовах (судимо за геомеханічним показником  $H/R$ ) необхідно порівняння як мінімум їх декількох варіантів, а самі варіанти функції  $P(u)$  визначаються варіацією конструктивних параметрів.

Тому виникає третя особливість порівняльного аналізу – необхідність при фіксованому значенні  $H/R$  вивчити стан декількох варіантів кріпильних конструкцій. Тут передбачено два способи реалізації зазначених умов:

– вибирається виробка (або декілька), де проводяться дослідження з оцінки її стану і завчасно (ще поза зоною впливу очисних робіт) на декількох ділянках по довжині виробки споруджується кілька варіантів конструкцій комбінованих анкерних систем; перший спосіб досить трудомісткий і обмежується лише кількома варіантами;

– другий спосіб має ширші можливості і полягає у виборі низки виробок з приблизно однаковим значенням геомеханічного показника  $H/R$  (відхилення

в межах 10%); однак, виробки (або їх протяжні ділянки) відрізняються між собою параметрами кріпильних конструкцій; цей спосіб менш трудомісткий, передбачає тільки шахтні спостереження і не обмежений кількістю досліджуваних виробок; тут здійснюється перебір великої бази варіантів як за значеннями геомеханічного показника  $H/R$ , так і по різним конструктивним рішенням кріпильної системи виїмкових виробок.

Для обліку зазначених вище особливостей розроблено нову методику оцінки ступеня раціональності кріпильних конструкцій (з точки зору мінімізації проявів гірського тиску) через вивчення та аналіз показників стану виробки, які є непрямыми по відношенню до оптимізаційних рішень в частині деформаційно-силової характеристики  $P(u)$  кріпильної системи. Для формування бази вихідних даних з подальшим їх аналізом було побудовано серію таблиць такого змісту.

Технологія заповнення вихідних даних табл. 6.1 має свої особливості. При розташуванні виїмкових виробок за підняттям (падінням) глибина  $H$  їх розміщення змінюється у відносно невеликому діапазоні завдяки малому куту падіння пластів (зазвичай у Західному Донбасі  $\alpha = 1 - 6^\circ$ ). Однак в таблицю заносяться значення  $H$ , що відповідають ділянкам знімання показань про зміщення контуру виробки та оцінки стану її кріпильної конструкції.

Таблиця 6.1 – Вихідні геомеханічні фактори підтримання виробок та параметри їх стану

Виробка. Параметри кріпильної конструкції	Геомеханічний фактор
	Глибина розміщення $H$ , мм
	Середній розрахунковий опір стиску $R$ , МПа
	Геомеханічний показник $H/R$ , м/МПа
	Група текстури масиву
	Втрата стиску виробки $\Delta S$ , %
	Зближення покрівлі і підосви $U^{K, II}$ , мм
	Зближення боків $U^{\phi}$ , мм
	Підняття підосви $U^{II}$ , мм
	Вдавлювання стояків у підосву $U_{cm}$ , мм
	Вертикальна деформація верхняку рами $\Delta u$ , мм
	Довжина нахльосту СВП у замку піддатливості $l_{з.п}$ , мм

Віднесення текстури прилеглого до виробки масиву здійснюється відповідно до рекомендацій, викладених у розділі 3.

Потужність і міцнісні характеристики літотипів, що складають прилеглу вуглевмісну товщу, відшуковуються за даними гірничо-геологічного прогнозу на досліджувану виробку, а визначення середнього розрахункового опору породи стиску виконується за нормативною методикою [119]. Далі за відомими  $H$  і  $R$  розраховується значення  $H/R$  геомеханічного показника.

Втрата перерізу виробки  $\Delta S$  визначається у відсотках по відношенню до  $S_{ce}$

$$\Delta S = \frac{100\%}{S_{ce}} \left[ U^{K,\Pi} (0,9B - U^{\sigma}) + U^{\sigma} h \right], \quad (6.1)$$

де  $S_{ce}$  – проектна площа поперечного перерізу виробки у світлі до осадки; визначається за даними технічної документації на спорудження виробки;  $U^{K,\Pi}$  і  $U^{\sigma}$  – зближення покрівлі – підосви і боків виробки; визначається за даними маркшейдерської зйомки або за результатами замірів у процесі шахтних інструментальних спостережень за стандартною методикою ВНДМІ [210];  $B$  і  $h$  – проектна висота і ширина виробки у світлі до осадки.

Параметр – втрата перерізу виробки  $\Delta S$  є частково узагальнюючим її стан і характеризує загальну інтенсивність проявів гірського тиску і ступінь раціональності режиму роботи кріпильної системи. Для розрахунку  $\Delta S$  необхідно визначити і внести в табл. 6.1 дані про показники  $U^{K,\Pi}$  і  $U^{\sigma}$ .

Більшою мірою відповідає завданням порівняльного аналізу параметр – опускання порід покрівлі  $U^K$ , який зіставляється з оптимальним значенням  $u_A$  формування мінімального навантаження на кріпильну конструкцію. Величина  $U^K$  розраховується за виразом

$$U^K = U^{K,\Pi} - U^{\Pi}, \quad (6.2)$$

де  $U^{\Pi}$  – підняття підосви виробки; визначається за даними замірів величини здимання відносно нижньої кромки вугільного пласта; за відсутності таких

даних або неможливості виконання замірів значення  $U^I$  розраховується за нормативною методикою [119].

Порівняння величини  $U^K$  і  $u_A$  є одним з двох дій по відносно безпосередній оцінці ступеня раціональності деформаційно-силової характеристики кріпильної системи.

Другою дією, пов'язаною практично безпосередньо з оцінкою рівня відповідності режиму роботи кріпильної системи геомеханічним умовам підтримання виробки, є розрахунок піддатливості  $u_{\max}$  кріпильної конструкції в цілому. Для цього фіксуються три параметри (див. табл. 6.1):  $U_{cm}$  – вдавлювання стояків рами у породи підосви виробки; визначається за збільшенням відстані від торця стояка до нижньої кромки вугільного пласта;  $\Delta y$  – виположування форми верхняка рами у вертикальному напрямку; визначається за різницею проектної та поточної висоти стріли підйому склепіння;  $\Delta l_{3,n}$  – довжина збільшення нахльоста спецпрофілів СВП у замку піддатливості.

Загальна піддатливість кріпильної конструкції обчислюється підсумовуванням складових

$$u_{\max} = U_{cm} + \Delta y + \Delta l_{3,n} \sin \beta, \quad (6.3)$$

де  $\beta$  – кут нахилу до горизонталі ділянки нахльоста СВП у замку піддатливості.

Крім зазначених параметрів проводиться загальна оцінка стану кріпильної конструкції виробки за деформаціями верхняка і стояків рами, що візуально спостерігаються, ступенем цілісності замків податливості, рівнем натягу анкерів за щільністю прилягання опорних плит до породної поверхні виробки й т.п.

У підсумку за сформованою базою даних виконується аналіз шляхом побудови сім'ї експериментальних графіків зв'язку піддатливості кріпильної системи  $u_{\max}$ , узагальнюючої характеристики у вигляді втрати перерізу  $\Delta S$  з геомеханічним показником  $H/R$ . Далі проводиться порівняльний аналіз експериментальних графіків з аналітичними, наведеними в розділах 3 і 5. Однак

тут слід пам'ятати, що вже наявні аналітичні графіки побудовані для так званої «базової» кріпильної конструкції і, щоб оптимізувати її параметри, необхідний набір варіантів різних схем кріплення із застосуванням комбінованих анкерних систем. Ця задача вирішена і викладені її результати в наступному параграфі, присвяченому розрахунку деформаційно-силових характеристик кріпильних конструкцій, що застосовуються (і відображені в експериментальних даних табл. 6.1) у виїмкових виробках шахт Західного Донбасу.

Заключною позицією методичних принципів є систематизація рекомендацій із застосування інноваційних кріпильних систем залежно від текстури і властивостей прилеглого масиву, а також геомеханічного показника  $H / R$ .

## **6.2 Результати розрахунку деформаційно-силових характеристик варіантів кріпильних конструкцій з комбінованими анкерними системами**

### **6.2.1 Варіація параметрів конструкцій**

Необхідність проведення розрахунків з визначення деформаційно-силових характеристик різних конструктивних рішень кріпильних систем вже була обґрунтована раніше і продиктована одним із завдань досліджень – вибір раціональних параметрів кріплення виїмкових виробок, що повторно використовуються, залежно від гірничо-геологічних умов їх підтримання. Забезпечення можливості вибору базується на серії розрахунків деформаційно-силових характеристик  $P(u)$  низки конструкцій кріпильних систем, об'єднаних двома основними умовами. По-перше, необхідно охопити максимально широке коло фактичних конструктивних рішень на шахтах Західного Донбасу. Тому розрахунку та аналізу піддані реальні кріпильні конструкції в реальних виробках, які ще експлуатуються, або вже погашені, але по них є дані маркшейдерських зйомок для складання табл. 6.1. По-друге, вивчається якомога

більша кількість виробок, де як складова застосовується (або була використана) комбінована анкерна система.

Зазначені дві умови певною мірою суперечать одна одній, оскільки на шахтах Західного Донбасу комбіновані анкерні системи поки що не знайшли належного поширення, що дещо обмежує фактичну базу для порівняльного аналізу. З іншого боку, одним із завдань є обґрунтування області доцільного застосування комбінованих анкерних систем за геомеханічним фактором, а для цього необхідно розглянути і кріпильні конструкції, де застосовуються тільки сталеполімерні анкери – очевидно, вони рекомендуються для найбільш сприятливих гірничо-геологічних умов підтримання виїмкових виробок. Крім того, експериментальна оцінка рівня відповідності аналітичних рішень базується і на безпосередньому вивченні кількох варіантів комбінованих анкерних систем, спеціально зведених на експериментальних ділянках низки виробок.

Керуючись викладеним підходом для розрахунку функцій  $P(u)$ , було відібрано низку кріпильних конструкцій, що реально застосовуються на шахтах Західного Донбасу. Спостереження за станом виїмкових виробок (усі вони використовувалися повторно) велися протягом тривалого періоду їх підтримання в різні роки і в даний момент більшість з них вже виведені з експлуатації. Вибір виробок (згідно із зазначеними методичним принципом) передбачав якомога ширший діапазон зміни значень геомеханічного показника  $H/R$ , що спричинило за собою необхідність оцінки стану великої кількості виїмкових штреків: всього було обстежено 43 виробки. Всі вони були обрані не випадково, а відповідали вимогам значної варіації параметрів деформаційно-силових характеристик кріпильних конструкцій, в яких обов'язковою складовою було анкерне кріплення.

У методичному плані ми попередньо розділили області доцільного застосування тієї чи іншої кріпильної конструкції наступним чином.

*Сприятливі гірничо-геологічні умови підтримання виїмкових виробок.* Помірні прояви гірського тиску дозволяють зберегти площу залишкового перерізу на рівні 75 – 90% (на ділянці після проходу лави з урахуванням

підривання підосви). Незворотні пластичні деформації рамного кріплення мінімальні, несуттєво спотворюють її початкову форму при збереженні практично на паспортному рівні несучої здатності. Сприятливі умови узагальнено характеризуються діапазоном зміни геомеханічного показника  $10 \text{ м/МПа} \leq H / R \leq 30 \text{ м/МПа}$ : тут за нашими прогнозами (див. рис. 5.6 і рис. 5.7) для надійної протидії гірському тиску цілком достатньо встановлення рамного кріплення (відповідного кроку), а в міжрамному просторі склепіння виробки – комплекту сталеполімерних анкерів кількістю 4 – 7 шт. (рис. 6.1). Встановлення канатних анкерів (за стійкої покрівлі) дозволить збільшити крок розміщення рамного кріплення з одночасним зниженням застосовуваного номера спецпрофілю СВП; у будь-якому випадку тут набуває особливого значення техніко-економічні аспекти, а центральні і бокові стояки кріплення посилення є додатковим резервом несучої здатності в плані забезпечення повторного використання виїмкових виробок. Така схема підтримання знайшла чимале поширення на шахтах Західного Донбасу і, зокрема, в 590-му збірному штреку шахти «Ювілейна» ПрАТ «ДТЕК Павлоградвугілля». Що стосується задоволення оптимізаційних критеріїв, то основну увагу слід приділити досягненню необхідної піддатливості кріпильної конструкції в межах 370 – 520 мм. У зв'язку з цим, якщо звернутися до відомостей §6.1, то отримуємо однозначну відповідь, що додаткова величина піддатливості (деформації верхняка, вдавлювання опор стояків у підосву, зазори в закріпному просторі) цілком компенсує відсутнє значення по відношенню до конструктивної вертикальної піддатливості рамних кріплень серії КШПУ. Але при цьому центральні і бічні стояки кріплення посилення також повинні бути піддатливими на певну величину (різниця між оптимальною піддатливістю і вже реалізованою на момент встановлення стояків). Тут найбільш просте технічне рішення – встановлення гідравлічних стояків з регульованим режимом роботи, а за невеликих значень компенсується різниці зміщень – розміщення під дерев'яні стояки кріплення посилення дерев'яних підкладок необхідної товщини.

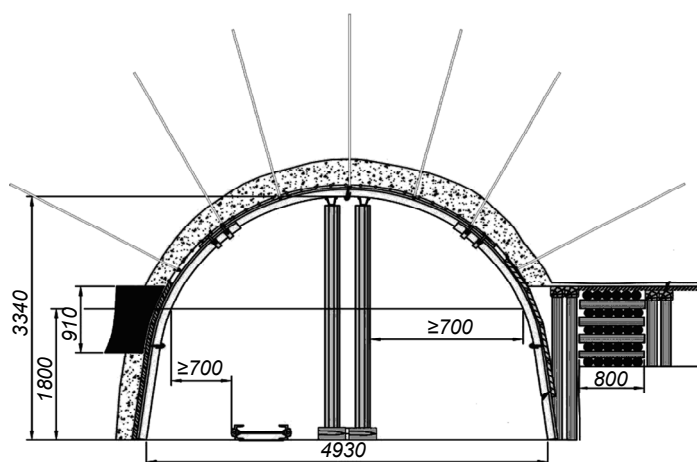


Рисунок 6.1 – Принципова схема підтримання виїмкових штреків у сприятливих гірничо-геологічних умовах

Спільне обґрунтування параметрів зрушення масиву в сприятливих гірничо-геологічних умовах і раціональних конструктивних рішень кріпильних систем дозволить окреслити коло геомеханічних факторів і встановити область їх співвідношень, де використання комбінованих анкерних систем, як таких, недоцільно. Таким чином встановлюється нижня межа області раціонального застосування комбінованих анкерних систем і цей результат є новим в даному напрямі геомеханічних досліджень. Що стосується верхньої межі зазначеної області, то її, на нашу думку, не існує, так як канатні анкери, завдяки своїй довжині і несучій здатності, мають можливість ефективного зміцнення навіть самого нестійкого вуглевмісного масиву.

*Умови помірної інтенсивності проявів гірського тиску.* У першому наближенні цим умовам відповідає діапазон варіації геомеханічного показника  $30 \text{ м/МПа} \leq H / R \leq 50 \text{ м/МПа}$ . Після проходу лави величина залишкового перерізу зберігається на рівні 60 – 75% з урахуванням періодичних підривань порід підосви. Деформації традиційних кріпильних конструкцій більш суттєві (поле проходу очисного вибою) і для забезпечення експлуатаційного стану виїмкових штреків при їх повторному використанні доцільно застосовувати комбіновані анкерні системи; їх ресурсозберігаючі технології залучення прилеглого масиву в роботу з протидії гірському тиску відрізняються відомими





повторного використання виробки відповідно до правил безпеки [208], [211]. Для цих умов обгрунтовано вважаємо високу ефективність застосування комбінованих анкерних систем, що базується на результатах аналітичних досліджень, викладених у попередніх розділах, а також досвіді підтримання низки виробок шахт Західного Донбасу. Принципову схему комбінованої анкерної системи наведено на рис. 6.3 і з деякими незначними варіаціями вона пройшла шахтні випробування з отриманням позитивної оцінки.

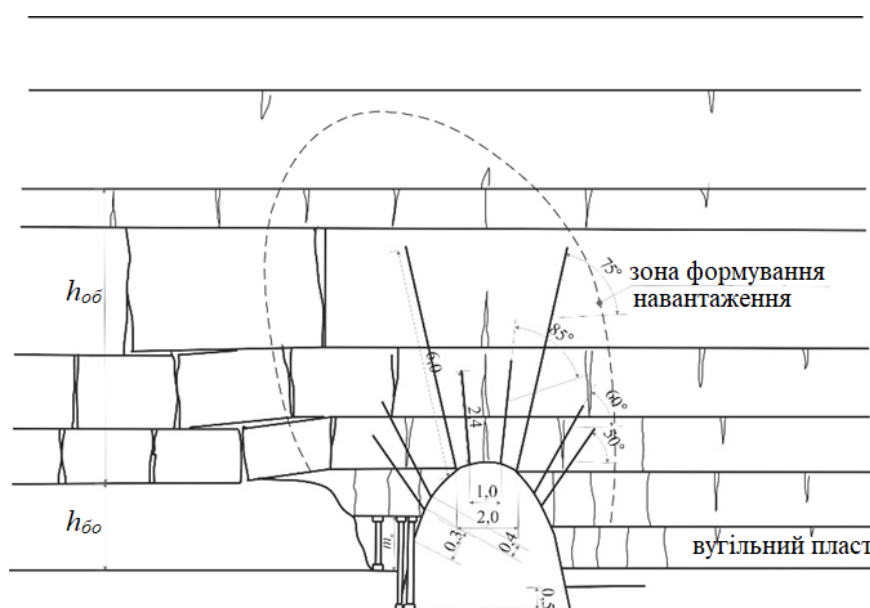


Рисунок 6.3 – Принципова схема підтримання виїмкових штреків у складних гірничо-геологічних умовах

У частині вишукування оптимізаційних рішень вже обгрунтовано варіації параметрів кріпильних конструкцій для досягнення раціональної деформаційно-силової характеристики  $P(u)$  у складних гірничо-геологічних умовах. Якщо звернутися до графіків порівняльного аналізу (див. рис. 5.6 і 5.7) відповідності раціонального опору  $P_p$  і піддатливості  $u_p$ , можна відзначити суттєвий запас  $P_{\max}$  в більшості випадків, а за дуже малої міцності прилеглих літотипів існують шляхи збільшення  $P_{\max}$  до необхідної величини  $P_p$ . Що стосується піддатливості кріпильної системи, то саме в складних гірничо-геологічних

умовах ( $H / R > 50$  м/МПа) росте ступінь відповідності раціональної  $u_p$  і конструктивної  $u_{\max}$  величин.

Підсумовуючи викладені уявлення сформульовано завдання для реалізації оптимізаційних рішень:

– перше – провести розрахунок деформаційно-силових характеристик кріпильних конструкцій (див. рис. 6.1), де відсутні канатні анкери; варіація текстури і властивостей прилеглого масиву дозволить визначити нижню границю області доцільного застосування комбінованих анкерних систем;

– друге – виконати розрахунок  $P(u)$  кріпильних конструкцій за схемою на рис. 6.2 з варіацією кроку встановлення канатних анкерів  $L_{к.а}$  для досягнення задовільної відповідності з раціональною деформаційно-силовою характеристикою  $P_p(u_p)$ ;

– третє – оцінити вплив варіації параметрів комбінованих анкерних систем (див. рис. 6.3) на функцію  $P(u)$  щодо досягнення її раціональних режимів роботи в складних гірничо-геологічних умовах.

Перелічені завдання було реалізовано в повному обсязі: для трьох виділених груп текстур прилеглого масиву і варіації міцнісних характеристик складових літотипів. Змінення кроку встановлення канатних анкерів моделювалося варіацією величини їх реакції. Змінення кроку встановлення рамного кріплення враховувалося через несучу здатність рами на один погонний метр виробки. Зв'язок канатних анкерів і верхняка рами (через гнучкі стяжки) враховується дією на нього додаткової реакції [114]. Усі розрахунки проведено за алгоритмом і відповідно до розробленого механізму деформування геомеханічної системи, викладеним у розділах 4 і 5. Дані дослідження досить об'ємні і для усунення громіздкості викладення у зв'язку з обмеженими рамками дисертації наведено тільки кінцеві результати розрахунків деформаційно-силових характеристик різних кріпильних конструкцій, які необхідні для подальшого обґрунтування оптимізаційних рішень.

Для усіх груп гірничо-геологічних умов від вельми сприятливих до складних проведено достатню кількість обчислювальних експериментів, окремі з яких наведено у вигляді епюр НДС різноманітних кріпильних конструкцій.

Для найбільш сприятливих гірничо-геологічних умов підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються, наведено вибірково три варіанти кріпильних конструкцій, показаних на рис. 6.4 – 6.6. Усі вони характеризуються застосуванням тільки сталеполімерних анкерів в обмеженій кількості 3 – 4 шт. у поперечному перерізі виробки.

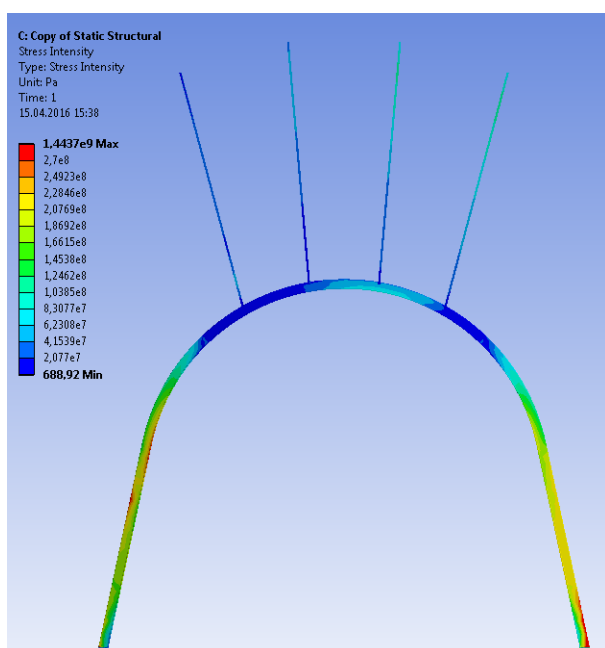


Рисунок 6.4 – Епюра вертикальних напружень  $\sigma_y$  для варіанта №1 кріпильної конструкції для вельми сприятливих гірничо-геологічних умов

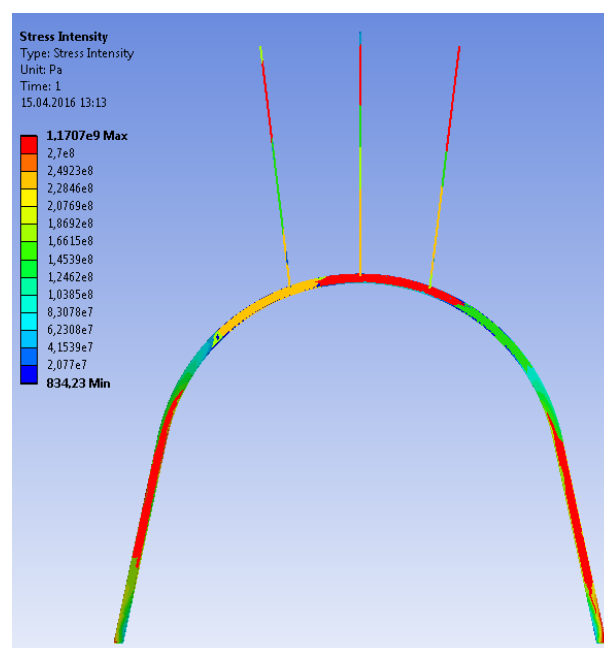


Рисунок 6.5 – Епюра інтенсивності напружень  $\sigma$  у варіанті №2 кріпильної конструкції для вельми сприятливих гірничо-геологічних умов

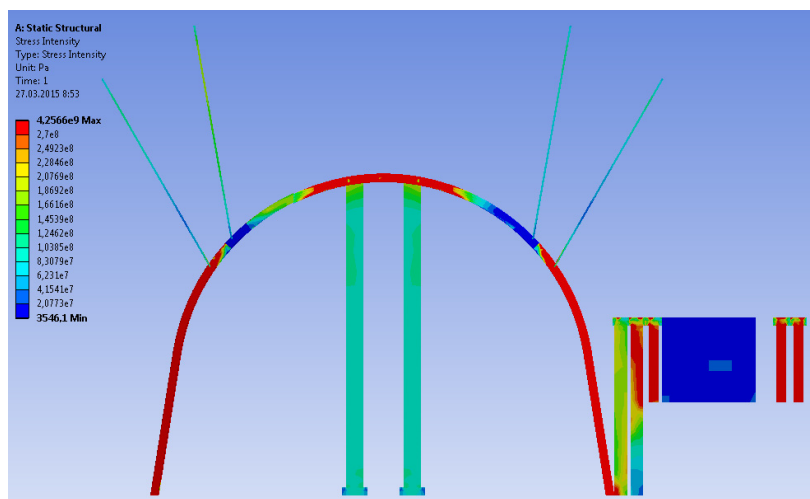


Рисунок 6.6 – Епюра вертикальних  $\sigma_y$  напружень у варіанті №3 кріпильної конструкції для вельми сприятливих гірничо-геологічних умов

Для досить сприятливих гірничо-геологічних умов кілька варіантів кріпильних конструкцій показано на рис. 6.7 і рис. 6.8. Вони також характеризуються використанням тільки сталеполімерних анкерів, але збільшеною їх кількістю у поперечному перерізі виїмкової виробки; сюди можна зарахувати і варіанти, що наведені на рис. 1.12, рис. 1.14 – рис. 1.16.

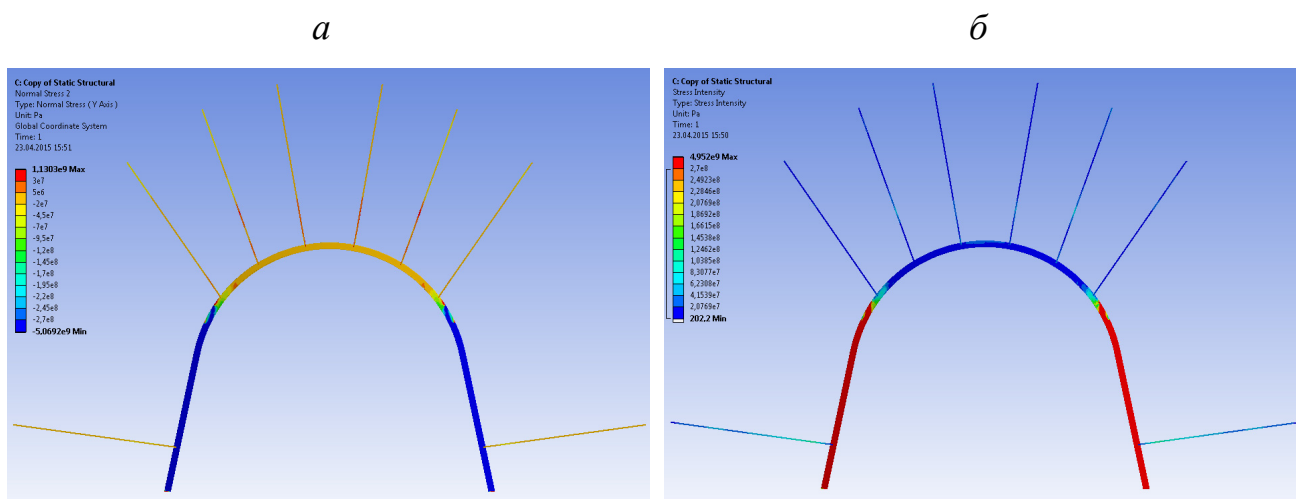


Рисунок 6.7 – Епюри вертикальних  $\sigma_y$  (а) та інтенсивності  $\sigma$  (б) напружень у варіанті №1 кріпильної конструкції для сприятливих гірничо-геологічних умов

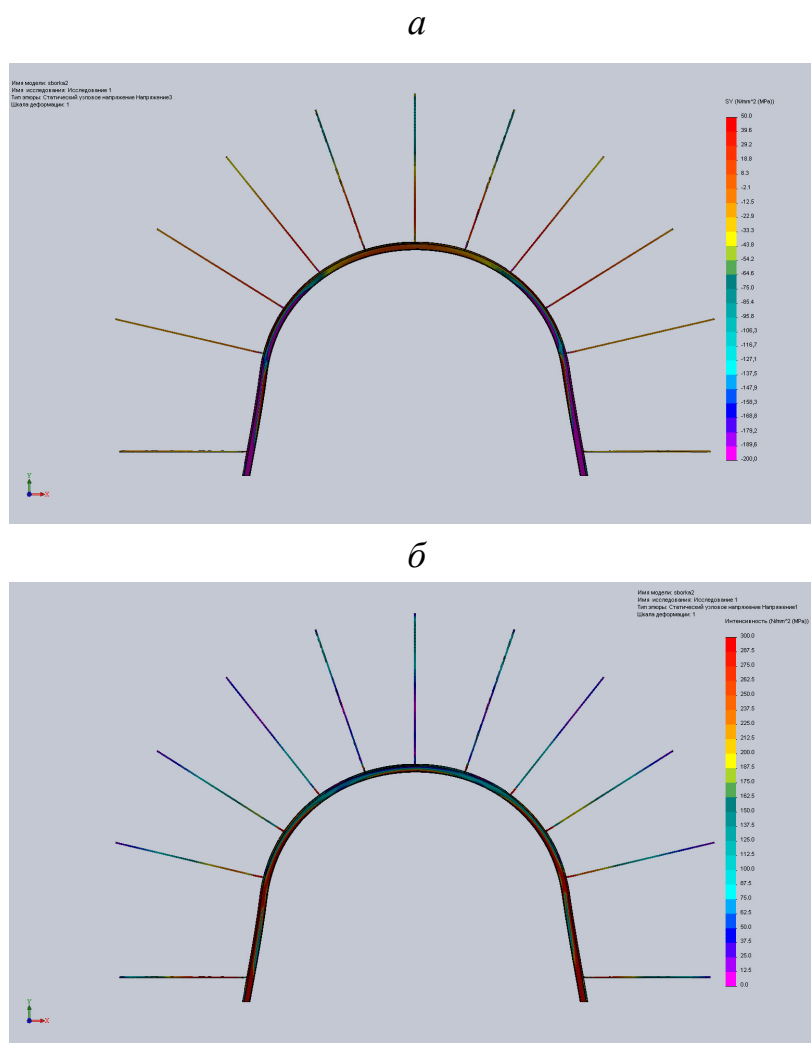


Рисунок 6.8 – Епюри вертикальних  $\sigma_y$  (*a*) та інтенсивності  $\sigma$  (*б*) напружень у варіанті №2 кріпильної конструкції для сприятливих гірничо-геологічних умов

У разі помірної інтенсивності проявів гірського тиску рекомендується застосування комбінованих анкерних систем, деякі варіанти яких показано на рис. 6.9 – рис. 6.11.

Для складних гірничо-геологічних умов отримано різні варіанти кріпильних конструкцій з використанням комбінованих анкерних систем, деякі з яких показано на рис. 6.12 – рис. 6.14, а також на рис. 1.17.

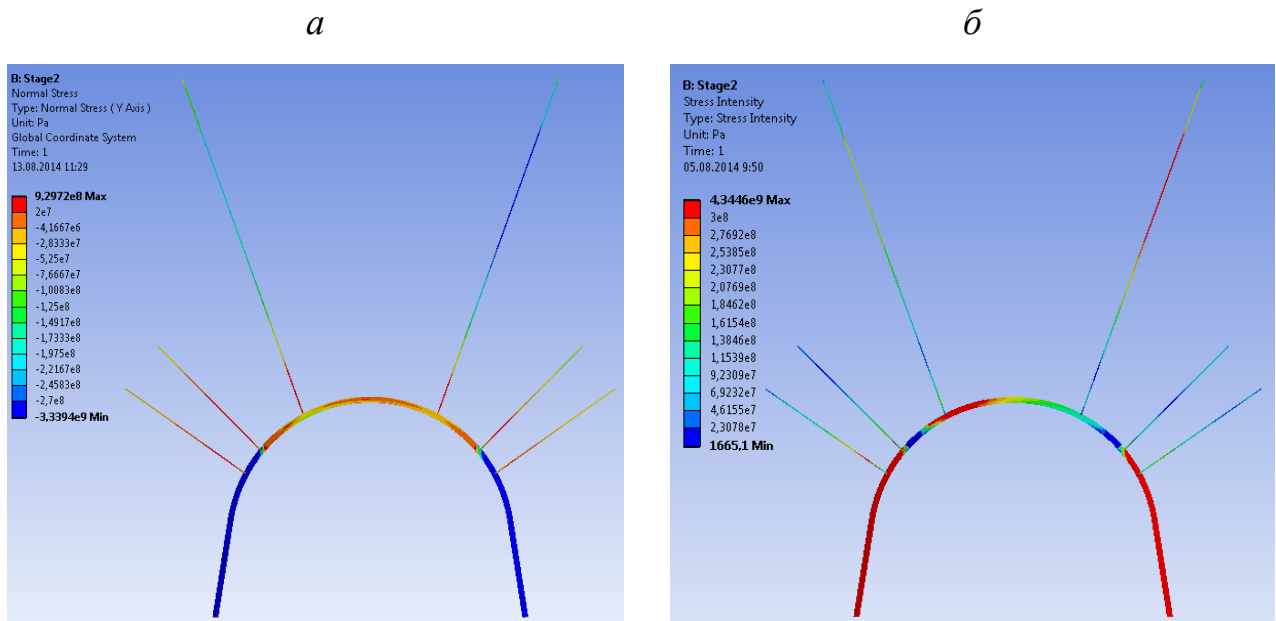


Рисунок 6.9 – Епюри вертикальних  $\sigma_y$  (*a*) та інтенсивності  $\sigma$  (*б*) напружень у варіанті №1 кріпильної конструкції для умов помірної інтенсивності проявів гірського тиску

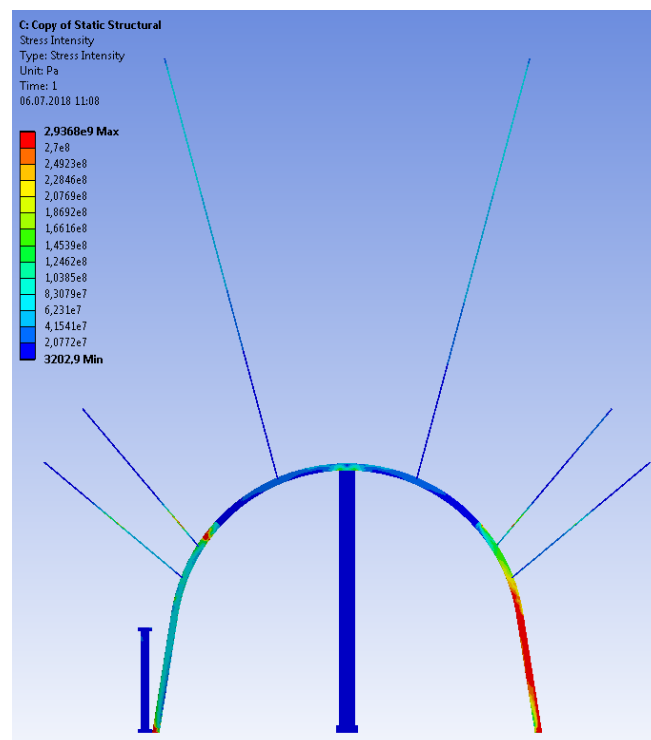


Рисунок 6.10 – Епюра інтенсивності  $\sigma$  напружень у варіанті №2 кріпильної конструкції для умов помірної інтенсивності проявів гірського тиску

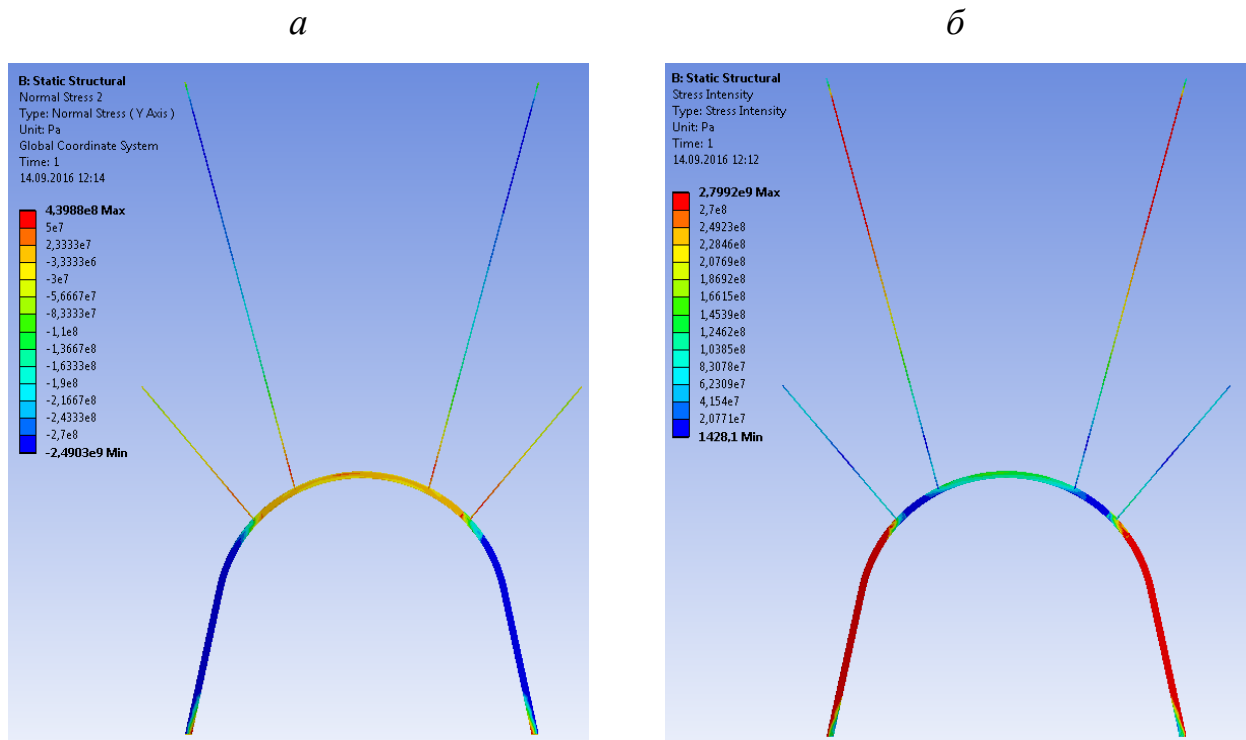


Рисунок 6.11 – Епюри вертикальних  $\sigma_y$  (а) та інтенсивності  $\sigma$  (б) напружень у варіанті №3 кріпильної конструкції для умов помірної інтенсивності проявів гірського тиску

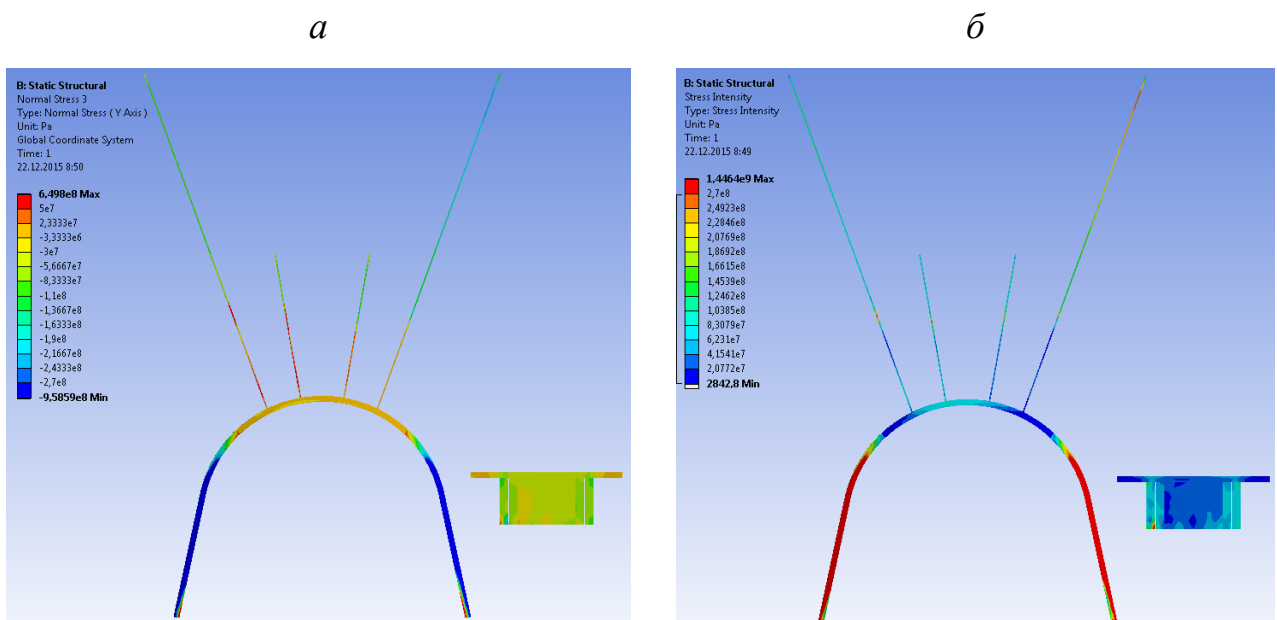


Рисунок 6.12 – Епюри вертикальних  $\sigma_y$  (а) та інтенсивності  $\sigma$  (б) напружень у варіанті №1 кріпильної конструкції для складних гірничо-геологічних умов



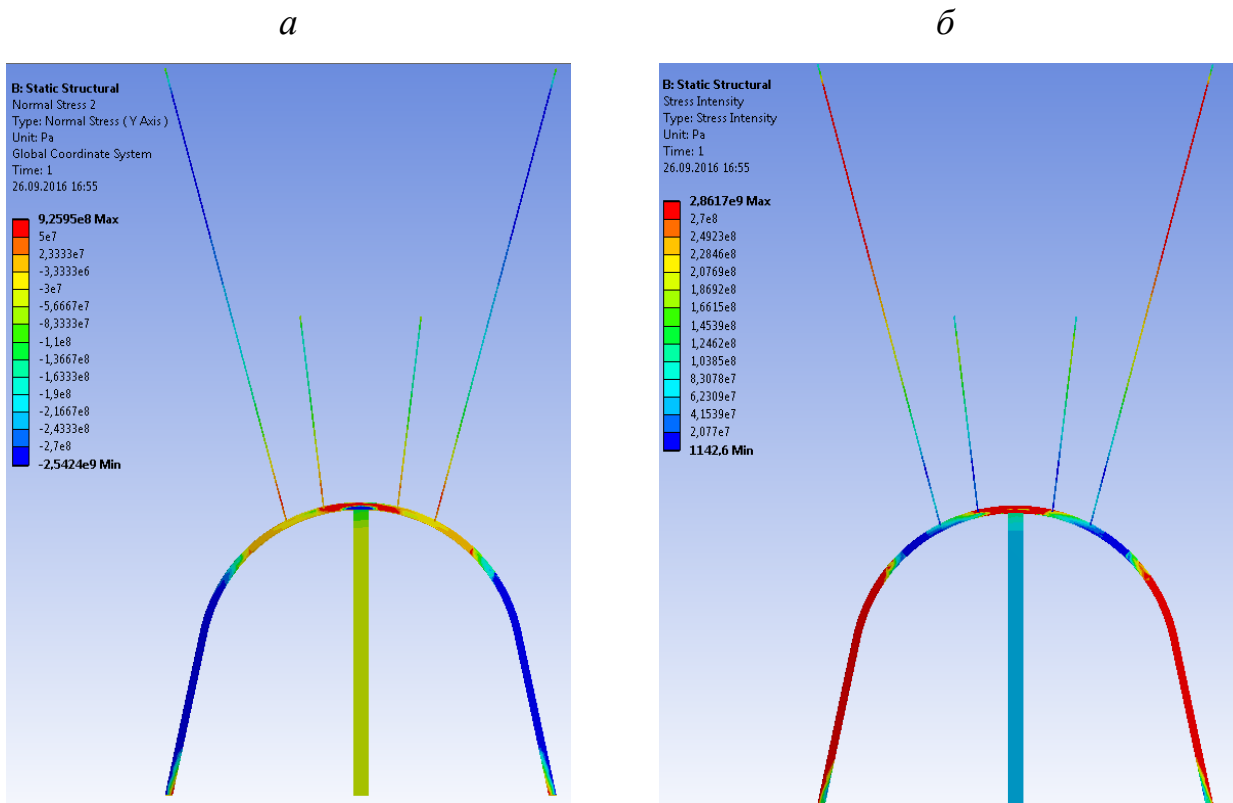


Рисунок 6.13 – Епюри вертикальних  $\sigma_y$  (*a*) та інтенсивності  $\sigma$  (*б*) напружень у варіанті №2 кріпильної конструкції для складних гірничо-геологічних умов

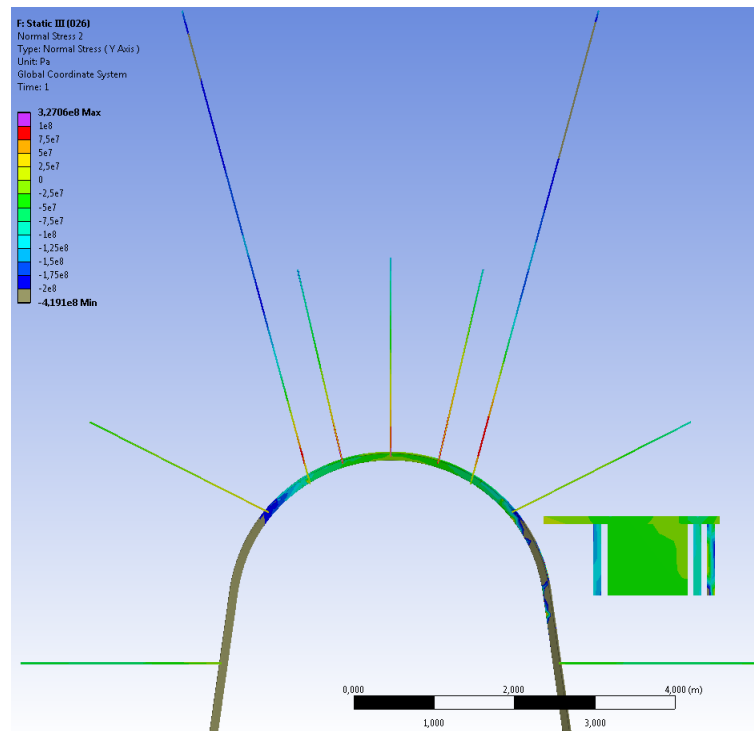


Рисунок 6.14 – Епюра вертикальних  $\sigma_y$  напружень у варіанті №3 кріпильної конструкції для складних гірничо-геологічних умов

## 6.2.2 Рівняння регресії та їх аналіз

Перш за все слід вказати на значну трудомісткість і тривалість досліджень з перебору варіантів кріпильних конструкцій, розрахунку та аналізу їх деформаційно-силових характеристик з урахуванням розгляду трьох груп текстур прилеглого масиву і змінних міцнісних властивостей складових літотипів. Але у викладі досліджень усіх можливих розрахункових варіантів немає необхідності, якщо паралельно зі встановленням рівнянь регресії  $P(u)$  проводити їх аналіз, відштовхуючись від уже отриманих результатів, докладно викладених у розділі 5.

Розглянемо більш конкретно крізь призму оптимізаційних рішень доцільні (імовірно) варіанти кріпильних конструкцій виїмкових виробок, що повторно використовуються.

Раціональна реакція  $P_p(H/R)$  кріпильної системи перевищує можливості її опору  $P_{\max}(H/R)$  тільки в зоні  $A_p$  (див. рис. 5.6), де розрахунковий опір стиску порід заанкерованої покрівлі прийнято мінімальним  $R_{зак} = 5$  МПа. Такі значення  $R_{зак}$  цілком можливі як і для сусідніх (не зміцнених анкерами) літотипів, тріщинуватих, обводнених і з низьким опором стиску  $\sigma_{cm}$  у зразку. Дані гірничо-геологічні умови реальні, але обмежені поширенням і прийняті нами за нижню границю області досліджень з оптимізації режимів роботи інноваційних комбінованих анкерних систем. Легко бачити, що для інших текстур прилеглого масиву і більш міцних літотипів несуча здатність  $P_{\max}$  кріпильної конструкції перевищує раціональні значення  $P_p$  і тут про посилення кріпильної конструкції мови не йде. Тому тільки для нижньої границі області досліджень (складні гірничо-геологічні умови) потрібно провести розрахунок посиленої кріпильної конструкції. У цьому напрямі прийнято технічне рішення про скорочення вдвічі (з 3,2 м до 1,6 м) кроку встановлення канатних анкерів, а всі інші параметри і, перш за все, крок встановлення рамного кріплення ( $L_{p,к} = 0,8$ ) і номер його спецпрофілю СВП залишаються незмінними. Таким чином, у складних гірничо-

геологічних умовах додатково розраховується тільки одна посилена кріпильна конструкція, а можливі проміжні варіанти посилення (наприклад, крок встановлення канатних анкерів  $L_{к.а} = 2,4$  м) у процесі оптимізації функції  $P(u)$  докладно будуть пояснені в наступних дослідженнях.

Провівши всю послідовність розрахунків за алгоритмом, викладеному в розділі 5, отримано рівняння регресії для визначення максимальної реакції  $P_{\max}$  і піддатливості  $u_{\max}$  кріпильної системи при текстурі групи I і кроці встановлення канатних анкерів  $L_{к.а} = 1,6$  м (через одну раму)

$$P_{\max} = 588R_{зак}^{-0,2} (H / R)^{0,021R_{зак}}, \text{ кН/м.} \quad (6.4)$$

Аналіз отриманої закономірності дав наступні результати. По-перше, в досліджуваному діапазоні зміни геомеханічного показника  $10 \text{ м/МПа} \leq H / R \leq 72 \text{ м/МПа}$  реакція кріпильної системи різко зросла від 2,38 раза при  $H / R = 10 \text{ м/МПа}$  до 2,73 раза при  $H / R = 72 \text{ м/МПа}$ . Це вказує на переважний вплив росту реакції кріпильної системи саме за рахунок збільшення «щільності» встановлення канатних анкерів: параметри сталеполімерних анкерів і рамного кріплення не змінилися, а несуча здатність кріпильної системи в цілому зросла більш, ніж у 2 рази при скороченні вдвічі кроку встановлення канатних анкерів. По-друге, збільшується діапазон зміни геомеханічного показника  $H / R$ , де кріпильна система активно чинить опір проявам гірського тиску без втрати несучої здатності; тобто, розширюється область доцільного застосування комбінованих анкерних систем на вельми складні гірничо-геологічні умови підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються, і це відбувається без будь-яких посилень інших складових кріпильної конструкції. По-третє, завдяки канатним анкерам оптимізаційний критерій за необхідної реакції опору кріпильної конструкції практично задоволений на більшій частині діапазону зміни геомеханічного показника. Так, у вельми сприятливих гірничо-геологічних умовах ( $H / R = 10 \text{ м/МПа}$ ) реакція  $P_{\max}$  на 48% перевищує оптимальну  $P_A$ , але вже при  $H / R = 33 - 35 \text{ м/МПа}$

величини  $P_{\max}$  і  $P_A$  зрівнюються. У більш складних гірничо-геологічних умов реакція кріпильної конструкції  $P_{\max}$  несуттєво відрізняється від оптимальної  $P_A$ : при  $H / R = 50$  м/МПа лише на 2,7%; при  $H / R = 72$  м/МПа – 4,7%.

Наведені результати дозволять стверджувати про практично повне охоплення областю доцільного застосування комбінованих кріпильних систем складних гірничо-геологічних умов з вельми інтенсивними проявами гірського тиску. Отже, з цього боку відсутні обмеження на поширення рекомендованих інноваційних рішень при підтримці виїмкових виробок, що повторно використовуються.

Далі проаналізуємо зміни величини піддатливості  $u_{\max}$  кріпильної конструкції, що обумовлені скороченням кроку встановлення канатних анкерів з 3,2 м до 1,6 м при текстурі групи I прилеглого вуглевмісного масиву. Тут отримано наступне рівняння регресії

$$u_{\max} = 530 R_{\text{зак}}^{-0,32} (H / R)^{0,21}, \text{ мм.} \quad (6.5)$$

Вираз (6.5) уже сам по собі вказує на суттєву нелінійність зв'язку піддатливості  $u_{\max}$  кріпильної конструкції і геомеханічного показника  $H / R$ . З одного боку, збільшилася так звана щільність установаження канатних анкерів, що за логікою речей має підвищити жорсткість кріпильних конструкцій, оскільки зростає частка впливу досить жорстких заанкерованих розпірно-блокових породних вантажонесучих систем. Але, з іншого боку, розширилася область (за геомеханічним показником  $H / R$ ) активного опору кріпильної конструкції на складні гірничо-геологічні умови. Тут росте гірський тиск і з'являється на контактах породних блоків все більша кількість квазіпластичних шарнірів. Збільшена щільність анкерування порід покрівлі забезпечує більш тісний контакт між блоками і умови підвищеної «стисненості» деформування породи в квазіпластичних шарнірах. Згідно з дослідженнями механізму роботи заанкерованого прилеглого масиву (див. розділ 4) саме квазіпластичні шарніри створюють переважну частину піддатливості розпірно-блоковим вантажонесучим породним системам при приблизно постійному їх опорі. За

рахунок такого механізму деформування квазіпластичних шарнірів з'являється суттєва нелінійність деформаційно-силової характеристики досліджуваної кріпильної системи в цілому.

Більш детальний аналіз зв'язку піддатливості  $u_{\max}$  кріпильної конструкції з геомеханічним показником  $H/R$  виявив такі особливості. Нелінійність функції  $u_{\max}(H/R)$  характеризує особливість росту піддатливості при низьких значеннях  $H/R = 10 - 30$  м/МПа за рахунок збільшення кількості квазіпластичних шарнірів уздовж виробки; практично рівноцінною піддатливості при  $H/R = 40 - 50$  м/МПа і обмеження допустимої піддатливості при  $H/R > 50$  м/МПа, що обумовлено падінням реакції опору квазіпластичних шарнірів при великих деформаціях. Друга і більш важлива особливість полягає в тому, що закономірність  $u_{\max}(H/R)$  цілком задовільно відповідає оптимальній функції  $u_A(H/R)$ : у діапазоні  $H/R = 10 - 30$  м/МПа піддатливість  $u_{\max}$  менше оптимальної  $u_A$  на 54 – 73 мм (10,5 – 20,6%), а в інтервалі  $H/R = 50 - 72$  м/МПа спостерігається практично повна відповідність  $u_{\max}$  і  $u_A$  з відхиленнями різних знаків від -15 мм до +14 мм (від -2,5% до 2,1%). Такі несуттєві відхилення легко компенсуються зазначеними раніше факторами додаткової піддатливості і слід констатувати досягнення досить раціональної деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції при кроці встановлення канатних анкерів  $L_{к.а} = 1,6$  м у вкрай несприятливих гірничо-геологічних умовах. Саме для цих умов (група I текстури,  $R_{зак} = 5$  МПа) рекомендується кріпильна конструкція за схемою на рис. 6.3 з кроком встановлення канатних анкерів 1,6 м.

Наступною позицією додаткових досліджень деформаційно-силових характеристик кріплень, що відрізняються конструктивно від базової (див. рис. 4.1), є обґрунтування напрямів їх вдосконалення у сприятливих гірничо-геологічних умовах і умовах середньої інтенсивності проявів гірського тиску. Тут, незважаючи на крайній випадок вельми низького значення  $R_{зак} = 5$  МПа, реакція  $P_{\max}$  опору базової кріпильної конструкції зростає (див. рис. 5.4), що

обумовлює перевищення значень  $P_{\max}$  над оптимальним  $P_A$ . У зв'язку з цим нагадаємо, що з метою підвищення надійності прогнозу проявів гірського тиску і прийняття конструктивно-технологічних рішень ми обґрунтували запас до 20% для раціональної величини  $P_p$  порівняно з оптимальною  $P_A$ . Даний запас йде на збільшення різниці між  $P_{\max}$  і  $P_p$ , яка як і раніше залишається негативною для II і III груп текстур при базовій кріпильній конструкції (крок встановлення канатних анкерів 3,2 м: через три рами на четверту). Тому для крайнього випадку вельми низького розрахункового опору стиску заанкерованих порід  $R_{\text{зак}} = 5$  МПа слід посилити кріпильну конструкцію шляхом зменшення кроку встановлення канатних анкерів до 2,4 м (через дві рами на третю).

Були проведені розрахунки деформаційно-силових характеристик кріпильних конструкцій за розробленим алгоритмом для текстур прилеглого масиву по групах II і III з отриманням наступних результатів.

Для текстури групи II отримано рівняння зв'язку  $P_{\max}$ ,  $H / R$  і  $R_{\text{зак}}$  виду

$$P_{\max} = 392 R_{\text{зак}}^{-0,17} (H / R)^{0,05 R_{\text{зак}}}, \text{ кН/м.} \quad (6.6)$$

Зниження кроку встановлення канатних анкерів з 3,2 м до 2,4 м сприяє суттєвому підвищенню несучої здатності  $P_{\max}$  кріпильної конструкції навіть за вкрай низького розрахункового опору стиску заанкерованої покрівлі  $R_{\text{зак}} = 5$  МПа. Порівняння  $P_{\max}$  з раціональним значенням  $P_p$  реакції (раніше обґрунтовано  $P_p = 1,2 P_A$ ) дало наступні результати. Текстура групи II прилеглих порід покрівлі в більшій мірі сприяє інтенсифікації зміцнюючого ефекту при збільшенні щільності встановлення канатних анкерів уздовж виробки, що підтверджено відповідними розрахунками даної кріпильної конструкції:

– найбільше перевищення у 20,9% величини  $P_{\max}$  над значенням  $P_p$  має місце при  $H / R = 10$  м/МПа, тобто на нижній межі досліджуваного інтервалу зміни геомеханічного показника (здебільшого мала глибина розміщення виробки);

– зі збільшенням  $H/R$  до 30 м/МПа величини  $P_{\max}$  і  $P_p$  практично порівнюються одна з одною ( $P_p$  вище  $P_{\max}$  всього на 0,6%), що вказує на раціональність деформаційно-силової характеристики такої кріпильної конструкції за фактором її реакції опору;

– той самий висновок про раціональність  $P(u)$  можна зробити і з переходом геомеханічного показника в область складних умов ( $H/R > 50$  м/МПа); тут перевищення  $P_{\max}$  над  $P_p$  складає всього 2,7 – 3,4%, що можна вважати досить позитивним результатом.

Крім того, підвищена щільність встановлення канатних анкерів дозволила розширити зону активного опору досліджуваної конструкції до  $H/R = 81$  м/МПа.

Отримані результати дозволяють рекомендувати «базову» конструкцію, але зі зниженим кроком встановлення канатних анкерів  $L_{к.а} = 2,4$  м для умов текстури масиву групи II навіть при вкрай низькому розрахунковому опорі порід заанкерованої покрівлі  $R_{зак} = 5$  МПа.

Цей же варіант кріпильної конструкції був прорахований для текстури масиву групи III при збереженні умови вельми зниженого  $R_{зак} = 5$  МПа. Результати виявилися цілком очікуваними за силовим фактором; деформаційно-силова характеристика кріпильної системи регулярно перевищує раціональну функцію: значення  $P_{\max}$  вище раціональних величин  $P_p$  на 43,2% при  $H/R = 10$  м/МПа і на 27,4% при  $H/R = 81$  м/МПа. Отже, у частині необхідної реакції опору дана кріпильна система задовольняє деформаційно-силовій характеристиці з деяким запасом надійності і її можна полегшити зниженням металоємності рамного кріплення.

Щодо ступеня відповідності податливості кріпильної конструкції  $u_{\max}$  її оптимальному значенню  $u_A$  встановлено наступне. По-перше, величина податливості  $u_{\max}$  зросла за рахунок збільшення можливості «стисненого» деформування у квазіпластичних шарнірах, що було раніше зазначено для умов

текстури масиву в групі І. Ця ж підвищена податливість сприяє виникненню нелінійного зв'язку  $u_{\max}$  і  $H/R$ , що цілком закономірно, враховуючи більш активний вплив квазіпластичних шарнірів. За розробленим алгоритмом розрахунку деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції отримано рівняння регресії зв'язку податливості  $u_{\max}$  та геомеханічного показника  $H/R$

$$u_{\max} = 212 R_{\text{зак}}^{-0,27} (H/R)^{0,38}, \text{ мм.} \quad (6.7)$$

По-друге, в ході чисельного аналізу бази розрахункових даних встановлено тенденцію наближення величини  $u_{\max}$  до оптимального значення  $u_A$ . Якщо оперувати абсолютними значеннями піддатливості, то в діапазоні  $10 \text{ м/МПа} \leq H/R \leq 50 \text{ м/МПа}$  величина  $u_{\max}$  всього на 41 – 56 мм нижче оптимального значення  $u_A$ . Така різниця легко компенсується факторами додаткової піддатливості, які викладені в §6.1. За високих значень геомеханічного показника  $H/R > 50 \text{ м/МПа}$  деформаційно-силової характеристика кріпильної конструкції ще більше наближається до оптимальної за критерієм її піддатливості: при  $H/R = 81 \text{ м/МПа}$  різниця становить всього 0,8%, але вже з перевищенням  $u_{\max}$  над  $u_A$ .

Підсумовуючи результати розрахунку деформаційно-силової характеристики кріпильної системи зі зміненими параметрами під текстуру групи ІІ, слід зазначити досить гарну відповідність характеристик  $P_{\max}$  і  $u_{\max}$  вимогам раціональності практично на всьому діапазоні варіації геомеханічного показника  $H/R$ .

Ці ж параметри кріпильної конструкції цілком задовольняють оптимізаційним критеріям і для текстури масиву групи ІІІ: величина піддатливості практично відповідає оптимальній в діапазоні  $10 \text{ м/МПа} \leq H/R \leq 50 \text{ м/МПа}$ , а на ділянці  $H/R > 50 \text{ м/МПа}$  відхилення не перевищує 11,5%; деяке перевищення несучої здатності кріпильної системи над її раціональним значенням можна віднести в запас міцності на можливі



слабопрогнозовані прояви гірського тиску аномального характеру.

Далі розглянуто геомеханічні умови більш високого розрахункового опору стиску порід заанкерованої покрівлі  $R_{зак} = 10$  МПа для всіх трьох виділених груп I, II, III текстур прилеглого вуглевмісного масиву. У розділі 5 детально вивчено деформаційно-силову характеристику «базової» кріпильної конструкції (див. рис. 6.3). Порівняння її деформаційно-силової характеристики з оптимальною функцією  $P_A(u_A)$  для текстури групи I дало наступні результати. Несуча здатність  $P_{max}$  кріпильної конструкції в діапазоні  $10 \text{ м/МПа} \leq H / R \leq 30 \text{ м/МПа}$  практично відповідає оптимальній  $P_A$ : відхилення становлять 1,0 – 4,7%. При збільшених значеннях геомеханічного показника  $H / R > 30 - 40 \text{ м/МПа}$  реакція опору «базової» кріпильної конструкції перевищує оптимальну величину на 17,8 – 24,8%, що приблизно відповідає раціональним значенням (див. розділ 3) з урахуванням 20% запасу надійності. Що стосується піддатливості «базової» кріпильної конструкції, то величина  $u_{max}$  виявилася трохи нижче (на 5,5 – 21,9%) в інтервалі  $H / R \geq 50 \text{ м/МПа}$ , а в менш складних гірничо-геологічних умовах її явно недостатньо для досягнення оптимальних режимів роботи.

Таким чином, «базова» кріпильна конструкція (див. рис. 6.3) при кроці встановлення канатних анкерів  $L_{к.а} = 3,2$  м повністю відповідає оптимальному режиму роботи за фактором несучої здатності (текстура масиву групи I,  $R_{зак} = 10$  МПа), але має недостатню піддатливість в інтервалі  $H / R \geq 50 \text{ м/МПа}$ . Якщо взяти до уваги обґрунтування позицій додаткової піддатливості (див. §6.1), то аналізована кріпильна конструкція буде більш-менш відповідати оптимізаційним критеріям в даних умовах.

Щоб меншою мірою залежати від фактора додаткової піддатливості було здійснено деяке перетворення «базової» кріпильної конструкції: виключена пара сталеполімерних анкерів у центральній частині склепіння виробки, що за розробленим нами механізмом деформування комбінованих анкерних систем (див. розділ 4) повинно збільшити піддатливість зміцнених порід розпірних конструкцій безпосередньо над виробкою. Крім того, тут відмовилися від

сталеполімерних анкерів, що встановлюються за висотою нижнього підривання порід безпосередньої підоскви: це дозволяє збільшити піддатливість розпірних систем у боках виробки. В результаті перетворена схема кріпильної конструкції набула вигляду, проілюстрованого на рис. 6.2. Така кріпильна конструкція була прорахована ( $L_{к.а} = 3,2$  м, текстура групи I,  $R_{зак} = 10$  МПа) на предмет визначення її деформаційно-силової характеристики. Але відразу ж з'ясувалося, що для зазначених умов при кроці  $L_{к.а} = 3,2$  м кріпильна конструкція, хоча і має більш високу піддатливість  $u_{max}$ , але її знижена несуча здатність  $P_{max}$  є недостатньою. Цей варіант кріпильної конструкції буде докладно описано пізніше, а зараз зосередимося на її «підваріанті» зі зменшеним кроком встановлення канатних анкерів  $L_{к.а} = 2,4$  м.

За аналогією зі зміною деформаційно-силової характеристики «базової» кріпильної конструкції для варіанта схеми на рис. 6.2 присутні ті ж тенденції, обумовлені збільшенням щільності встановлення канатних анкерів ( $L_{к.а}$  знижується з 3,2 м до 2,4 м): несуча здатність  $P_{max}$  і піддатливість  $u_{max}$  зростають. Розрахунком деформаційно-силової характеристики аналізованої кріпильної конструкції встановлено наступні результати.

Максимальна реакція  $P_{max}$  (несуча здатність) кріпильної конструкції зросла і практично у всьому діапазоні зміни геомеханічного показника  $10 \text{ м/МПа} \leq H / R \leq 78 \text{ м/МПа}$  вона цілком відповідає оптимальному значенню  $P_A$ . Тільки при крайньому нижньому значенні  $H / R = 10 \text{ м/МПа}$  величина  $P_{max}$  нижче  $P_A$  всього на 2,8%; при зростанні величини  $H / R$  несуча здатність кріпильної конструкції стабільно перевищує оптимальну величину: на 4,5% при  $H / R = 30 \text{ м/МПа}$ ; на 10,6% при  $H / R = 50 \text{ м/МПа}$  і на 10,9% при  $H / R = 78 \text{ м/МПа}$ . Також слід звернути увагу, що діапазон опору кріпильної конструкції без втрати несучої здатності виріс до значення геомеханічного показника  $H / R = 78 \text{ м/МПа}$ , що значно розширює сферу застосування даної кріпильної конструкції. На базі статистичної обробки розрахункових даних отримано кореляційне співвідношення для визначення несучої здатності

аналізованої кріпильної конструкції

$$P_{\max} = 415R_{\text{зак}}^{-0,22} (H / R)^{0,26R_{\text{зак}}}, \text{ кН/м.} \quad (6.8)$$

З приводу максимальної піддатливості  $u_{\max}$  необхідно відзначити її збільшення, але особливо в області  $H / R < 50$  м/МПа. Це важливо з причини раніше зазначеної недостатньої піддатливості «базової» кріпильної конструкції саме в даному інтервалі зміни геомеханічного показника. Більш конкретно вкажемо на скорочення різниці між оптимальною величиною піддатливості  $u_A$  і величиною  $u_{\max}$  порівняно з базовою кріпильною конструкцією: з 409 мм до 67 мм при  $H / R = 10$  м/МПа; з 329 мм до 35 мм  $H / R = 30$  м/МПа, а при  $H / R = 50$  м/МПа значення  $u_{\max}$  вже перевищило  $u_A$  на 16 мм. Таку відповідність піддатливості кріпильної конструкції  $u_{\max}$  оптимальному значенню (від -12,9% до +3,3%) можна визнати цілком задовільною. Для розрахунку параметра  $u_{\max}$  отримано наступний кореляційний вираз

$$u_{\max} = 320R_{\text{зак}}^{-0,15} (H / R)^{0,30}, \text{ мм} \quad (6.9)$$

і він дозволяє оперативно оцінити розроблювані оптимізаційні рішення.

Проведені дослідження деформаційно-силової характеристики кріпильних конструкцій для одних і тих самих вихідних даних (текстура масиву – група I,  $R_{\text{зак}} = 10$  МПа) дозволяють зробити наступні рекомендації:

– «базова» кріпильна конструкція  $L_{\text{к.а}} = 3,2$  м доцільна до застосування в області  $H / R > 50$  м/МПа;

– модернізована кріпильна конструкція (див. рис. 6.2) з  $L_{\text{к.а}} = 2,4$  м може бути використана в усьому діапазоні  $10 \text{ м/МПа} \leq H / R \leq 78 \text{ м/МПа}$ .

Остаточний вибір здійснюється на основі техніко-економічного розрахунку порівняльних варіантів.

При вивченні параметрів деформаційно-силової характеристики модернізованої кріпильної конструкції (див. рис. 6.2) при  $R_{\text{зак}} = 10$  МПа і текстурі масиву, віднесеної до групи II, ми скористалися раніше виконаним

розрахунком при кроці встановлення канатних анкерів  $L_{к.а} = 3,2$  м. Результати розрахунку оцінені наступним чином.

Завдяки більш стійкій текстурі групи II навіть при збільшеному кроці встановлення канатних анкерів несуча здатність  $P_{\max}$  кріпильної конструкції на всьому діапазоні зміни геомеханічного показника  $H/R$  перевищує необхідне оптимальне значення  $P_A$ : від 4,6% при  $H/R = 30$  м/МПа до 6,9% при  $H/R = 90$  м/МПа. Виняток становлять крайні значення  $H/R = 10 - 20$  м/МПа, де має місце перевищення  $P_A$  над  $P_{\max}$  всього до 5,1%. Отримано кореляційне рівняння зв'язку  $P_{\max}$  з геомеханічним показником  $H/R$

$$P_{\max} = 364 R_{зак}^{-0,20} (H/R)^{0,023 R_{зак}}, \text{ кН/м}, \quad (6.10)$$

яке підтверджує досить гарну відповідність реакції даної кріпильної конструкції оптимальних значень для досліджуваних геомеханічних умов.

Аналогічний висновок стосується і ступеня відповідності піддатливості кріпильної конструкції  $u_{\max}$  оптимальній величині  $u_A$ . Спостерігається стабільне невелике перевищення  $u_{\max}$  над  $u_A$  рівня 7,9 – 9,5% на всьому інтервалі зміни геомеханічного показника  $10 \text{ м/МПа} \leq H/R \leq 90 \text{ м/МПа}$ . Кореляційне співвідношення має вигляд

$$u_{\max} = 270 R_{зак}^{-0,18} (H/R)^{0,33}, \text{ мм}. \quad (6.11)$$

Таким чином, встановлено, що для текстури групи II при  $R_{зак} = 10$  МПа кріпильна конструкція за схемою на рис. 6.2 при  $L_{к.а} = 3,2$  м має деформаційно-силову характеристику, близькою до оптимальної, що обґрунтовує доцільність її застосування для зазначених геомеханічних умов.

Наступний розрахунок був проведений для найбільш стійкої текстури групи III. З урахуванням попередніх розрахунків можна спрогнозувати значне перевищення несучої здатності  $P_{\max}$  над оптимальним значенням  $P_A$  в кріпильній конструкції за схемою на рис. 6.2 при  $L_{к.а} = 3,2$  м. Тому було прийнято рішення про збільшення кроку встановлення рамного кріплення до

1,0 м; тоді крок розміщення уздовж виробки канатних анкерів дорівнює  $L_{к.а} = 4,0$  м. Попередньо передбачалося, що така полегшена кріпильна конструкція матиме режим роботи, приблизно відповідний до оптимального.

Результати розрахунків підтвердили висловлене вище припущення. Так, несуча здатність  $P_{\max}$  полегшеної кріпильної конструкції стабільно, але помірно перевищила оптимальні значення  $P_A$  на 9,1 – 11,8% на всьому діапазоні зміни геомеханічного показника  $10 \text{ м/МПа} \leq H / R \leq 90 \text{ м/МПа}$ , що можна оцінити як цілком задовільну відповідність параметрів  $P_{\max}$  і  $P_A$ . Для прогнозу реакції опору такої конструкції отримано рівняння регресії

$$P_{\max} = 415 R_{\text{зак}}^{-10} (H / R)^{0,016 R_{\text{зак}}}, \text{ кН/м.} \quad (6.12)$$

Щодо піддатливості кріпильної конструкції  $u_{\max}$  отримані результати, що також доводять гарну відповідність оптимальних значень: стійке перевищення  $u_{\max}$  над  $u_A$  склало від 2,9%  $H / R = 10$  м/МПа до 17,4% при  $H / R = 30$  м/МПа. Рівняння регресії має вигляд

$$u_{\max} = 167 R_{\text{зак}}^{-0,20} (H / R)^{0,40}, \text{ мм.} \quad (6.13)$$

Таким чином, за сукупністю проведених досліджень встановлено найбільш раціональні кріпильні конструкції із застосуванням комбінованих анкерних систем для широкого кола гірничо-геологічних умов Західного Донбасу. Цілком очікувано, що при рості міцнісних властивостей заанкерованих порід ( $R_{\text{зак}} = 20$  МПа) підвищується стійкість прилеглого породного масиву: відбувається зниження інтенсивності проявів гірського тиску з одночасним збільшенням несучої здатності кріпильної конструкції (див. рис. 5.4). У цих сприятливих умовах експлуатаційний стан виробок цілком задовільний і може бути забезпечений без застосування канатних анкерів, а лише за рахунок встановлення комплектів сталеполімерних анкерів (див. рис. 6.1). Отже, окреслюється область доцільного застосування канатних анкерів, для доказового встановлення якої було проведено розрахунки деформаційно-

силової характеристики кріпильної конструкції (див. рис. 6.1), де застосовуються тільки сталеполімерні анкери. Інше завдання розрахунку деформаційно-силових характеристик кріпильних конструкцій без канатних анкерів полягає у перевірці самої методики їх оптимізації і сформульованих уявленнях про процес формування мінімального навантаження.

Розрахунок кріпильної конструкції за схемою на рис. 6.1 (але без центральних стояків кріплення посилення) підтвердив висловлене раніше припущення про відсутність необхідності встановлення канатних анкерів – цілком достатньо комплекту сталеполімерних анкерів для підтримання виробки в стійкому стані. Доказ цього твердження виконано на прикладі комплекту з 7 сталеполімерних анкерів (у поперечному перерізі виробки посередині міжрамного простору) для найменш стійкої текстури групи I; цілком очевидно, що для інших груп текстур II і III за інших рівних умов стійкість виробки буде тим більше забезпечена.

Більш конкретно, для групи I текстури прилеглого масиву розрахунки деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції (див. рис. 6.1) дали наступні результати.

Максимальна реакція опору  $P_{\max}$  перевищує оптимальне значення  $P_A$ , хоча і на невелику величину від 3,1% до 10,0%, але в усьому досліджуваному діапазоні зміни геомеханічного показника  $H / R$ . Рівняння регресії має вигляд

$$P_{\max} = 759R_{\text{зак}}^{-0,32} (H / R)^{0,011R_{\text{зак}}}, \text{ кН/м.} \quad (6.14)$$

Піддатливість  $u_{\max}$  такої кріпильної конструкції в середньому трохи нижче оптимального значення  $u_A$  (різниця від -6,2% до +0,1%), але в абсолютному вимірі відхилення не перевищують 32 мм, які легко компенсуються за рахунок раніше зазначеної додаткової піддатливості. Зв'язок  $u_{\max}$  і  $H / R$  відображає рівняння регресії

$$u_{\max} = 852R_{\text{зак}}^{-0,37} (H / R)^{0,012R_{\text{зак}}}, \text{ мм.} \quad (6.15)$$

Викладені дані дозволяють окреслити область умов, де немає необхідності встановлювати канатні анкери: для всіх груп текстур при кроці встановлення рамного кріплення  $L_{p.k} = 0,8$  м розрахунковий опір стиску заанкереної покрівлі не повинен бути нижче  $R_{зак} \geq 20$  МПа.

Щоб аналітична база була більш значною для перевірки достовірності методики мінімізації навантаження на кріпильні конструкції був виконаний ще один розрахунок її варіанту (широко застосовується у виїмкових штреках Західного Донбасу), наведеного на рис. 6.15. Деформаційно-силова характеристика визначена для групи III текстури масиву при збільшеному до 1,0 м кроці встановлення рамного кріплення, що обґрунтовано найбільш сприятливими умовами підтримання виробки.

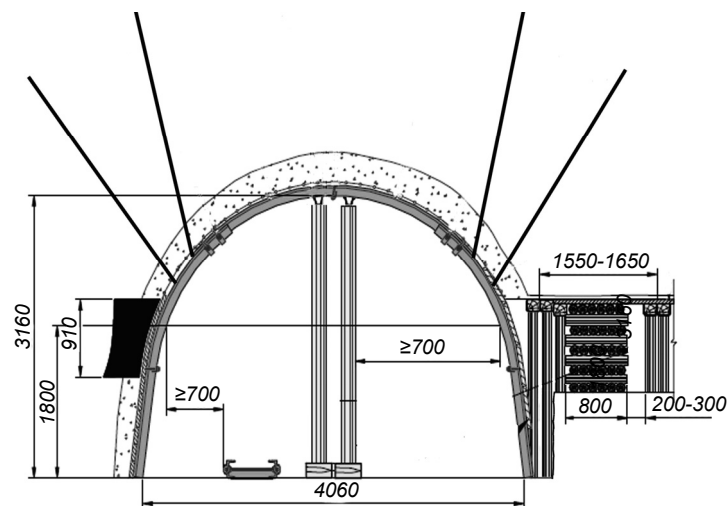


Рисунок 6.15 – Принципова схема підтримання виїмкових штреків у вельми сприятливих гірничо-геологічних умовах

Розрахунки підтвердили доцільність застосування такої більш полегшеної кріпильної конструкції:

- її несуча здатність  $P_{max}$  практично відповідає оптимальному значенню  $P_A$  – зафіксовано невелике перевищення  $P_{max}$  від 1,2% до 3,7%;
- також можна вважати цілком прийнятним відповідність піддатливості  $u_{max}$  кріплення конструкції оптимальній величині  $u_A$  – відхилення різних знаків

змінюються в діапазоні 3,8 – 6,1%.

Для оперативного прогнозу деформаційно-силової характеристики даної кріпильної конструкції (див. рис. 6.15) отримано наступні рівняння регресії

$$P_{\max} = 844R_{\text{зак}}^{-0,40} (H / R)^{0,008R_{\text{зак}}}, \text{ кН/м}; \quad (6.16)$$

$$u_{\max} = 483R_{\text{зак}}^{-0,52} (H / R)^{0,019R_{\text{зак}}}, \text{ мм.} \quad (6.17)$$

Таким чином, повністю виконана задача аналітичного розрахунку деформаційно-силових характеристик найбільш раціональних варіантів кріпильних конструкцій для умов шахт Західного Донбасу; їх ступінь раціональності оцінена шляхом порівняльного аналізу з встановленими раніше оптимальними параметрами зрушення надвугільної товщі. Отримані результати сформували аналітичну базу для оцінки достовірності методик оптимізації  $P(u)$  по відношенню до експериментальних досліджень вивчення стану виїмкових виробок, що повторно використовуються. Крім того, аналітично встановлено границі області доцільного застосування комбінованих анкерних систем на шахтах Західного Донбасу.

### **6.3 Порівняльний аналіз результатів шахтних спостережень та розрахункових закономірностей**

Оцінка ступеня достовірності результатів аналітичних досліджень щодо оптимізації режимів взаємодії кріпильних конструкцій з масивом гірських порід, вміщуючим виїмкову виробку, що повторно використовується, представляє досить складне завдання (див. §6.1) як у методичному, так і техніко-організаційному планах. Порівняльний аналіз проводиться за результатами шахтних інструментальних спостережень у діючих виробках і технічної документації маркшейдерських зйомок на вже відпрацьованих виїмкових ділянках. Як згадувалося раніше, рішення двох основних завдань дисертації щодо оптимізації режимів взаємодії кріпильних конструкцій з масивом і керуванню їх деформаційно-силовою характеристикою настільки



взаємопов'язано, що поділ їх поділ (для експериментальної оцінки) має високий ступінь умовності. Цьому сприяють і шахтні вимірювання лише непрямих показників оптимізаційних рішень – зміщень контуру виробки, а вони є тільки наслідком (інтегральним показником) геомеханічних процесів взаємодії кріпильних конструкцій з породним масивом.

Однак було зроблено спробу виділити (до деякої міри) експериментальну перевірку аналітичного рішення про мінімізацію навантаження  $P_A$  на кріпильну конструкцію шляхом визначення її оптимальної піддатливості  $u_A$ . Ця дія обґрунтована наступними міркуваннями. Найбільш широко в Західному Донбасі застосовуються кріпильні конструкції (для повторного використання виїмкових виробок), наведені на схемах рис. 6.1 і 6.15, в яких відсутні канатні анкери і вони визначають границю області доцільного застосування комбінованих анкерних систем. Широке поширення таких кріпильних конструкцій визначає різноманітність гірничо-геологічних умов їх роботи з протидії гірському тиску. Тому надається можливість аналізу стану кріпильних конструкцій при різній інтенсивності проявів гірського тиску і така значна база експериментальних даних сприяє виділенню інформації для порівняльного аналізу та оцінки ступеня достовірності методики мінімізації навантаження на кріплення, але, безумовно, з деякою часткою відносності такого поділу по відношенню до експериментальної перевірки раціональності самої деформаційно-силової характеристики  $P(u)$  конкретної кріпильної конструкції. Тут в першу чергу проводиться оцінка достовірності методики оптимізації режимів взаємодії масиву з кріпильною конструкцією, а в другу чергу встановлюється ступінь раціональності останньої.

Для наочності порівняльного аналізу побудовано сім'ю графіків, на яких відображено:

– аналітичні функції  $u_A(H/R)$  оптимальних режимів взаємодії кріплення конструкції і вміщуючого виробку масиву;

– аналітичні функції  $u_{\max}(H/R)$  піддатливості кріпильної конструкції залежно від геомеханічного показника  $H/R$  та інших вихідних параметрів підтримання виїмкових виробок;

– експериментально встановлені значення зміщень покрівлі виробки  $u_{\text{екс}}$  для конкретних значень геомеханічного показника  $H/R$ , групи текстури масиву, розрахункового опору стиску  $R_{\text{зак}}$  порід заанкереної покрівлі при даній кріпильній конструкції. Ці експериментальні значення  $u_{\max}$  піддаються статистичній обробці з метою отримання закономірностей  $u_{\max}(H/R)$  у вигляді відповідних графіків.

Сім'я графіків необхідна з об'єктивних причин через певну кількість параметрів вихідних даних і з цієї причини щоб зберегти упорядкованість і наочність аналізу графіки будуються за групами, де одні вихідні параметри фіксуються в обмеженому діапазоні своєї зміни, а інші вивчаються в раніше обґрунтованому інтервалі досліджень. У зв'язку з цим при побудові графіків використано наступний методичний прийом:

– виділені інтервали зміни величини  $R_{\text{зак}}$ , для кожного з яких будується сім'я графіків функцій  $u_A(H/R)$ ,  $u_{\max}(H/R)$  і закономірностей  $u_{\text{екс}}(H/R)$ ; для них термін «сім'я» означає набір графіків для кожної з виділених груп I, II, III текстур прилеглого вуглевмісного масиву;

– прийняті наступні інтервали  $R_{\text{зак}}$ : 3 – 7 МПа; 8 – 13 МПа; 14 – 20 МПа; для кріпильних конструкцій без канатних анкерів ці інтервали характеризують відносно стабільні механічні властивості порід (в основному безпосередньої покрівлі), які зміцнюються тільки сталеполімерними анкерами (стандартної довжини 2,4 м) і представлені, як правило, аргілітами та алевролітами;

– перелічені вище операції здійснюються окремо для кожної кріпильної конструкції (див. рис. 6.1 і 6.15), де відсутні канатні анкери.

Викладені принципи систематизації результатів порівняльного аналізу аналітичних і шахтних досліджень дозволяють, на нашу думку, отримати найбільш об'єктивну оцінку ступеня достовірності розробленої методики

оптимізації режимів взаємодії масиву гірських порід з кріпильними конструкціями, встановити область доцільного застосування комбінованих анкерних систем та частково перевірити методику вибору їх раціональної деформаційно-силової характеристики для умов повторного використання виїмкових виробок у Західному Донбасі.

Реалізація принципів проведення порівняльного аналізу розпочато з найбільш «полегшених» конструкцій кріпильних систем, схему якої наведено на рис. 6.15. Для цього вибрані експериментальні дані, де заанкеровані породи безпосередньої покрівлі мають підвищений розрахунковий опір стиску  $R_{зак} = 14 - 20$  МПа. Такий вибір полегшує пошук граничних умов доцільного застосування комбінованих анкерних систем.

На жаль, крок встановлення рамного кріплення  $L_{p.k} = 1,0$  м практично не зустрічається у виїмкових виробках шахт Західного Донбасу, тому в даній вибірці результатів шахтних спостережень беруть участь виробки, де рамне кріплення і сталеполімерні анкери (у міжрамному просторі) встановлено з кроком 0,8 м. Результати експериментальних спостережень систематизовані за групами I, II і III текстур прилеглого вуглевмісного масиву і за тими ж групами порівнюються з аналітичними залежностями  $u_A(H/R)$  і  $u_{max}(H/R)$ , як це показано на рис. 6.16 для інтервалу зміни розрахункового опору стиску  $R_{зак} = 14 - 20$  МПа порід заанкерованої покрівлі. Розрахунки піддатливості кріпильних конструкцій наведено для середнього значення  $R_{зак} = 17$  МПа вищевказаного інтервалу:

– для текстури масиву групи I розрахунки виконано для кріплення конструкції за схемою на рис. 6.1, використовуючи формулу (6.15), а значення експериментальних даних позначені символом «O»;

– для текстури масиву групи III використано схему кріплення конструкції на рис. 6.4 і формулу (6.17), тут експериментальні свідчення відзначені символом «Δ».

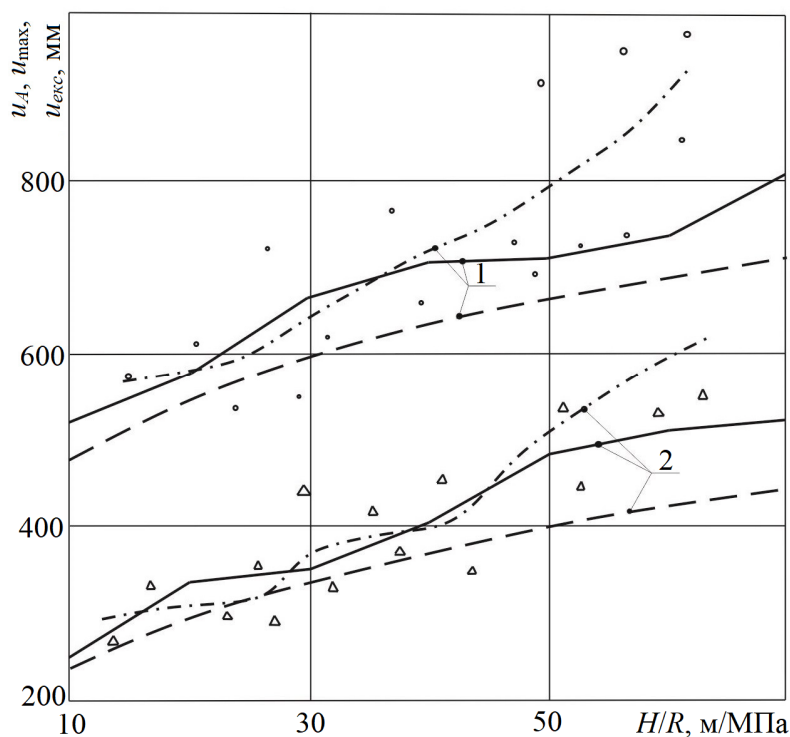


Рисунок 6.16 – До аналізу експериментальних даних та аналітичних розрахунків за фактором зміщень покрівлі ( $R_{зак} = 14 - 20$  МПа):

—  $u_A^{I,III}$  – оптимальні зміщення покрівлі виробки; - - - -  $u_{max}^{I,III}$  – максимальна піддатливість кріплення конструкції; - · - · - «о» і «Δ» – експериментальні дані опускання покрівлі та їх екстраполяція  $u_{exc}^{I,III}$ ; 1 – група I текстури масиву з кріпильною конструкцією за схемою на рис 6.1; 2 – група III текстури масиву з кріпильною конструкцією за схемою на рис 6.15

Основні результати порівняльного аналізу зводяться до наступного. По-перше, спостерігається досить задовільна збіжність експериментально зафіксованих значень  $u_{exc}^I$  опускань покрівлі виробки з оптимальними величинами  $u_A$  в діапазоні зміни геомеханічного показника  $13 \text{ м/МПа} \leq H / R \leq 45 \text{ м/МПа}$ :

– якщо порівнювати розбіжності з усередненою залежністю  $u_{exc}^I(H/R)$ , яка показана штрихпунктирною лінією, то відхилення коливаються в основному інтервалі 3 – 8%;

– для окремих експериментальних значень розбіжність цілком закономірно збільшується до 13 – 24%, що також можна визнати задовільним результатом;

– у зв'язку з цим очевидний перший висновок, що в діапазоні зміни геомеханічного показника  $H / R \leq 45$  м/МПа при досить стійкій заанкерованій безпосередній покрівлі ( $R_{зак} = 14 - 20$  МПа) кріпильна конструкція за схемою на рис. 6.1 працює в режимі, що наближається до оптимального, і така кріпильна система цілком справляється з гірським тиском без участі канатних анкерів;

– другий висновок – описані геомеханічні умови для різних груп текстур прилеглого масиву окреслюють границю області доцільного застосування комбінованих анкерних систем;

– третій висновок – у вищезазначеній області експериментально підтверджено достовірність розробки методики оптимізації режимів роботи кріпильних конструкцій для повторного використання виїмкових виробок.

По-друге, звертає увагу, що в більш несприятливих геомеханічних умовах ( $H / R = 45 - 50$  м/МПа) відхилення  $u_{екс}^I$  від  $u_A$  збільшуються, досягаючи 30 – 35% по відношенню до усередненої експериментальної залежності і до 45% по відношенню до окремих експериментальних вимірів. Показання шахтних спостережень  $u_{екс}^I$  стабільно перевищували оптимальні значення  $u_A$  і це вказувало на недостатність реакції кріпильної конструкції для обмеження опускання порід покрівлі; її режим роботи віддаляється від оптимального з ростом геомеханічного показника  $H / R$ . Отже, у зазначеному інтервалі  $H / R$  представляється доцільним застосування комбінованих анкерних систем, що відрізняються підвищеною несучою здатністю.

Аналогічна ситуація і схожі висновки сформульовано при аналізі ступеня відповідності  $u_{екс}^{III}(H / R)$  і  $u_A^{III}(H / R)$  для умов групи III текстури масиву при  $R_{зак} = 14 - 20$  МПа, де застосовується найбільш «полегшена» кріпильна конструкція за схемою на рис. 6.15. Тут на ділянці  $13 \text{ м/МПа} \leq H / R \leq 50 \text{ м/МПа}$  спостерігається хороша відповідність один одному порівнюваних закономірностей – відхилення різних знаків змінюються у діапазоні від -21% до +15%, що доводить адекватність методики оптимізації режимів взаємодії

прилеглому масиву і кріпильної конструкції виїмкової виробки. При збільшенні геомеханічного показника  $H / R > 50$  м/МПа (погіршення гірничо-геологічних умов підтримання виробок) стабільно зростають відхилення даних шахтних експериментів по відношенню до оптимального опускання порід покрівлі: окремі експериментальні значення перевищують  $u_A^{III}$  на 49 – 56%. Це є непрямым фактом зниження реакції опору кріпильної конструкції по відношенню до необхідної величини, що дозволяє зробити висновок про недостатню її відповідність досліджуваним умовам. Отже, кріпильна конструкція за схемою на рис. 6.15 має область доцільного застосування у діапазоні  $H / R \leq 50$  м/МПа за інших вихідних умов, зазначених вище. У більш складних гірничо-геологічних умовах слід застосовувати кріпильні конструкції, що включають комбіновані анкерні системи з більш високою несучою здатністю.

Для підтвердження сформульованих висновків було проведено аналіз ступеня відповідності аналітичних розрахунків і шахтних експериментів за таким інтегральним показником стійкості виробки як площа  $\Delta S$  втрати перерізу, виражена у відносній формі через параметр  $\Delta S / S_{cv}$  (рис. 6.17).

Розрахункові (суцільні лінії) та експериментальні дані (штрихпунктирні лінії) досить близькі одна до одної у зазначеному раніше інтервалі зміни геомеханічного показника  $13 \text{ м/МПа} \leq H / R \leq 45 - 50 \text{ м/МПа}$ . Так, для кріпильних конструкцій за схемою на рис. 6.1 експериментальна величина  $\Delta S / S_{cv}$  стабільно перевищувала розрахункову, але в межах 7 – 18%, що є цілком допустимою похибкою для гірничотехнічних розрахунків. При кріпильних конструкціях за схемою на рис. 6.15 спостерігаються відхилення різних знаків (від -13% до +19%), які також можна вважати прийнятними. За межами інтервалу задовільної збіжності розрахункових та експериментальних значень ( $H / R > 45 - 50$  м/МПа) втрата перерізу, яка реально зафіксована у виїмкових виробках, що підтримуються кріпильними конструкціями без канатних анкерів, збільшується більш інтенсивно (з ростом  $H / R$ ) і відхилення

параметра  $\Delta S / S_{св}$  ростуть. Наприклад, для кріпильної конструкції за схемою на рис. 6.1 розбіжність для деяких вимірів становить 74 – 86%; для кріпильної конструкції за схемою на рис. 6.15 експериментально встановлена втрата перерізу перевищує розрахункову на 67 – 82%.

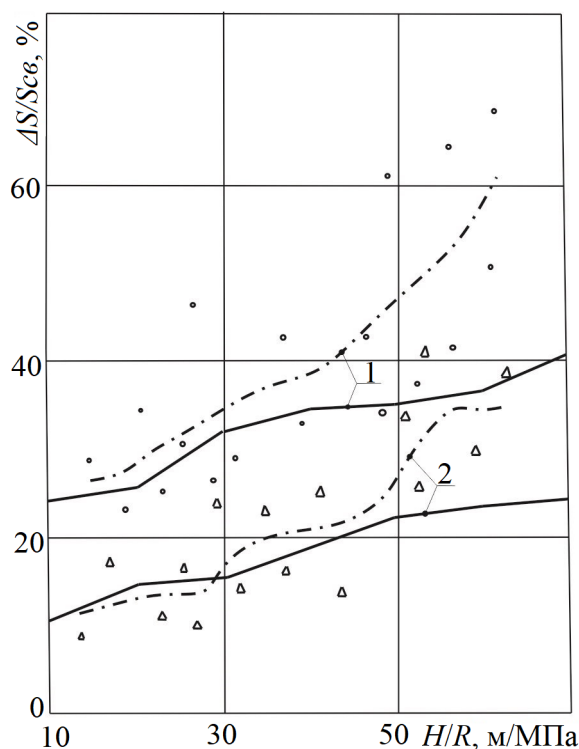


Рисунок 6.17 – До аналізу експериментальних даних та аналітичних розрахунків ( $R_{зак} = 14 - 20$  МПа) за фактором втрати  $\Delta S / S_{св}$  перерізу виробки: —  $u_A^{I,III}$  – при оптимальному режимі взаємодії масиву з кріпильної конструкцією; - - - «о» і «Δ» – експериментальні дані втрати перерізу та їх екстраполяція; 1 – група I текстури масиву з кріпильної конструкцією за схемою на рис. 6.1; 2 – група III текстури масиву з кріпильної конструкцією за схемою на рис. 6.15

З наведених даних слідують аналогічні висновки:

– по-перше, область доцільного застосування кріпильних конструкцій без встановлення канатних анкерів обмежується діапазоном зміни геомеханічного показника  $H / R \leq 45 - 50$  м/МПа при досить стійкій безпосередній покрівлі з  $R_{зак} = 14 - 20$  МПа;

– по-друге, методика оптимізації режимів взаємодії масиву з кріпленням виїмкових виробок, що повторно використовуються, дає достовірні результати в межах вищевказаної області, коли комбіновані анкерні системи не застосовуються.

Далі проведено порівняльний аналіз експериментально встановлених і розрахункових залежностей стану виїмкових виробок, які підтримуються кріпильними конструкціями, що включають комбіновані анкерні системи.

Найбільш полегшений варіант кріпильної конструкції (див. рис. 6.2) з комбінованими анкерними системами характеризується кроком встановлення рамного кріплення і сталеполімерних анкерів 1,0 м, а канатні анкери зводяться з кроком  $L_{к.а} = 4,0$  м (через три рами на четверту). Цей варіант кріпильної конструкції був прорахований (див. §6.2) і рекомендований для умов: текстура прилеглого масиву відноситься до групи III, діапазон зміни розрахункового опору стиску порід заанкерованої покрівлі  $R_{зак} = 8 - 13$  МПа; також слід зазначити, що за результатами розрахунку дана кріпильна конструкція рекомендується для всього досліджуваного діапазону зміни геомеханічного показника  $10 \text{ м/МПа} \leq H / R \leq 90 \text{ м/МПа}$ .

Для наочності порівняльного аналізу побудовані графіки (рис. 6.18) закономірностей зміни двох найбільш інформативних параметрів – зміщення порід покрівлі ( $u_A^{III}$ ,  $u_{\max}^{III}$ ,  $u_{\text{екс}}^{III}$ ) і відносна величина втрати площі поперечного перерізу  $\Delta S / S_{св}$  виробки. Як і на попередньому етапі порівняльного аналізу оцінюється відповідність експерименту і розрахунку за двома ключовими позиціями:

– адекватність методики оптимізації режимів взаємодії масиву з кріпильною системою виїмкової виробки, що повторно використовується;

– рівень відхилень піддатливості  $u_{\max}^{III}$  кріпильної конструкції, що розглядається, (див. рис 6.2) від оптимальних значень  $u_A$ .



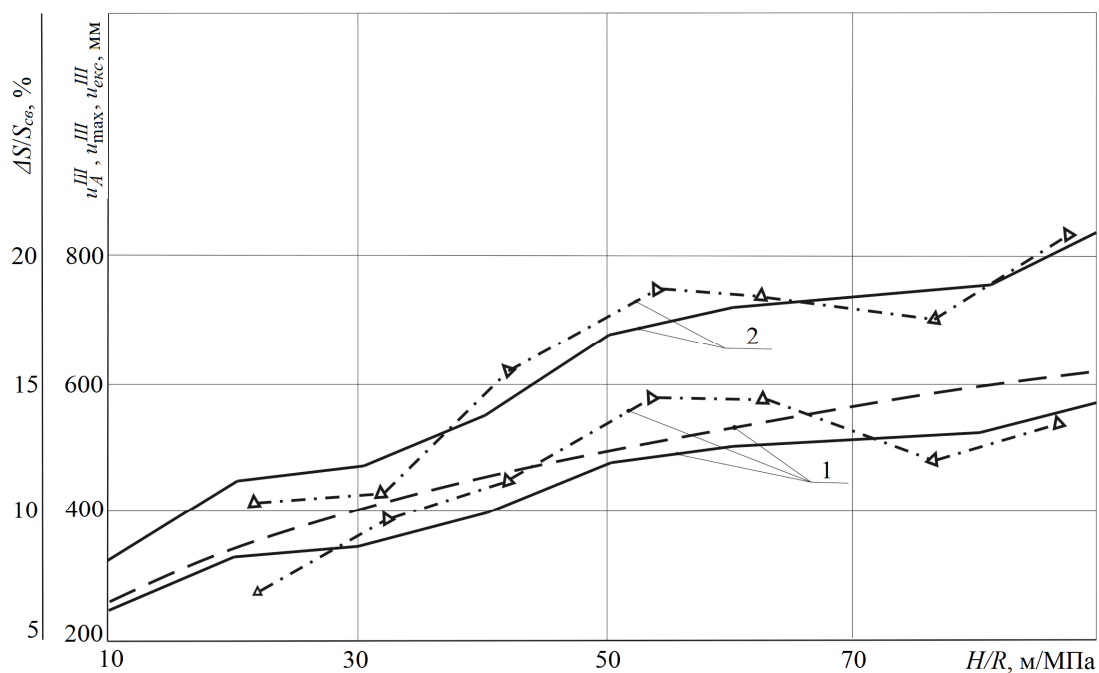


Рисунок 6.18 – До аналізу відповідності експериментальних даних та аналітичних розрахунків ( $R_{зак} = 8 - 13$  МПа) за такими факторами зміщень покрівлі (1) і втрати перерізу (2) для текстури масиву групи III: — при оптимальному режимі  $u_A^{III}$  взаємодії з кріпильною конструкцією; - - - -максимальна піддатливість  $u_{max}^{III}$  кріплення конструкції за схемою на рис. 6.2; «Δ» – експериментальні дані ( $u_{exc}^{III}$  і  $\Delta S / S_{ce}$ ) та їх екстраполяція (---)

За результатами оцінки ступеня оптимальності піддатливості  $u_{max}^{III}$  кріпильної конструкції необхідно зазначити наступне. Тенденції зростання закономірностей  $u_{max}^{III}(H/R)$  і  $u_A^{III}(H/R)$  досить близькі одна до одної, що доводять кількісні показники. Діапазон відхилень  $u_{max}^{III}$  і  $u_A^{III}$  змінюється в основному інтервалі 5 – 18%, причому ця невідповідність йде в запас можливостей кріпильної конструкції по досягненню оптимальних режимів взаємодії з породним масивом –  $u_{max}^{III}$  стабільно перевищує  $u_A^{III}$ . Наведені дані дозволяють зробити висновок про роботу даної кріпильної конструкції в режимі, близькому до оптимального у всьому діапазоні зміни геомеханічного показника  $H/R$ . Тоді з високим ступенем адекватності можна порівнювати експериментально зафіксовані зміщення покрівлі  $u_{exc}^{III}$  та розрахункові значення

піддатливості  $u_{\max}^{III}$  кріпильної конструкції. Тут також проявляється цілком очікувана тенденція росту  $u_{\text{екс}}^{III}$  зі збільшенням геомеханічного показника  $H / R$ . Відхилення  $u_{\text{екс}}^{III}$  від  $u_{\max}^{III}$  мають різний знак, їх максимальна різниця змінюється від -24,3% до +14,1%, що можна визнати цілком задовільним результатом для гірничотехнічних розрахунків.

За критерієм відносної величини втрати площі поперечного перерізу  $\Delta S / S_{\text{св}}$  також підтверджується досить гарна відповідність експериментальних і розрахункових закономірностей: максимальні значення відхилень різних знаків становлять від -12,3% до +7,4%.

В цілому, для досліджуваної кріпильної конструкції (див. рис. 6.2) в умовах текстури масиву групи III і при  $R_{\text{зак}} = 8 - 13$  МПа можна обґрунтовано стверджувати:

- про доцільність її застосування;
- про режим роботи, близькому до оптимального у всьому діапазоні зміни геомеханічного показника  $10 \text{ м/МПа} \leq H / R \leq 90 \text{ м/МПа}$ ;
- про цілком прийнятний ступінь достовірності методики оптимізації взаємодії кріпильної конструкції з прилеглим породним масивом.

Наступна кріпильна конструкція, що включає комбіновану анкерну систему, аналогічна попередній (див. рис. 6.2), але відрізняється кроком встановлення рам і сталеполімерних анкерів ( $L_{p.k} = 0,8$  м), а також зниженим кроком встановлення канатних анкерів  $L_{k.a} = 3,2$  м. Ці зміни обумовлені експлуатацією кріпильної конструкції за менш стійкої текстури прилеглих порід покрівлі, віднесеної до групи II; при цьому розрахунковий опір стиску порід заанкерованої покрівлі залишається колишнім  $R_{\text{зак}} = 8 - 13$  МПа. Результати порівняльного аналізу шахтних вимірів і розрахункових значень наведено у вигляді графіків на рис. 6.19.

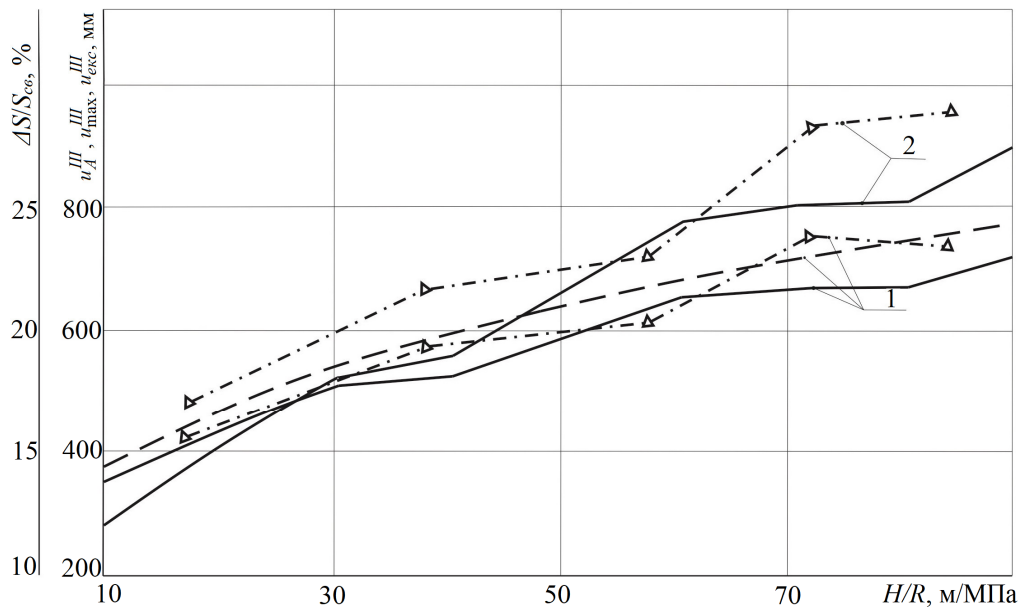


Рисунок 6.19 – До аналізу відповідності експериментальних даних та аналітичних розрахунків ( $R_{зак} = 8 - 13$  МПа) за такими факторами зміщень покрівлі (1) і втрати перерізу (2) для текстури масиву групи II: — при оптимальному режимі  $u_A^{II}$  взаємодії з кріпильною конструкцією; - - - - максимальна піддатливість  $u_{max}^{II}$  кріплення конструкції за схемою на рис. 6.2; « $\Delta$ » – експериментальні дані ( $u_{екс}^{II}$  і  $\Delta S / S_{св}$ ) та їх екстраполяція (- · - · -)

Перш за все, відзначимо невелику кількість шахтних вимірів, обумовлених обмеженими обсягами застосування даної кріпильної конструкції в умовах текстури масиву групи II і розрахункового опору стиску порід заанкерованої покрівлі  $R_{зак} = 8 - 13$  МПа. Однак ці обмежені відомості дозволяють дати позитивну оцінку як методиці оптимізації режимів взаємодії масиву з кріпильними конструкціями, так і методиці вибору їх раціонального конструктивного рішення. Так, за критерієм досягнення оптимальних зрушень надвугільної товщі експериментальні виміри  $u_{екс}^{II}$  цілком відповідають розрахунковим оптимальним значенням  $u_A^{II}$ : відхилення різних знаків змінюються від -2,9% до +9,6%. Піддатливість досліджуваної кріпильної конструкції, як правило, дещо перевищує шахтні виміри з відхиленнями не

більше 7,3%. По відношенню до оптимального значення  $u_A^{II}$  максимальна піддатливість  $u_{\max}^{II}$  кріплення конструкції стабільно вища, але цілком помірна (відхилення до 8,4%), що йде в деякий запас надійності щодо можливого впливу слабoproгнозованих проявів гірського тиску.

За підсумками порівняльного аналізу експерименту та розрахунку для кріпильної конструкції на рис. 6.2 сформульовано два очевидних виведення за ступенем адекватності досліджуваних геомеханічних умов як методики оптимізації режимів взаємодії масиву з кріпленням, так і розрахунку її раціональної деформаційно-силової характеристики для застосування у виїмкових виробках, що повторно використовуються на шахтах Західного Донбасу.

Далі було розглянуто ту саму кріпильну конструкцію (див. рис. 6.2), але для умов найменш стійкої текстури покрівлі групи I ( $R_{\text{зак}} = 8 - 13$  МПа), які вимагають скорочення кроку встановлення канатних анкерів до  $L_{\text{к.а}} = 2,4$  м. Результати порівняльного аналізу шахтних вимірів і розрахункових закономірностей наведено на рис. 6.20.

За критерієм відповідності експериментальних даних  $u_{\text{екс}}^I$  оптимальних значень  $u_A^I$  можна говорити про його задовільне виконання у діапазоні зміни геомеханічного показника  $10 \text{ м/МПа} \leq H / R \leq 70 \text{ м/МПа}$ : тут відхилення не перевищують 12,8 – 13,5%. В інтервалі  $H / R > 70 \text{ м/МПа}$  відхилення мають тенденцію росту і крайнє із зафіксованих значень  $u_{\text{екс}}^I$  (при  $H / R = 81,5 \text{ м/МПа}$ ) вже перевищує  $u_A^I$  на 25,5%. Це опосередковано вказує на недостатність реакції кріпильної конструкції, що розглядається, для обмеження опускання порід покрівлі. Що стосується аналізу ступеня відповідності  $u_A^I$  і  $u_{\max}^I$ , то слід визнати її вельми хорошою – відхилення різних знаків змінюються від -4,3% до +6,1%. Отже, дана конструкція кріплення системи працює в режимі, близькому до оптимального, але для умов підтримання виробки  $H / R \leq 70 \text{ м/МПа}$  при  $R_{\text{зак}} = 8 - 13$  МПа; сама ж методика оптимізації режимів взаємодії масиву з

кріпленням дає цілком достовірні результати в інтервалі раціональної роботи самої конструкції, тобто в межах  $H / R \leq 70$  м/МПа.

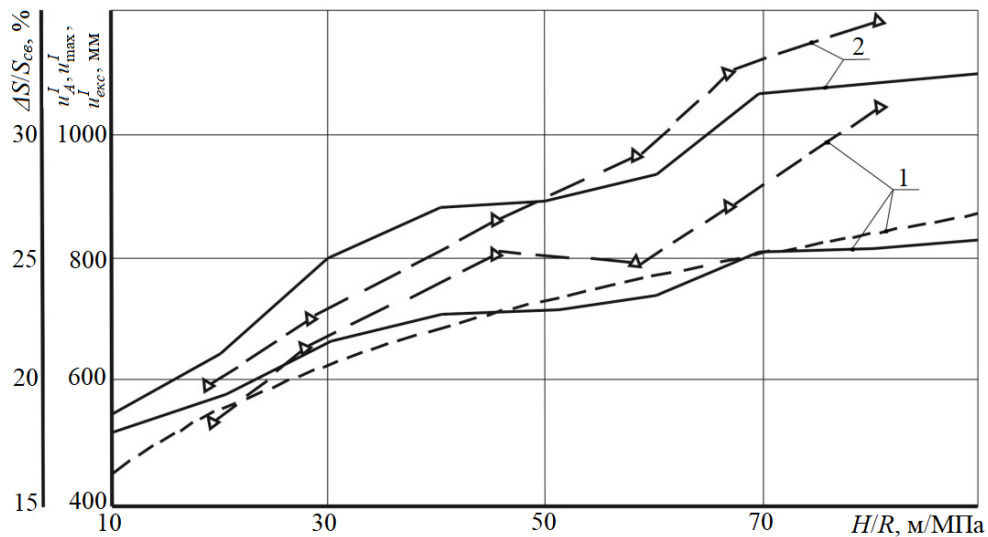


Рисунок 6.20 – До аналізу відповідності експериментальних даних та аналітичних розрахунків ( $R_{зак} = 8 - 13$  МПа) за такими факторами зміщень покрівлі (1) і втрати перерізу (2) для текстури масиву групи I: — при оптимальному режимі  $u_A^I$  взаємодії з кріпильною конструкцією; - - - - максимальна піддатливість  $u_{max}^I$  кріплення конструкції за схемою на рис. 6.2; « $\Delta$ » – експериментальні дані ( $u_{екс}^I$  і  $\Delta S / S_{cv}$ ) та їх екстраполяція (- · - · -)

Сформульовані висновки підтверджуються порівняльним аналізом експериментальних і розрахункових даних за критерієм втрати перерізу виїмкових виробок: на ділянці  $10 \text{ м/МПа} \leq H / R \leq 50 \text{ м/МПа}$  експериментальні вимірювання виявилися навіть нижче оптимальних до 8,2 – 10,7%; на ділянці  $H / R > 50$  м/МПа експериментальні дані починають перевищувати розрахункові, але всього до 6,6% при  $H / R = 70$  м/МПа. При подальшому збільшенні геомеханічного показника  $H / R$  є всього один замір, який певною мірою підтверджує тенденцію росту відхилень експерименту і розрахунку.

В цілому слід підкреслити, що на прикладі розглянутої кріпильної конструкції доведено адекватність і достовірність аналізованих методик оптимізації взаємодії масиву з кріпленням і вибору її раціонального

конструктивного виконання, але в межах відповідності даного кріплення гірничо-геологічним умовам підтримання виробки, які при  $R_{зак} = 8 - 13$  МПа визначаються інтервалом  $10 \text{ м/МПа} \leq H / R \leq 70 \text{ м/МПа}$ . У більш складних гірничо-геологічних умовах кріплення, що розглядається, потребує посилення.

Згідно з вищевикладеним ствердженням нагадаємо про посилення конструкції комбінованої анкерної системи, відображеної на схемі рис. 6.3. Її зміни торкнулися також збільшення кроку встановлення канатних анкерів до  $L_{к.а} = 3,2$  м, але зі збереженням інтервалу значень  $R_{зак} = 8 - 13$  МПа і групи I текстури прилеглому вуглевмісному масиву. Раніше було зазначено, що при ускладненні гірничо-геологічних умов ( $H / R > 40$  м/МПа) реакція опору «базової» кріпильної конструкції перевищує оптимальне значення до 25%, що дозволяє в деякій мірі обмежити зміщення порід покрівлі. Тому за результатами аналізу в розглянутих гірничо-геологічних умовах (текстура масиву групи I,  $R_{зак} = 8 - 13$  МПа) можна рекомендувати «базову» кріпильну конструкцію з кроком встановлення канатних анкерів  $L_{к.а} = 3,2$  м для інтервалу зміни геомеханічного показника  $H / R \geq 50$  м/МПа.

Далі розглянемо результати порівняльного аналізу шахтних вимірів і розрахункових залежностей для найменш стійких порід покрівлі, що характеризуються середнім розрахунковим опором порід стиску  $R_{зак} = 3 - 7$  МПа. У попередньому параграфі для такої слабкої покрівлі було рекомендовано «базову» кріпильну конструкцію (див. рис. 6.3) для всіх груп I, II, III текстур прилеглому масиву, але відмінною різним кроком встановлення  $L_{к.а}$  канатних анкерів. Для найменш стійкої текстури групи I був рекомендований мінімальний крок  $L_{к.а} = 1,6$  м, при якому кріпильна конструкція сягає максимальної реакції опору проявам гірського тиску. Для цього варіанту кріпильної конструкції результати порівняльного аналізу показано на графіках рис. 6.21.

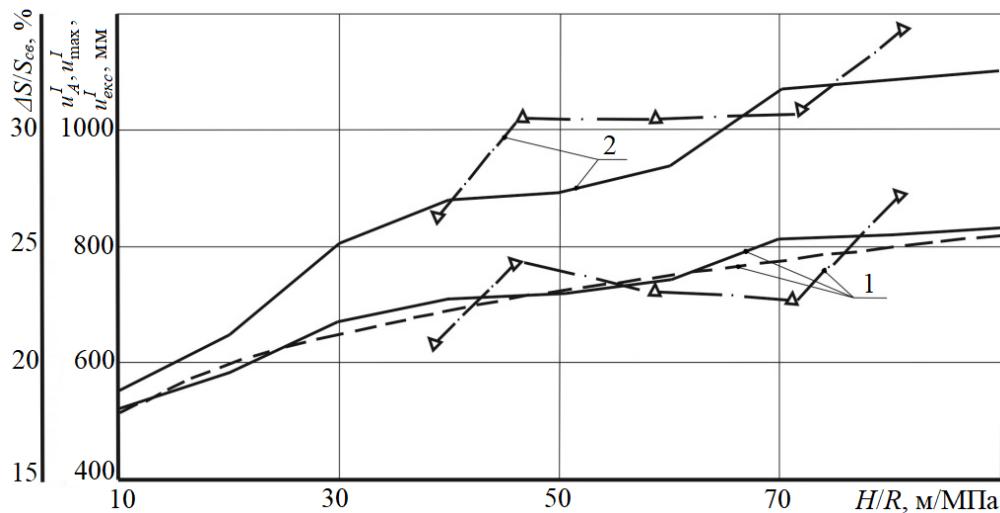


Рисунок 6.21 – До аналізу відповідності експериментальних даних та аналітичних розрахунків ( $R_{зак} = 3 - 7$  МПа) за такими факторами зміщень покрівлі (1) і втрати перерізу (2) для текстури масиву групи I: — при оптимальному режимі  $u_A^I$  взаємодії з кріпильною конструкцією; - - - - максимальна піддатливість  $u_{max}^I$  кріпильної конструкції за схемою на рис. 6.3; « $\Delta$ » – експериментальні дані ( $u_{екс}^I$  і  $\Delta S / S_{св}$ ) та їх екстраполяція (— · — · —)

Перш за все відзначимо досить тісну кореляцію залежностей  $u_A^I(H/R)$  і  $u_{max}^I(H/R)$  на всьому досліджуваному діапазоні зміни геомеханічного показника  $10 \text{ м/МПа} \leq H/R \leq 90 \text{ м/МПа}$ : максимальні відхилення різних знаків складають всього від -3,0% до +4,4%. Такий режим роботи кріпильної конструкції, близький до оптимального, дозволяє більш обґрунтовано підійти до оцінки самої методики оптимізації за даними шахтних вимірів; вони проведені в гірничо-геологічних умовах помірного та інтенсивного проявів гірського тиску, для яких, власне, і призначена дана кріпильна конструкція. Тут також спостерігаються відхилення різних знаків при порівнянні експериментальних і розрахункових даних – максимальна різниця в показаннях коливається від -12,8% до +7,8%. Таким чином, у досить складних гірничо-геологічних умовах методика оптимізації режимів взаємодії масиву з кріпленням показала свою адекватність і достовірність, а сама кріпильна

конструкція з комбінованою анкерною системою (див. рис. 6.3) цілком відповідає досліджуваній геомеханічній ситуації.

Виконання другого критерію за параметром  $\Delta S / S_{cv}$  також слід визнати цілком задовільним: максимальні відхилення показань експериментів і даних розрахунку змінюються від -3,3% до +12,5%.

В цілому, експериментальна перевірка двох методик (оптимізації режимів роботи і вибору кріплення конструкції з комбінованою анкерною системою) дала позитивні результати в геомеханічній ситуації найменш стійкої текстури прилеглих порід покрівлі, складеної літотипом малої міцності.

В аналогічних умовах вельми слабких порід покрівлі ( $R_{зак} = 3 - 7$  МПа), але для більш стійкої їх текстури, віднесеної до групи II, був проведений шахтний експеримент для кріплення конструкції, представленої на рис. 6.3; її відмінність від попередньої полягає у збільшенні кроку встановлення канатних анкерів  $L_{к.а} = 2,4$  м. Результати порівняльного аналізу шахтних вимірів і розрахункових залежностей показано на рис. 6.22.

Для зазначених умов проведення порівняльного аналізу також відзначається тісний кореляційний зв'язок розрахункових залежностей  $u_A^{II}(H/R)$  і  $u_{max}^{II}(H/R)$  у всьому діапазоні зміни геомеханічного показника  $10 \text{ м/МПа} \leq H/R \leq 90 \text{ м/МПа}$ : відхилення різних знаків коливаються в дуже обмеженому інтервалі від -7,1% ( $H/R = 80 \text{ м/МПа}$ ) до +7,6% ( $H/R = 10 \text{ м/МПа}$ ). Це, як було зазначено вище, обґрунтовує умови проведення експерименту для кріпильної конструкції з режимом роботи, близькому до оптимального. Розкид експериментально зафіксованих показників  $u_{екс}^{II}$  відносно  $u_A^{II}$  цілком задовільний – величина відхилень змінюється від -10,4% до +16,7%.

Адекватність і достовірність розроблюваних методик підтверджує порівняння експерименту і розрахунку за другим критерієм – величиною втрати площі поперечного перерізу виробки  $\Delta S / S_{cv}$ : за схожих закономірностей зв'язку параметрів  $\Delta S / S_{cv}$  з геомеханічним показником  $H/R$  відхилення цілком прийнятні, оскільки змінюються в межах від -8,6% до +10,3%.



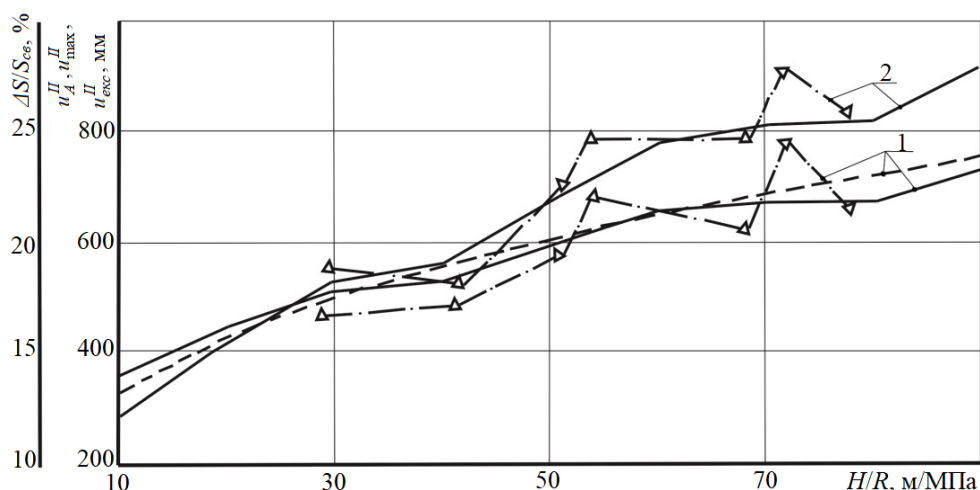


Рисунок 6.22 – До аналізу відповідності експериментальних даних та аналітичних розрахунків ( $R_{зак} = 3 - 7$  МПа) за такими факторами зміщень покрівлі (1) і втрати перерізу (2) для текстури масиву групи II: — при оптимальному  $u_A^II$  режимі взаємодії з кріпильною конструкцією; - - - - максимальна піддатливість  $u_{max}^II$  кріплення конструкції за схемою на рис. 6.3; « $\Delta$ » – експериментальні дані ( $u_{екс}^I$  і  $\Delta S / S_{св}$ ) та їх екстраполяція (— · — · —)

У підсумку за результатами порівняльного аналізу даних шахтного експерименту і розрахункових залежностей сформульовано три основні висновки:

– обґрунтовано область доцільного застосування комбінованих анкерних систем для підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються у слабометаморфізованому вуглевмісному масиві;

– доведено адекватність досліджуваних геомеханічних умов розробленої методики оптимізації режимів взаємодії масиву гірських порід з кріпильними конструкціями, що включають комбіновані анкерні системи; методика дозволяє мінімізувати навантаження на кріплення у конкретній гірничотехнічній ситуації ведення очисних робіт;

– обґрунтовано достовірність методики вибору раціональних кріпильних конструкцій з режимом роботи, близькому до оптимального.

Крім викладених висновків необхідно додати ще один, цілком очевидний:

проаналізована кріпильна конструкція при  $L_{к.а} = 2,4$  м буде успішно протидіяти гірському тиску за більш стійкої текстури прилеглого масиву групи III, але з досить низьким розрахунковим опором порід заанкерованої покрівлі  $R_{зак} = 3 - 7$  МПа. Таким чином, кріпильна конструкція на схемі рис. 6.3 рекомендується для всіх типів текстур масиву при породах покрівлі дуже малої міцності з урахуванням того, що:

- для текстури групи I слід встановлювати канатні анкери з кроком  $L_{к.а} = 1,6$  м;
- для текстур груп II і III  $L_{к.а} = 2,4$  м.

#### **6.4 Розробка методик та рекомендацій з ресурсозберігаючого підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються, із застосуванням комбінованих анкерних систем в умовах слабометаморфізованих порід вуглевісного масиву**

##### **6.4.1 Загальні положення**

Узагальнюючим результатом виконаних досліджень є розробка методик і рекомендацій, що забезпечують цілеспрямований вибір кріпильних конструкцій із застосуванням комбінованих анкерних систем, які працюють в режимі, близькому до оптимального, що дозволяє мінімізувати навантаження на них у різних гірничо-геологічних умовах підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються у слабометаморфізованому вуглевісному масиві.

Структура та послідовність дій щодо застосування методик і рекомендацій має наступний алгоритм:

- формується комплекс вихідних даних, частина яких визначається на основі розрахунку міцності літотипів прилеглої вуглевісної товщі з використанням галузевого нормативного документа [119];
- визначається геомеханічний показник  $H / R$  і варіація його значень за довжиною конкретної виробки;
- обчислюється розрахункове значення опору стиску порід заанкерованої покрівлі;

– вибирається найбільш характерний тип текстури прилеглих порід вуглевмісного масиву; якщо за довжиною виробки текстура суттєво змінюється, то для кожної з них на відповідній ділянці виробки визначаються свої значення  $H / R$  и  $R_{зак}$ ;

– розраховуються оптимальні параметри  $P_A$  та  $u_A$  взаємодії кріпильної конструкції з прилеглим масивом;

– згідно з результатами розрахунку деформаційно-силових характеристик  $P(u)$  кріпильних конструкцій, що включають інноваційні комбіновані анкерні системи, здійснюється вибір їх конструктивних рішень за критерієм максимально можливої відповідності оптимальним параметрам  $P_A$  та  $u_A$  взаємодії з масивом для найбільш характерних типів текстур слабометаморфізованих літотипів, діапазонів варіації геомеханічного показника  $H / R$  і розрахункового опору стиску  $R_{зак}$  порід заанкерованої покрівлі;

– складається перелік рекомендованих кріпильних конструкцій (із зазначенням їх параметрів) для ресурсозберігаючого підтримання виїмкових виробок що повторно використовуються у слабометаморфізованому вуглевмісному масиві залежно від гірничо-геологічних умов ведення гірничих робіт.

#### **6.4.2 Методика керування параметрами проявів гірського тиску при повторному використанні виїмкових виробок**

При виконанні розрахунків використані такі групи геомеханічних параметрів:

- розрахункова глибина  $H$  розміщення виробки;
- середній розрахунковий опір стиску  $R$  порід покрівлі та підшви;
- потужність  $m_i^K$  та розрахунковий опір стиску  $R_i^K$  порід покрівлі;
- потужність  $m_i^П$  та розрахунковий опір стиску  $R_i^П$  порід підшви.

Перелічені вихідні параметри визначаються за даними геологічної служби шахти, досліджень фізико-механічних властивостей слабометаморфізованих

порід [146], [147] та нормативних документів [119], [122]. Нумерація літотипів ( $i = 1, 2, \dots, n$ ) покрівлі та підшви виконується, починаючи від вугільного пласта.

Розрахункова глибина розміщення виробки  $H$  визначається за геологічним розрізом для її ділянки, де виконуються обчислення інших геомеханічних параметрів. Реальна глибина  $H$  приймається за розрахункове значення (без будь-яких поправочних коефіцієнтів) оскільки вугленосні регіони зі слабометаморфізованим масивом гірських порід у переважній більшості характеризуються виїмковими ділянками, розташованими поза зонами тектонічних або диз'юнктивних порушень, замків складок або впливів інших факторів, що створюють відмінності напруженого стану гірського масиву від вихідного, який формується власною вагою порід надвугільної товщі до денної поверхні.

Визначення розрахункового опору літотипу стиску  $R_i^{K,\Pi}$  здійснюється за формулою

$$R_i^{K,\Pi} = K_c \cdot K_w \cdot K_t \cdot \sigma_{сж_i}^{K,\Pi}, \text{ МПа}, \quad (6.18)$$

де  $K_c$  – коефіцієнт структурного послаблення, що враховує середню відстань між поверхнями з малим зв'язком; визначається відповідно до табл. 6.2;  $K_w$  – коефіцієнт, що враховує знеміцнення вологонасичених порід; визначається за табл. 6.3;  $K_t$  – реологічний коефіцієнт, що враховує зниження опору породи в часі її навантаження; визначається за формулою (6.19);  $\sigma_{ст_i}^{K,\Pi}$  – опір породи одноосьовому стиску у зразку, МПа

$$K_t = \sqrt{0,2 + 0,33 \lg \sigma_{ст_i}^{K,\Pi}}. \quad (6.19)$$

Параметр  $\sigma_{ст_i}^{K,\Pi}$  вибирається за даними гірничо-геологічного прогнозу відпрацювання конкретної виїмкової ділянки шахтного поля. Таблиці 6.2 і 6.3 взяті з нормативного документа [119]. Формулу (6.19) наведено в роботі [129] в перетвореному вигляді стосовно досліджень [147].

Таблиця 6.2 – Значення коефіцієнта  $K_c$ 

Середня відстань між поверхнями послаблення порід, м	$K_c$
Більше 1,5	0,9
1,5 – 1,0	0,8
1,0 – 0,5	0,6
0,5 – 0,1	0,4
Менше 0,1	0,2

Таблиця 6.3 – Значення коефіцієнта  $K_w$ 

Тип порід	$K_w$
Пісковики та сланці крем'янисті	0,8
Пісковики вапняні та вапняки	0,7
Пісковики глинисті та алевроліти	0,6
Аргіліти та мергелі	0,5
Глини	0,4 – 0,5

Середнє значення  $R$  розрахункового опору стиску прилеглого масиву (на висоту або глибину не менше 20 м) визначається за формулою

$$R = \frac{R^K + R^П}{2}, \quad (6.20)$$

де  $R^K$  і  $R^П$  – інтегральні показники опору стиску порід покрівлі та підшви; визначаються за формулою

$$R^{K,П} = \frac{\sum_{i=1}^n R_i^{K,П} \cdot m_i^{K,П} \cdot i_i^{K,П}}{\sum_{i=1}^n m_i^{K,П} \cdot K_i^{K,П}}, \quad (6.21)$$

де  $K_i^{K,П}$  – коефіцієнт впливу  $i$ -го породного шару на інтегральні показники  $R^{K,П}$ ; визначається за формулою

$$K_i^{K,П} = \exp \left[ -\eta \left( l_i^{K,П} - \frac{h_g}{2} \right) \right], \quad (6.22)$$

тут:  $\eta = 0,15$  – емпіричний коефіцієнт для ділянки виїмкової виробки позаду першого очисного вибою (повторне використання);  $l_i^{K,П}$  – відстань від середини виробки в проходці до середини потужності  $i$ -го породного шару;

$h_e$  – висота виробки в проходці.

Формули (6.20) – (6.22) взяті з нормативного галузевого документа [119].

Далі за відомими  $H$  і  $R$  розраховується значення геомеханічного показника  $H/R$ .

Оптимальні значення  $P_A$  і  $u_A$  деформаційно-силових характеристик кріпильних конструкцій  $P_{\max}$  і  $u_{\max}$ , мінімізованих за величиною гірського тиску, визначаються за графіками рис. 3.2 або формулами (3.5) – (3.10) залежно від геомеханічного показника і типу текстури порід покрівлі.

За ступенем складності повторного використання виїмкових виробок виділено три узагальнені типи текстур слабометаморфізованих порід покрівлі відповідно до роботи [129]:

– група I – найбільш несприятливі умови характеризуються «... переважно тонкошаруватою текстурою порід досить малою міцністю ( $f < 1,5$ ); шари аргілітів і алевролітів потужністю більше 1,0 м з середньою відстанню між поверхнями послаблення до 1,0 м; шари аргілітів і алевролітів ( $f = 1,5 - 2,5$ ) середньої потужності, періодично розділені обводненими вугільними прошарками потужністю 0,1 – 0,3 м»;

– група II – умови середньої складності характеризуються «... тонко- і середньошаруватою текстурою необводнених порід з коефіцієнтом міцності аргілітів і алевролітів  $f = 1,5 - 2,5$ ; середньо- і крупношарувата текстура обводнених порід ( $f > 1,5$ ) при заляганні пісковика потужністю до 3,0 м;

– група III – сприятливі умови характеризуються «...середньо- і крупношаруватою текстурою обводнених порід ( $f > 2,5$ ) при заляганні пісковика потужністю більше 3,0 м; середньо- і крупношарувата текстура необводнених порід  $f > 2,5$ ».

Використання даної методики дозволяє мінімізувати прояви гірського тиску та здійснювати єдину стратегію ресурсозберігаючого вдосконалення кріпильних конструкцій виїмкових виробок, що повторно використовуються і підтримуються у вуглевмісному масиві слабометаморфізованих гірських порід.

### 6.4.3 Методика вибору раціональних кріпильних конструкцій з комбінованими анкерними системами

Методичні рекомендації розроблено на основі результатів багатоваріантних розрахунків деформаційно-силових характеристик кріпильних конструкцій та системного аналізу ступеня їх відповідності оптимальним параметрам  $P_A$  і  $u_A$  взаємодії зі слабометаморфізованим вуглевмісним масивом гірських порід у зонах інтенсивного впливу очисних робіт. Розглядаються дві групи кріпильних конструкцій: перша – відсутні комбіновані анкерні системи, але за складову схеми кріплення посередині міжрамного простору встановлюється комплект сталеполімерних анкерів; друга – кріпильні конструкції включають комбіновану анкерну систему.

Тип і параметри кріпильних конструкцій вибираються відповідно за трьома геомеханічними факторами:

- геомеханічний показник  $H / R$ , представляє собою відношення глибини  $H$  розміщення виробки і середнього розрахункового опору стиску  $R$  прилеглого вуглевмісного масиву;

- розрахунковий опір стиску  $R_{зак}$  порід заанкерованої покрівлі виробки;

- характерна текстура порід покрівлі, розділена на три узагальнюючі групи.

Визначення геомеханічного показника  $H / R$  здійснюється за методикою, викладеною у попередньому §6.4.2: на основі гірничо-геологічної інформації встановлюється глибина  $H$  розміщення виробки, а за формулами (6.18) – (6.22) розраховується значення  $R$ .

Параметр  $R_{зак}$  (розрахунковий опір порід заанкерованої покрівлі) визначається за формулами (6.18), (6.19), (6.21) і (6.22) для літотипів, розташованих від склепіння виробки на висоту:

- до 2,4 м при використанні виключно сталеполімерних анкерів;
- до 6,0 м при використанні комбінованих анкерних систем.

Три характерних типи текстури порід покрівлі, для кожної з яких підбираються оптимальні параметри кріпильних конструкцій, викладено в §6.4.2.

Методика націлена на вибір раціональних параметрів кріпильних конструкцій другої групи, що включає комбіновані анкерні системи, але її можливості поширюються також і на першу групу кріпильних конструкцій із застосуванням тільки сталеполімерних анкерів. Така можливість дозволяє обґрунтувати область доцільного застосування комбінованих анкерних систем, яка обмежується умовами: діапазон зміни геомеханічного показника  $H/R \leq 45 - 50$  МПа; безпосередня покрівля досить стійка при значенні розрахункового опору стиску  $R_{зак} \geq 14 - 20$  МПа.

У зазначеній вище геомеханічній ситуації досить стійких порід покрівлі ( $R_{зак} \geq 14 - 20$  МПа) за переважно сприятливих гірничо-геологічних умов підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються ( $H/R \leq 45 - 50$  МПа), рекомендуються дві схеми кріпильних конструкцій, параметри яких наведено в табл. 6.4 і є границею області доцільного застосування комбінованих анкерних систем.

Таблиця 6.4 – Рекомендовані кріпильні конструкції та їх параметри у переважно сприятливих гірничо-геологічних умовах

Схема та параметри кріплення конструкції	Геомеханічний показник $H/R$ , м/МПа	Розрахунковий опір стиску заанкереної покрівлі $R_{зак}$ , МПа	Група текстури порід покрівлі виробки	Крок встановлення рам, м
	$\leq 45 - 50$	$\geq 14 - 20$	I	0,8
			II	1,0
	$\leq 45 - 50$	$\geq 14 - 20$	II	0,8



Кріпильні конструкції з комбінованими анкерними системами рекомендується застосовувати у складних та середньої складності гірничо-геологічних умовах підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються. Область доцільного використання поширюється на нестійкі та середньої стійкості породи покрівлі ( $R_{зак} \leq 8 - 13$  МПа) при будь-якому типі текстури та у всьому діапазоні зміни геомеханічного показника  $H/R$ , характерному для вугленосних регіонів зі слабометаморфізованими гірськими породами. Схеми та параметри кріпильних конструкцій представлено в табл. 6.5.

Таблиця 6.5 – Рекомендовані кріпильні конструкції та їх параметри у складних і середньої складності гірничо-геологічних умовах

Схема та параметри кріпильної конструкції	Геомеханічний показник $H/R$ , м/МПа	Розрахунковий опір стиску заанкереної покрівлі $R_{зак}$ , МПа	Група текстури порід покрівлі виробки	Крок встановлення канатних анкерів, м
	10 – 90	3 – 7	I	1,6
			II, III	2,4
	$\geq 50$	8 – 13	I	3,2
	$\leq 70$	8 – 13	I	2,4
	10 – 90	8 – 13	II	3,2
			III	4,0

Розроблена методика дозволяє вибрати найбільш ефективні кріпильні конструкції, що працюють в режимі опору, близькому до оптимального, і за рахунок цього забезпечується мінімізація проявів гірського тиску з підвищенням стійкості повторного використання виїмкових виробок, підтримуваних в слабкометаморфізованому вуглевмісному масиві.

## 6.5 Висновки за розділом

За підсумками виконаних досліджень сформульовано низку висновків науково-практичного значення.

1. На конкретних прикладах доведено можливість досягнення цілком задовільної відповідності деформаційно-силової характеристики кріпильних конструкцій оптимальних значень  $P_A$  і  $u_A$ , за яких мінімізується інтенсивність проявів гірського тиску. Обґрунтовано, що саме режим роботи кріпильної конструкції, що близький до оптимального, дозволяє на непрямих показниках (зміщення контуру виробки, величина втрати площі її поперечного перерізу, ріст нахльосту в замкових з'єднаннях рамного кріплення), які визначаються експериментально, оцінити ступінь адекватності та достовірності розроблених методик оптимізації параметрів взаємодії масиву з кріпленням і розрахунку її раціональної деформаційно-силової характеристики. Цей новий методичний принцип виконання шахтних досліджень всебічно обґрунтований з виділенням трьох основних особливостей і реалізований при проведенні широкомасштабних вимірів параметрів проявів гірського тиску у різних гірничо-геологічних та гірничотехнічних умовах підтримання виїмкових виробок, що повторного використовуються, на шахтах Західного Донбасу.

2. Відповідно до широкомасштабних шахтних досліджень як за гірничо-геологічними, так і гірничотехнічними факторами було проведено серію багатоваріантних обчислювальних експериментів з розрахунку деформаційно-силових характеристик цілої низки кріпильних конструкцій, реально застосовуваних на шахтах Західного Донбасу, і, таким чином, створено велику базу для порівняльної оцінки результатів шахтних експериментів та аналітичних розрахунків. У зв'язку з цим сформульовано й реалізовано дві підзадачі для усіх виділених груп текстур прилеглого масиву та варіації міцнісних складових літотипів:

– перша – розрахунок деформаційно-силових характеристик кріпильних конструкцій, де відсутні канатні анкери; варіація текстури та властивостей

прилеглому масиву дозволила визначити границі області доцільного застосування комбінованих анкерних систем;

– друга – розрахунок кріпильних конструкцій з комбінованими анкерними системами при варіації їх параметрів з функцією мети – досягнення задовільної відповідності оптимальним значенням взаємодії з вуглевмісним масивом; ці результати стали основою рекомендацій щодо застосування комбінованих анкерних систем у складних та середньої складності гірничо-геологічних умовах підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються.

3. Отримано сім'ю рівнянь регресії, що визначають режим опору цілої низки кріпильних конструкцій. За параметрами максимального опору  $P_{\max}$  і максимальної піддатливості  $u_{\max}$  з'явилася можливість обгрунтованого вибору кріпильних конструкцій практично для всього діапазону варіації геомеханічних умов підтримання виробок у слабометаморфізованому гірському масиві. Встановлено однотипність (степеневі функції) зв'язку параметрів  $P_{\max}$  і  $u_{\max}$  з геомеханічним показником  $H/R$  і розрахунковим опором стиску  $R_{\text{зак}}$  порід заанкереної покрівлі для різних конструктивних рішень кріплення та незалежно від типу текстури прилеглих порід покрівлі. Така функціональна стабільність кореляційних співвідношень опосередковано вказує на їх достовірність.

4. Оцінку ступеня адекватності та достовірності результатів аналітичних досліджень проведено за сукупністю інструментальних шахтних спостережень у діючих виробках та на основі технічної документації маркшейдерських зйомок на вже відпрацьованих виїмкових ділянках. Під час проведення порівняльного аналізу здійснено спробу відокремити перевірку рішень щодо оптимізації режимів взаємодії масиву з кріпильними конструкціями від такої за розрахунком їх деформаційно-силових характеристик, хоча в силу високого ступеня взаємозв'язку завдань такий поділ є досить умовним. Підсумкам порівняльного аналізу даних шахтних експериментів і розрахункових залежностей слід дати позитивну оцінку: відхилення для переважної більшості закономірностей змінювалися у діапазоні від декількох відсотків до 20 – 30%,

що є цілком задовільним результатом щодо надійності гірничотехнічних розрахунків. Узагальнюючи весь обсяг виконаних досліджень необхідно констатувати:

– доведено адекватність досліджуваним геомеханічним умовам розробленої методики оптимізації режимів взаємодії масиву гірських порід з кріпильними конструкціями на прикладах цілої низки їх варіантів; методика дозволяє мінімізувати навантаження на кріплення у конкретній геомеханічній ситуації ведення очисних робіт;

– обґрунтовано достовірність методики вибору раціональних кріпильних конструкцій з режимом роботи, близькому до оптимального;

– аналітично та експериментально обґрунтовано область доцільного застосування комбінованих анкерних систем для підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються у слабометаморфізованому вуглевмісному масиві – умови обмеження раціонального використання комбінованих анкерних систем: досить стійка безпосередня покрівля з розрахунковим опором стиску заанкерованих порід  $R_{зак} \geq 14 - 20$  МПа при діапазоні зміни геомеханічного показника  $H / R \leq 45 - 50$  МПа.

5. Розроблено методики оптимізації режимів взаємодії масиву з кріпильними конструкціями та вибору їх раціональних параметрів з урахуванням застосування інноваційних комбінованих анкерних систем. Методики прийнято до використання на шахтах ПрАТ «ДТЕК Павлоградвугілля»; вони дозволяють мінімізувати прояви гірського тиску та здійснювати єдину стратегію ресурсозберігаючого вдосконалення кріпильних конструкцій виїмкових виробок, що повторно використовуються і підтримуються у вуглевмісному масиві слабометаморфізованих гірських порід.

## ВИСНОВКИ

Дисертація є завершеною науково-дослідною роботою, в якій вирішено актуальну наукову проблему оптимізації режимів взаємодії вуглевмісного масиву слабометаморфізованих порід з інноваційними кріпильними конструкціями, які включають комбіновані анкерні системи для підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються; сутність результатів полягає в обґрунтуванні механізму та встановленні закономірностей впливу деформаційно-силових характеристик кріпильних конструкцій на процес мінімізації параметрів проявів гірського тиску, що дозволило сформувати єдину стратегію їх ресурсозберігаючого вдосконалення для підвищення надійності відпрацювання вугільних пластів у складних гірничо-геологічних умовах.

Основні наукові та практичні результати полягають у наступному.

1. На базі аналізу існуючих ресурсозберігаючих технологій підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються, із застосуванням сталеполімерних і канатних анкерів обґрунтовано необхідність розробки механізму зрушення заанкерованого вуглевмісного масиву у взаємозв'язку і взаємовпливі всіх кріпильних елементів між собою з обов'язковим урахуванням особливостей текстури прилеглих порід. Сформовано базу для визначення кількісних закономірностей взаємозв'язку геомеханічних факторів і деформаційно-силових характеристик інноваційних кріпильних конструкцій, що включають комбіновані анкерні системи.

2. Вперше розроблено методичні принципи мінімізації навантаження на кріпильну конструкцію виїмкових виробок, що повторно використовуються, побудовані на комбінації багатоваріантних розрахунків за допомогою МСЕ (визначення деформаційно-силової характеристики масиву, що знеміцнюється) та положень нормативних документів з розрахунку розмірів склепіння природної рівноваги (деформаційно-силова характеристика порід склепіння). Тестування методичних принципів і результатів мінімізації навантаження на кріпильну конструкцію в умовах слабометаморфізованих порід вуглевмісної товщі показало їх достатню адекватність і достовірність.

3. Вперше встановлено закономірності впливу геомеханічних факторів на вибір оптимальних параметрів деформаційно-силової характеристики кріпильної конструкції: її мінімально необхідна реакція і величина піддатливості. Закономірності отримані у вигляді графіків і рівнянь регресії з розрахунку оптимальних параметрів взаємодії.

4. Обґрунтовано нові методичні положення послідовної реалізації етапів з оптимізації режимів роботи кріпильної конструкції, що включає рамне кріплення у поєднанні з комбінацією сталеполімерних і канатних анкерів. Розкрито сутність трьох підходів до вирішення проблеми розрахунку деформаційно-силових характеристик елементів, що складають дану кріпильну конструкцію, які базуються на поєднанні та взаємному доповненні результатів досліджень на основі багатоваріантних обчислювальних експериментів та аналітичних методів будівельної механіки зі сполучною ланкою у вигляді розвитку уявлень про механізм взаємодії вантажонесучих елементів між собою і з прилеглим породним масивом у зоні впливу очисних робіт.

5. Розроблено схематичні уявлення про механізм утворення розпирних структур і зв'язку їх деформаційно-силових характеристик з текстурними особливостями порід покрівлі в межах досяжності зміцнюючого ефекту від канатних анкерів. Вперше розроблено загальний і пошаровий механізм опору кожної розпирно-блокової структури, що входить в армопородну конструкцію.

6. Обґрунтовано принцип поєднання технологічних прийомів обчислювального експерименту з класичними положеннями методів будівельної механіки, на основі якого розроблено нову методіку оцінки стану та розрахунку деформаційно-силової характеристики армопородної структури.

7. Встановлено вплив міцності порід заанкерованої покрівлі на деформаційно-силову характеристику кріпильної конструкції та її зв'язок з геомеханічним показником  $H / R$ . Отримано три групи емпіричних функцій для повного опису режимів роботи кріпильної конструкції, які спільно з критеріями мінімізації гірського тиску створили основу для пошуку оптимальних рішень з ресурсозберігаючого забезпечення стійкості виїмкових виробок, що повторно

використовуються і підтримуються у слабометаморфізованому масиві порід незначної міцності.

8. На конкретних прикладах доведено можливість досягнення цілком задовільної відповідності деформаційно-силової характеристики кріпильних конструкцій оптимальним значенням, за яких мінімізується інтенсивність проявів гірського тиску. Обґрунтовано, що саме режим роботи кріпильної конструкції, близький до оптимального, дозволяє на непрямих показниках (зміщення контуру виробки, величина втрати площі її поперечного перерізу, ріст нахльосту в замкових з'єднаннях рамного кріплення), які визначаються експериментально, оцінити ступінь адекватності й достовірності розроблених методик оптимізації параметрів взаємодії масиву з кріпленням і розрахунку його раціональної деформаційно-силової характеристики.

9. Отримано сім'ю рівнянь регресії, що визначають режим опору цілої низки кріпильних конструкцій. За параметрами максимального опору  $P_{\max}$  та максимальної піддатливості  $u_{\max}$  з'явилася можливість обґрунтованого вибору кріпильних конструкцій практично для всього діапазону варіації геомеханічних умов підтримання виробок у слабометаморфізованому гірському масиві.

10. Оцінку ступеня адекватності та достовірності результатів аналітичних досліджень проведено за сукупністю інструментальних шахтних спостережень в діючих виробках та на основі технічної документації маркшейдерських зйомок на вже відпрацьованих виїмкових ділянках. Підсумками порівняльного аналізу даних шахтних експериментів та розрахункових залежностей слід дати позитивну оцінку: відхилення для переважної більшості закономірностей змінювалися у діапазоні від кількох відсотків до 20–30%, що є цілком задовільним результатом щодо надійності гірничотехнічних розрахунків. Узагальнюючи весь обсяг виконаних досліджень, необхідно констатувати:

– доведено адекватність досліджуваним геомеханічним умовам розробленої методики оптимізації режимів взаємодії масиву гірських порід з кріпильними конструкціями на прикладах цілої низки їх варіантів; методика дозволяє мінімізувати навантаження на кріплення у конкретній геомеханічній

ситуації ведення очисних робіт;

– обґрунтовано достовірність методики вибору раціональних кріпильних конструкцій з режимом роботи, близьким до оптимального;

– аналітично та експериментально обґрунтовано область доцільного застосування комбінованих анкерних систем для підтримання виїмкових виробок, що повторно використовуються у слабометаморфізованому вуглевмісному масиві – умови обмеження раціонального використання комбінованих анкерних систем: досить стійка безпосередня покрівля з розрахунковим опором стиску заанкерованих порід  $R_{zak} \geq 14 - 20$  МПа при діапазоні зміни геомеханічного показника  $H / R \leq 45 - 50$  м/МПа.

11. Методики прийнято до використання на шахтах ПрАТ «ДТЕК Павлоградвугілля», вони дозволяють мінімізувати прояви гірського тиску та здійснювати єдину стратегію ресурсозберігаючого вдосконалення кріпильних конструкцій виїмкових виробок, що повторно використовуються і підтримуються у вуглевмісному масиві слабометаморфізованих гірських порід.

12. Загальна протяжність виробок, що повторно використовувались та підтримувались завдяки запропонованим рекомендаціям на шахтах ім. Героїв Космосу та «Павлоградська» ПрАТ «ДТЕК Павлоградвугілля» складає 21,5 км (за період 2017 – 2023 рр.).

13. Сумарний фактичний економічний ефект від впровадження наукових розробок на шахтах ПрАТ «ДТЕК Павлоградвугілля» становить 388,35 млн грн, участь автора – 77,67 млн грн.



## СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. World Coal. (2020). *WCA comments on IEA Energy Technology Perspectives Report*. Режим доступу: <https://www.worldcoal.com/coal/14092020/wca-comments-on-iea-energy-technology-perspectives-report/>
2. Енергетика. Електроенергетика та охорона навколишнього середовища. Функціонування енергетики в сучасному світі. Історія, сучасність і майбутнє. (2012). *Розділ 2. Об'єми та структура світового виробництва енергії*. Режим доступу: <http://energetika.in.ua/ua/books/book-5/part-5/section-2>
3. Статистический ежегодник мировой энергетики. (2020). *Внутреннее потребление каменного угля и лигнита*. Режим доступу: <https://yearbook.enerdata.ru/coal-lignite/coal-world-consumption-data.html>
4. Ricketts, B. (2019). Eurocoal. *Changing the face of coal: an outline strategic research agenda for future coal-related RTD in the European Union*. Режим доступу: [https://ec.europa.eu/energy/sites/ener/files/documents/12.1\\_euracoal.pdf](https://ec.europa.eu/energy/sites/ener/files/documents/12.1_euracoal.pdf)
5. Dubiński, J., Prusek, S., Turek, M., & Wachowicz, J. (2020). Hard Coal Production Competitiveness in Poland. *Journal of Mining Science*, (56), 322-330. <https://doi.org/10.1134/S1062739120026806>
6. *World Energy Outlook 2020*. (2020). Режим доступу: <https://www.iea.org/reports/world-energy-outlook-2020>
7. Міністерство енергетики України. (2020). *Звіт про стан реалізації Енергетичної стратегії України на період до 2035 року «Безпека, енергоефективність, конкурентоспроможність» за 2019 рік*. Режим доступу: <http://mpe.kmu.gov.ua/minugol/doccatalog/document?id=245472866>
8. Міністерство енергетики та вугільної промисловості України. (2019). *Основні показники розвитку паливно-енергетичного комплексу*. Режим доступу: <http://mpe.kmu.gov.ua/minugol/doccatalog/document?id=245416376>
9. Річні звіти ДТЕК. *Інтегрований звіт 2019, фінансові та нефінансові результати*. Режим доступу: [https://dtek.com/content/announces/dtek\\_integrovaniy-zvit-](https://dtek.com/content/announces/dtek_integrovaniy-zvit-)

[2019\\_pdf\\_s194\\_t3225.pdf](#)

10. ДТЭК Энерго. (2021). *ТЭС ДТЭК Энерго работают выше плана Минэнерго для стабилизации энергосистемы*. Режим доступа:

<https://energo.dtek.com/ru/media-center/press/tes-dtek-energo-rabotayut-vyshe-plana-minenergo-dlya-stabilizatsii-energositemy--ildar-saleev/>

11. Bock, S., Prusek, S., Rotkegel, M. (2009). Design and control of working support in Polish coal mines based on three-dimensional numerical modeling. In *28th International Conference on Ground Control in Mining* (pp. 113-120). Morgantown, USA: Department of Mining Engineering.

12. Song, G., Li, W., Wang, B., & Ho, S. (2017). A Review of Rock Bolt Monitoring Using Smart Sensors. *Sensors*, 17(4), 776.

<https://doi.org/10.3390/s17040776>

13. Skipochka, S., Krukovskyi, O., Serhienko, V., & Krasovskyi, I. (2019). Non-destructive testing of rock bolt fastening as an element of monitoring the state of mine workings. *Mining of Mineral Deposits*, 13(1), 16-23.

<https://doi.org/10.33271/mining13.01.016>

14. Rahimi, B., Sharifzadeh, M., Feng, X.T. (2020). Ground behaviour analysis, support system design and construction strategies in deep hard rock mining – Justified in Western Australian’s mines. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 12(1), 1-20. <https://doi.org/10.1016/j.jrmge.2019.01.006>

15. Małkowski, P., Niedbalski, Z., Majcherczyk, T., & Bednarek, Ł. (2020). Underground monitoring as the best way of roadways support design validation in a long time period. *Mining of Mineral Deposits*, 14(3), 1-14.

<https://doi.org/10.33271/mining14.03.001>

16. Stacey, T.R. (2016). Innovative and controversial support for rockbursting conditions. In *8th International Symposium on Ground Support in Mining and Underground Construction*. Lulea, Sweden: Lulea University of Technology.

17. Louchnikov, V., & Sandy, M. (2017). Selecting an optimal ground support system for rockbursting conditions. In *8th International Conference on Deep and High Stress Mining, Australian Centre for Geomechanics* (pp. 613-623). Perth. Australia:

Australian Centre for Geomechanics.

[https://doi.org/10.36487/ACG\\_rep/1704\\_41\\_Louchnikov](https://doi.org/10.36487/ACG_rep/1704_41_Louchnikov)

18. Jonsson, L., Töyrä, J., Woldemedhin, B., & Krekula, H. (2013). Rock support in the Kiirunavaara Mine. In *7th International Symposium on Ground Support in Mining and Underground Construction*. (pp. 401-409). Perth, Australia: Australian Centre for Geomechanics.

[https://doi.org/10.36487/acg\\_rep/1304\\_26\\_jacobsson](https://doi.org/10.36487/acg_rep/1304_26_jacobsson)

19. Kaiser, P.K., & Cai, M. (2012). Design of rock support system under rockburst condition. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 4(3), 215-227. <https://doi.org/10.3724/sp.j.1235.2012.00215>

20. Li, C.C. (2017). Parameters required for the design on rock support in high-stress masses. *ISRM AftiRock*. Cape Town, South Africa.

21. Krukovskyi, O., Krukovska, V., & Vynohradov, Yu. (2017). Mathematical modeling of unsteady water filtration into anchored mine opening. *Mining of Mineral Deposits*, 11(2), 21-27. <https://doi.org/10.15407/mining11.02.021>

22. Feng, X.T., & Hudson, J.A. (2011). *Rock Engineering Design*. London: CRC Press, Taylor & Francis Group, 468 p.

23. Rotkegel, M., & Bock, S. (2015). Impact of bearing plates dimensions on interaction of mine workings support and rock mass. *Journal of Sustainable Mining*, 14(1), 12-20. <https://doi.org/10.1016/j.jsm.2015.08.003>

24. Małkowski, P., Niedbalski, Z., & Balarabe, T. (2020). A statistical analysis of geomechanical data and its effect on rock mass numerical modeling: a case study. *International Journal of Coal Science & Technology*. <https://doi.org/10.1007/s40789-020-00369-2>

25. Jing, L. (2003). A review of techniques, advances and outstanding issues in numerical modelling for rock mechanics and rock engineering. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 40(3), 283-353. [https://doi.org/10.1016/s1365-1609\(03\)00013-3](https://doi.org/10.1016/s1365-1609(03)00013-3)

26. Tripathi, A.K., Kumar, S., Ansari, Md E., Kumar, A. & Agarwal, R. (2019). Design of Roof bolting System in an underground coal mines – A numerical

modelling approach. *Journal of Emerging Technologies and Innovative Research*, 6(4), 76-80. <https://doi.org/10.1729/Journal.20526>

27. Li, C.C. (2017). Principles of rockbolting design. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 9(3), 396-414. <https://doi.org/10.1016/j.jrmge.2017.04.002>

28. Skipochka, S., Krukovskyi, O., Serhiienko, V., & Krasovskyi, I. (2019). Physical modeling of the rock bolt interaction with the rock massif. *E3S Web of Conferences*, (123), 01002. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/201912301002>

29. Восприятие нагрузки анкерной крепью, работающей самостоятельно и в комбинации с рамной крепью, при экспериментах на моделях и в шахтных условиях. (2020). Режим доступа: <http://fccland.ru/gornoe-davlenie/8663-vospriyatie-nagruzki-ankernoj-krepyu-rabotayuschej-samostoyatelno-i-v-kombinacii-s-ramnoy-krepyu-pri-eksperimentah-na-modelyah-i-v-shahtnyh-usloviyah.html>

30. Rotkegel, M. (2013). LPw Steel Arch Support – Designing and Test Results. *Journal of Sustainable Mining*, 12(1), 34-40. <https://doi.org/10.7424/jsm130107>

31. Ficek, P., Kuczowicz, K., Wróbel, S., & Rotkegel, M. (2019). Load Capacity of steel arches with shotcrete coating. *E3S Web of Conferences*, (133), 02006. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/201913302006>

32. Sakhno, I., Sakhno, S., Isaienkov, O., & Kurdiumow, D. (2019). Laboratory studies of a high-strength roof bolting by means of self-extending mixtures. *Mining of Mineral Deposits*, 13(2), 17-26. <https://doi.org/10.33271/mining13.02.017>

33. Snihur, V., Bondarenko V., Kovalevska I., Husiev O., & Shaikhlislamova I. (2022). Optimization solution substantiation for resource-saving maintenance of workings. *Mining of Mineral Deposits*, 16(1), 9-18. <https://doi.org/10.33271/mining16.01.009>

34. Mark, C., Molinda, G.M., Dolinar, D.R. (2001). Analysis of roof bolt systems. In *20th International Conference on Ground Control in Mining* (pp. 218-225). Morgantown, USA: West Virginia University.

35. Syd S. Peng. (2005). *Evaluation of Roof Bolting Requirements Based on In-Mine Roof Bolter Drilling*. Morgantown, USA: West Virginia University, 208 p. <https://doi.org/10.2172/860172>

36. Salcher, M., & Bertuzzi, R. (2018). Results of pull tests of rock bolts and cable bolts in Sydney sandstone and shale. *Tunnelling and Underground Space Technology*, (74), 60-70. <https://doi.org/10.1016/j.tust.2018.01.004>

37. Kang, H., Yang, J., & Meng, X. (2015). Tests and analysis of mechanical behaviours of rock bolt components for China's coal mine roadways. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 7(1), 14-26. <https://doi.org/10.1016/j.jrmge.2014.12.002>

38. Дудка, І.В. (2016). *Обґрунтування параметрів способу кріплення та охорони конвеєрних шпруків для повторного їх використання в складних гірничо-геологічних умовах*. Дис. на здобуття наук. ступеня кандидата техн. наук. Спец.: 05.15.04. Дніпро, Україна: НГУ, 269 с.

39. Цікра, О.А. (2010). *Розробка способів підвищення несучої здатності анкерного кріплення при рамно-анкерному підтриманні виробок у нестійких породах*. Дис. на здобуття наук. ступеня кандидата техн. наук. Спец.: 05.15.02. Дніпропетровськ, Україна: ІГТМ НАН України, 130 с.

40. Круковський, О.П., Круковська, В.В., Адорська, Л.Г., & Буліч, Ю.О. (2022). Розвиток і застосування технології опорно-анкерного кріплення гірничих виробок в умовах вугільних шахт. *Вісті Донецького гірничого інституту*, 2(51), 54-66.

41. Kovalevska, I., Zhuravkov, M., Chervatiuk, V., Husiev, O., & Snihur, V. (2019). Generalization of trends in the influence of geomechanics factors on the choice of operation modes for the fastening system in the preparatory mine workings. *Mining of Mineral Deposits*, 13(3), 1-11. <https://doi.org/10.33271/mining13.03.001>

42. Majcherczyk, T., Niedbalski, Z., Małkowski, P., & Bednarek, Ł. (2014). Analysis of yielding steel arch support with rock bolts in mine roadways stability aspect. *Archives of Mining Sciences*, 59(3), 641-654. <https://doi.org/10.2478/amsc-2014-0045>

43. Begalinov, A., Almenov, T., Zhanakova, R., & Bektur, B. (2020). Analysis of the stress deformed state of rocks around the haulage roadway of the Beskempir field (Kazakhstan). *Mining of Mineral Deposits*, 14(3), 28-36. <https://doi.org/10.33271/mining14.03.028>

44. Sun, L., Wu, H., Yang, B., & Li, Q. (2015). Support failure of a high-stress soft-rock roadway in deep coal mine and the equalized yielding support technology: a case study. *International Journal of Coal Science & Technology*, 2(4), 279-286. <https://doi.org/10.1007/s40789-015-0093-y>

45. Malkowski, P., Niedbalski, Z., & Majcherczyk, T. (2016). Roadway design efficiency indices for hard coal mines. *Acta Geodynamica et Geomaterialia*, 13(2), 201-211. <https://doi.org/10.13168/agg.2016.0002>

46. Brodny, J. (2010). Determining the working characteristic of a friction joint in a yielding support. *Archives of Mining Sciences*, 55(4), 733-746.

47. Халимендик, Ю.М., Назаренко, В.А., Бруй, А.В., & Заболотная, Ю.А. (2010). Исследование деформирования сечений выработок, поддерживаемых на отработанных участках. *Проблеми гірського тиску*, (18), 104-115.

48. Солодянкін, О.В., Дудка, І.В., Терещук, Р.М., & Григор'єв, О.Є. (2017). *Охорона підготовчих виробок, що використовують повторно, в умовах антрацитових шахт*. Дніпро: НГУ, 161 с.

49. Молдагожина, М.К. (2018). *Разработка комбинированной податливой крепи с регулируемой несущей способностью*. Дисс. на соискание учен. степени доктора философии. Спец.: 6D070700. Алматы, Республика Казахстан: Казахский НИТУ им. К.И. Сатпаева, 128 с.

50. Халімендик, Ю.М., Халімендик, В.Ю., Захарова, Л.М., & Назимко, В.В. (2018). Стендові випробування сталевого піддатливого рамного кріплення. *Науковий вісник НГУ*, (4), 86-91.

51. Шестопапов, І.М. (2014). *Обгрунтування параметрів рамно-анкерного кріплення для підтримання підготовчих виробок глибоких шахт*. Дис. на здобуття наук. ступеня кандидата техн. наук. Спец.: 05.15.02. Донецьк, Україна: ДонНТУ, 197 с.

52. Вестник шахтера (2013). *Надежные крепи «Белозерского»*. Режим доступа: <https://gazeta-vestnik.com.ua/novosti/stati/nadezhnye-krepi-lbelozerskogor/>

53. Sakhno, I., & Sakhno, S. (2023). Numerical Studies of Floor Heave Control in Deep Mining Roadways with Soft Rocks by the Rock Bolts Reinforcement Technology. *Advances in Civil Engineering*, 1-23. <https://doi.org/10.1155/2023/2756105>

54. Krukovska, V., & Krukovskiy, O. (2023). Supporting a Mine Working with a Shelter in Various Mining and Geological Conditions. *Inzynieria Mineralna*, (1), 45-52.

55. Хлебников, П.К. (2019). *Обоснование рациональных параметров рамно-анкерной крепи подземных горных выработок, находящихся в зоне влияния очистных работ (на примере шахты «Соколовская» АО «ССГПО», Республика Казахстан)*. Дисс. на соискание учен. степени кандидата техн. наук. Спец.: 25.00.22. Екатеринбург, Россия: УГГУ, 172 с.

56. Кусень, О.Б., & Назимко, В.В. (2019). Моделирование работы комбінованого кріплення роздільного та сумісного опору. *Вісті Донецького гірничого інституту*, 1(44), 65-72. <https://doi.org/10.31474/1999-981x-2019-1-65-72>

56. Касьяненко, А.Л. (2017). *Обеспечение устойчивости пород почвы выемочных выработок при наличии в их текстуре прочных слоев*. Дисс. на соискание учен. степени кандидата техн. наук. Спец.: 25.00.22. Донецк, 237 с.

57. Li, Q., Shi, W., & Qin, Z. (2016). Effect of bolting on roadway support in extremely weak rock. *SpringerPlus*, 5(1), 1355. <https://doi.org/10.1186/s40064-016-3031-6>

58. Li, Q., Shi, W., & Yang, R. (2016). Deformation mechanisms in a coal mine roadway in extremely swelling soft rock. *SpringerPlus*, 5(1), 1310. <https://doi.org/10.1186/s40064-016-2942-6>

59. Bondarenko, V., Hardygora, M., Symanovych, H., Sotskov, V., & Snihur, V., (2016). Numerical methods of geomechanics tasks solution during coal deposits' development. *Mining of Mineral Deposits*, 10(3), 1-12. <https://doi.org/10.15407/mining10.03.001>

60. Majcherczyk, T., Małkowski, P., & Niedbalski, Z. (2011). Stand-and-roof-bolting support: an effective way of roadway reinforcement. In *22nd World Mining Congress & Expo* (pp. 279-285). Ankara, Turkey: Aydogdu Ofset.

61. Diomin, V., Nemova, N., Akhmetzhanov, M., & Dvuzhilova, S. (2017). Technology of two-level supporting working contours. *Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu*, (1), 39-43.

62. Гайко, Г.І. (2006). *Конструкції кріплення підземних споруд*. Алчевськ, Україна: ДонДТУ, 133 с.

63. Krukovskiy, O. P., Kurnosov, S. A., Makeyev, S. Yu., & Stadnychuk, M. M. (2023). Determination of the Reliability of Mine Support Equipment Considering Its Deformation Risks. *Strength of Materials*, 55(3), 475-483. <https://doi.org/10.1007/s11223-023-00540-5>

64. Bondarenko, V., Kovalevska, I., Symanovych, H., Barabash, M., Chervatiuk, V., Husiev, O., & Snihur, V. (2020). *Combined roof-bolting systems of mine workings*. London: CRC Press, Taylor & Francis Group, 281 p. <https://doi.org/10.1201/9781003081432>

65. Krukovskiy, O., Bulich, Y., & Zemlianaia, Y. (2019). Modification of the roof bolt support technology in the conditions of increasing coal mining intensity. *E3S Web of Conferences*, (109), 00042. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/201910900042>

66. Skipochka, S. (2019). Conceptual basis of mining intensification by the geomechanical factor. *E3S Web of Conferences*, (109), 00089. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/201910900089>

67. Баришніков, А.С. (2016). *Закономірності деформування системи «кріплення – масив» у слабких породах у зоні впливу очисних робіт*. Дис. на здобуття наук. ступеня кандидата техн. наук. Спец. 05.15.01. Дніпропетровськ, Україна: НГУ, 19 с.

68. Grechishkin, P., Pozolotin, A., Zayatdinov, D., & Sharov, V.N. (2015). Estimate of efficiency of two-level rock bolting at junctions in coal mines. *Gornyi Zhurnal*, (8), 48-52.



69. Солодянкін, О.В., Дудка, І.В., Григор'єв, О.Є., & Солодянкіна, О.А. (2018). Вдосконалена методика проведення інструментальних вимірювань у виробках з металевим арочним кріпленням. *Вісник Криворізького національного університету*, (47), 14-20.

70. Zhang, K., Zhang, G., Hou, R., Wu, Y., & Zhou, H. (2015). Stress evolution in roadway rock bolts during mining in a fully mechanized longwall face, and an evaluation of rock bolt support design. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 48(1), 333-344. <https://doi.org/10.1007/s00603-014-0546-4>

71. Sun, H.Y., Wong, L.N.Y., Shang, Y.Q., Lu, Q., & Zhan, W. (2010). Systematic monitoring of the performance of anchor systems in fractured rock masses. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 47(6), 1038-1045.

72. Jayanthu, S., & Venkateswarlu, V. (2008). Strata Behaviour in Development and Depillaring workings supported with Roof Bolt and Cable Bolts. In *Trends in Strata Control Techniques & Instrumentation for Enhancing Safety in Coal Mines* (pp. 145-153). Rourkela, India: Mining Department National Institute of Technology Rourkela.

73. Maghous, S., Bernaud, D., & Couto, E. (2012). Three dimensional numerical simulation of rock deformation in bolt-supported tunnels: A homogenization approach. *Tunnel Underground Space Technology*, (31), 68-79. <https://doi.org/10.1016/j.tust.2012.04.008>

74. Gao, F., & Kang, H. (2008). Effect of pre-tensioned rock bolts on stress redistribution around a roadway – insight from numerical modeling. *Journal of China University of Mining and Technology*, 18(4), 509-515. [https://doi.org/10.1016/s1006-1266\(08\)60285-0](https://doi.org/10.1016/s1006-1266(08)60285-0)

75. Han, F.S., & Wu, X.L. (2013). Study on rock bolt support of roadway of coal mine using neural network. *Applied Mechanics and Materials*, (448-453), 3799-3802. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/amm.448-453.3799>

76. Gale, W.J., Mark, C., & Oyler, D. (2004). Computer Simulation of ground behavior and rock bolt interaction at Emerald Mine. In *21st International Conference*

on *Ground Control in Mining* (pp. 27-34). Morgantown, USA: West Virginia University.

77. Chen, Y., Yu, X. Bai, J. (2005). Discussion on bolt and cable supporting technique of the complex roof. *Energy Technology and Management*, (6), 6-7.

78. Kang, H., & Wang, J. (2007). Rock bolting theory and complete technology for coal roadways. *China Coal Industry Publishing House*, 13-28.

79. Chen, S.-H., Qiang, S., Chen, S.-F., & Egger, P. (2003). Composite Element Model of the Fully Grouted Rock Bolt. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 37(3), 193-212. <https://doi.org/10.1007/s00603-003-0006-z>

80. Xiu Z., & Jiang J. 2004. Rockbolting in gateroads of top coal caving longwall faces. In *Aachen International Mining Symposium* (pp.195-210). Aachen, Germany: RWTH Aachen University.

81. Маланчук, З.Р., Козяр, В.О., Поліщук, А.М. (2016). *Механіка гірських порід*. Рівне, Україна: НУВГП, 188 с.

82. Hencher, S. (2015). *Practical Rock Mechanics*. CRC Press, Taylor & Francis Group, 378 p.

83. Ishchenko, K.S., Krukovskiy, A.P., Krukovskaya, V.V., & Ishchenko, A.K. (2012). Physical and numeral modeling of stressed-deformed state of the rock massif in the working face. *Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu*, (2), 85-91.

84. Barabash, M., Salieiev, I., & Symanovych, H. (2021). Technical and technological aspects of the coal mine closure based on the geomechanical component assessment. *Mining of Mineral Deposits*, 15(3), 7-15. <https://doi.org/10.33271/mining15.03.007>

85. Bondarenko, V., Hardygora, M., Symanovych, H., Sotskov, V., & Snihur, V. (2016). Numerical methods of geomechanics tasks solution during coal deposits' development. *Mining of Mineral Deposits*, 10(3), 1-12. <https://doi.org/10.15407/mining10.03.001>

86. Григор'єв, С.П. (2017). Систематизація гірничо-геологічних умов вугільних шахт. *Геотехнічна механіка*, (132), 149-156.

87. Бондаренко, В.І., Кузьменко, О.М., Гайдук, В.А. та ін. (2005). *Технологія підземної розробки пластових родовищ корисних копалин*. Дніпропетровськ, Україна: НГУ, 708 с.

88. Бондаренко, В.І., Ковалевська, І.А., Медяник В.Ю., & Руденко, М.К. (2020). *Вугільна шахта*. Дніпро, Україна: НТУ «Дніпровська політехніка», 360 с.

89. Кириченко, В.Я., Иванов, С.П., & Гладнев, В.В. (2007). *Рамные крепи для широкого спектра горногеологических условий современных шахт. Школа подземной разработки*, 151-154.

90. Snihur, V., Bondarenko, V., Kovalevska, I., Husiev, O., & Shaikhislamova, I. (2022). Optimization solution substantiation for resource-saving maintenance of workings. *Mining of Mineral Deposits*, 16(1), 9-18. <https://doi.org/10.33271/mining16.01.009>

91. Глушко, В.Т., Ваганов, Н.И., Кравцов, И.С., & Усаченко Б.М. (1969). *Исследование физико-механических свойств горных пород и проявлений горного давления в подготовительных выработках глубоких шахт Донбасса*. Київ, Україна: Наукова думка, 72 с.

92. Weber, H. (1916). Gebirgs bruck als die Ursache des Auftretens von Schlagwettern, Blasern, Gasausbruchen und Gebirgsschlagen. *Gluckauf*, 1025.

93. Haack, W. (1928). Die Erforschung des gebirgsdruckes. *Gluckauf*, (22), 18-22.

94. Gillitzer, G. (1928). Das wessen des Gebirgdruckes und dessen Ansnutzung beim Abbaubetriebe des Mausfelder Bkaufergbau. *Gluckauf*, (64), 68-77.

95. Феннер, Р. (1961). Исследование горного давления. *Вопросы теории горного давления*, 5-58.

96. Лабасс, А. (1961). Давление горных пород в угольных шахтах. *Вопросы теории горного давления*, 59-99.

97. Weber, H. (1916). Gebirgsbruck als tie Ursache des Auftretens von Schlagwettern, Blasern, Cfsansbruchen und Gebirgsshlagen. *Gluckauf*, S. 1025.

98. Nehrii, S., Sakhno, S., Sakhno, I., & Nehrii, T. (2018). Analyzing kinetics of deformation of boundary rocks of mine workings. *Mining of Mineral Deposits*, 12(4), 115-120. <https://doi.org/10.15407/mining12.04.115>

99. Заславський, Ю.З., Зорин, А.Н., & Черняк, И.Л. (1972). *Расчеты параметров крепи выработок глубоких шахт*. Київ, Україна: Техніка, 156 с.

100. Булгаков, В.М., Яременко, В.В., Черниш, О.М., & Березовий, М.Г. (2017). *Теоретична механіка*. Київ, Україна: Центр навчальної літератури, 640 с.

101. Янс, Г. (1962). Влияние сопротивления крепи на уменьшение сечения выработки. *Глюкауф*, (25), 1713-1725.

102. Эверлинг, Г. (1962). Исследование на моделях взаимодействия горных пород и крепи выемочных штреков. *Глюкауф*, (25), 1725-1736.

103. Бройнер, Г. (1965). Конвергенция и сопротивление крепи в горизонтальных выработках, особенно подверженных деформациям. *Глюкауф*, (25), 13-18.

104. Гребьонкін, С.С., Самойлов, В.Л., & Петренко, Ю.А. (2008). *Управління станом масиву гірських порід*. Донецьк, Україна: ДонНТУ, 231 с.

105. Симанович, Г.А. (1993). *Управление режимами взаимодействия породного массива с крепью горных выработок на основе регулирования ее деформационно-силовой характеристикой*. Дисс. на соискание учен. степени доктора техн. наук. Спец.: 05.15.02; 05.15.11. Днепропетровск, Украина: ИГТМ НАН Украины, 408 с.

106. Симанович, Г.А. (2005). *Устойчивость подземных горных выработок*. Днепропетровск: Системные технологии, 164 с.

107. Ляшок, Я.О., Подкопаєв, С.В., Бачурін, Л.Л., Бойченко, Г.Е., & Ткачук, О.М. (2022). Вплив деформаційних властивостей охоронних споруд підготовчих виробок на їх стійкість за довжиною виїмкової дільниці. *Вісті Донецького гірничого інституту*, 1(50), 68-80.

108. Виноградов, В.В. (1989). *Геомеханика управления состоянием массива вблизи горных выработок*. Київ: Наукова думка, 192 с.

109. Mityushev, V., Nawalaniec, W., & Rylko, N. (2021). *Introduction to Mathematical Modeling and Computer Simulations*. Boca Raton, USA: CRC Press, Taylor & Francis Group, 474 p.

110. Скипочка, С.И., Мухин, А.В., & Черватюк, В.Г. (2002). *Геомеханика охраны выемочных штреков в неустойчивых породах*. Днепропетровск: НГА Украины, 125 с.

111. Petlovanyi, M., Sai, K., Malashkevych, D., Popovych, V., & Khorolskyi, A. (2023). Influence of waste rock dump placement on the geomechanical state of underground mine workings. *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*, 1156(1), 012007. <https://doi.org/10.1088/1755-1315/1156/1/012007>

112. Ковалевская, И.А. (2003). *Геомеханика взаимодействия элементов системы «горный массив – упрочненные породы – крепь подземных выработок»*. Днепропетровск: НГА Украины, 234 с.

113. Ковалевская, И.А. (2004). *Геомеханика управления устойчивостью пространственной системы «массив – упрочненные породы – крепь подземных выработок»*. Дисс. на соискание учен. степени доктора техн. наук. Спец.: 05.15.11. Днепропетровск, Украина: НГУ, 349 с.

114. Kovalevska, I., Barabash, M., & Snihur, V. (2018). Development of a research methodology and analysis of the stress state of a parting under the joint and downward mining of coal seams. *Mining of Mineral Deposits*, 12(1), 76-84. <https://doi.org/10.15407/mining12.01.076>

115. Kovalevska, I., Barabash, M., Husiev, O., & Snihur, V. (2018). Interaction of deformation-strength characteristics of the support load-bearing elements in the preparatory workings. *E3S Web of Conferences*, (60), 00002. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/20186000002>

116. Kovalevska, I., Pilecki, Z., Husiev, O., & Snihur, V. (2019). Assessment of the mutual influence of deformation-strength characteristics of the fastening system elements. *E3S Web of Conferences*, (123), 01006. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/201912301006>

117. Bondarenko, V., Kovalevska, I., Cawood, F., Husiev, O., Snihur, V., & Jimu, D. (2021). Development and testing of an algorithm for calculating the load on support of mine workings. *Mining of Mineral Deposits*, 15(1), 1-10. <https://doi.org/10.33271/mining15.01.001>

118. Pivnyak, G., Bondarenko, V., & Kovalevska, I. (Eds.). (2015). *New Developments in Mining Engineering 2015*. London, United Kingdom: CRC Press, Taylor & Francis Group. <https://doi.org/10.1201/b19901>

119. СОУ 10.1.00185790.011:2007. (2008). *Підготовчі виробки на пологих пластах. Вибір кріплення, способів і засобів охорони*. Стандарт Мінвуглепрому України. Донецьк: Видавництво ДонВУГІ, 114 с.

120. КД 12.01.01.201-98. (1998). *Расположение, охрана и поддержание горных выработок при отработке угольных пластов на шахтах*. Київ: Український науково-дослідний маркшейдерський інститут, 49 с.

121. Bondarenko, V., Kovalevs'ka, I., & Ganushevych, K. (2014). *Progressive Technologies of Coal, Coalbed Methane, and Ores Mining*. London, United Kingdom: CRC Press, Taylor & Francis Group. <https://doi.org/10.1201/b17547>

122. Bondarenko, V., Kovalevs'ka, I., & Fomychov, V. (2012). Features of carrying out experiment using finite-element method at multivariate calculation of “mine massif – combined support” system. *Geomechanical Processes during Underground Mining – Proceedings of the School of Underground Mining*, 7-13. <https://doi.org/10.1201/b13157-4>

123. Pivnyak, G., Bondarenko, V., Kovalevs'ka, I., & Illiashov, M. (2012). *Geomechanical processes during underground*. London, United Kingdom: CRC Press, Taylor & Francis Group. <https://doi.org/10.1201/b13157>

124. Бондаренко, В.И., Мартовицкий, А.В., Ковалевская, И.А., & Черватюк, В.Г. (2011). *Развитие научных основ повышения устойчивости горных выработок шахт Западного Донбасса*. Днепропетровск: ЛизуновПресс, 340 с.

125. Бондаренко, В.И., Ковалевская, И.А., Симанович, Г.А., & Фомичев, В.В. (2006). *Компьютерное моделирование напряженно-деформированного состояния мелкослоистого породного массива вокруг пластовой выработки*.

*Книга 1. Допредельное деформирование системы «порода – крепь».*  
Днепропетровск: Системные технологии, 172 с.

126. Бондаренко, В.И., Ковалевская, И.А., Симанович, Г.А., & Фомичев, В.В. (2007). *Компьютерное моделирование напряженно-деформированного состояния мелкослоистого породного массива вокруг пластовой выработки.*  
*Книга 2. Предельное и запредельное состояния системы «порода – крепь».*  
Днепропетровск: Системные технологии, 198 с.

127. Бондаренко, В.И., Ильяшов, М.А., Ковалевская, И.А., Симанович, Г.А., & Фомичёв, В.В. (2008). *Прогноз перемещений контура пластовой выработки в слоистом массиве слабых пород.* Днепропетровск: Системные технологии, 193 с.

128. Bondarenko, V., Kovalevska, I., Husiev, O., Snihur, V., & Salieiev, I. (2019). Concept of workings reuse with application of resource-saving bolting systems. *E3S Web of Conferences*, (133), 02001.  
<https://doi.org/10.1051/e3sconf/201913302001>

129. Bondarenko, V.I., Kovalevska, I., Symanovych, H., Barabash, M., & Snihur, V., (2020). Peculiarities of mining the protecting pillar in the laminal massif of soft rocks. *Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu*, (5), 17-25.  
<https://doi.org/10.33271/nvngu/2020-5/017>

130. Ержанов, Ж.С., & Каримбаев, Т.Д. (1975). *Метод конечных элементов в задачах механики горных пород.* – Алма-Ата: Наука, 238 с.

131. Богданова, Н.В., & Богданов, О.В. (2022). *Математичне моделювання систем і процесів.* Київ, Україна: КПІ ім. Ігоря Сікорського, 84 с.

132. Krukovskiy, O., Krukovska, V., & Vynohradov, Y. (2017). Mathematical modeling of unsteady water filtration into anchored mine opening. *Mining of Mineral Deposits*, 11(2), 21-27. <https://doi.org/10.15407/mining11.02.021>

133. Ishchenko, K.S., Krukovskiy, A.P., Krukovskaya, V.V., & Ishchenko, A.K. (2012). Physical and numeral modeling of stressed-deformed state of the rock massif in the working face. *Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu*, (2), 85-91.

134. Shashenko, O.M., Hapiciev, S.M., Shapoval, V.G., & Khalymendyk, O.V. (2019). Analysis of calculation models while solving geomechanical problems in elastic approach. *Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu*, (1), 28-36. <https://doi.org/10.29202/nvngu/2019-1/21>

135. Shashenko, O., Shapoval, V., Khalymendyk, O., Andrieiev, V., Arbuzov, M., & Hubar, O., & Markul, R. (2019). Features of the nonlinear calculation of the stress-strain state of the “rock massif – excavation support” system taking into account destruction. In *23rd International Scientific Conference “Transport Means 2019”* (pp. 1356-1363). Kaunas, Lithuania: Kaunas University of Technology.

136. Nazymko, V., & Griniov, V. (2016). Implementing FLAC3D model for simulating deformation mechanism of steel frame support set by actual profile. *Mining of Mineral Deposits*, 10(1), 57-62. <https://doi.org/10.15407/mining10.01.057>

137. Yu, W. (2021). *Geomechanical Behaviors of Bimrocks*. London, United Kingdom: CRC Press, Taylor & Francis Group, 277 p.

138. Машурка, С.В. (2019). *Геомеханічне обґрунтування параметрів комбінованого кріплення і способу охорони виробок, що використовують повторно в складних гірничо-геологічних умовах*. Дис. на здобуття наук. ступеня кандидата техн. наук. Спец.: 05.15.09. Дніпро, Україна: НТУ «Дніпровська політехніка», 232 с.

139. Логунова, О.О. (2016). *Геомеханічне обґрунтування доцільності повторного використання підготовчих виробок вугільних шахт*. Дис. на здобуття наук. ступеня кандидата техн. наук. Спец.: 05.15.09. Дніпропетровськ, Україна: НГУ, 225 с.

140. Kovalevska, I., Symanovych, H., Barabash, M., & Snihur, V. (2017). Research into rock pressure manifestations in interstratal rocks during descending and simultaneous mining of C<sub>9</sub> and C<sub>10</sub><sup>top</sup> coal seams. *Mining of Mineral Deposits*, 11(1), 50-56. <https://doi.org/10.15407/mining11.01.050>

141. Xu, Q., Li, Y., Lu, J., & Zhang, L. (2020). The use of surrounding rock loosening circle theory combined with elastic-plastic mechanics calculation method



- and depth learning in roadway support. *PLOS ONE*, 15(7), e0234071. <https://doi.org/10.1371/journal.pone.0234071>
142. Bondarenko, V., Kovalevska, I., Symanovych, H., Barabash, M., & Vivcharenko, O. (2018). *Geomechanics of mine workings support systems*. The Netherlands: CRC Press/Balkema, 231 p.
143. Писаренко, Г.С. (1979). *Сопротивление материалов*. Киев: Вища школа, 696 с.
144. Симанович, А.М., Сребный, М.А., Малов, В.И., & Белинский, И.Л. (1973). *Совершенствование способов охраны подготовительных выработок*. Донецк: Донбасс, 121 с.
145. Зборщик, М.П. & Назимко, В.В. (1991). *Охрана выработок глубоких шахт в зоне разгрузки*. Київ, Україна: Техніка, 248 с.
146. Усаченко, Б.М., Кириченко, В.Я., & Шмиголь А.В. (1992). *Охрана подготовительных выработок глубоких горизонтов шахт Западного Донбасса*. Москва: ЦНИЭИуголь, 1992. – 168 с.
147. Усаченко, Б.М., Чередниченко, В.П., & Головчанский, И.Е. (1990). *Геомеханика охраны выработок в слабометаморфизованных породах*. Киев: Наукова думка, 144 с.
148. Лобков, Н.И., Носач, А.К., Бачурин, Л.Л., & Присяжный, Д.Н. (2002). Исследование скорости подвигания на работу лав. *Проблемы механики горно-металлургического комплекса*, 178-180.
149. Ильяшов, М.А., Халимендииков, Е.Н., Лобков, Н.И., Сергиенко, А.И., & Куцерубов, В.М. (2008). Оценка влияния скорости подвигания очистного забоя на вмещающие боковые породы. *Уголь Украины*, (4), 11-13.
150. Лобков, Н.И., & Порубай, В.В. (2004). Геодинамическое обоснование характера обрушения кровли в очистных забоях. *Физико-технические проблемы горного производства*, (7), 181-187.
151. Simanovich, G., Serdiuk, V., Fomichov, I. A., & Bondarenko, V. (2007). Research of Rock Stresses and Deformations Around Mining Workings. *Technical*,

*Technological and Economical Aspects of Thin-Seams Coal Mining, International Mining Forum*, 2007, 47-56. <https://doi.org/10.1201/noe0415436700.ch6>

152. Symanovych, G., Astafiev, D., Vivcharenko, O., & Snigur, V. (2015). Increasing of yielding of frame-anchor support steadiness. *New Developments in Mining Engineering 2015: Theoretical and Practical Solutions of Mineral Resources Mining*, 45-48. <https://doi.org/10.1201/b19901-9>

153. Voloshyn, O., & Ryabtsev, O. (2013). Studies of stationary supporting zone sizes varied in the course of mining operations in deep horizons. *Annual Scientific-Technical Collection – Mining of Mineral Deposits*, 71-76. <https://doi.org/10.1201/b16354-13>

154. Зборщик, М.П., & Костенко, А.В. (2003). Сохранение устойчивости подготовительных выработок высоконагруженных лав при отработке пологих пластов. *Уголь Украины*, (4), 7-11.

155. Symanovych, G.A., Chervatiuk, V.G., Snigur, V.G., & Malykhin, O.V. (2015). Displacement mechanism of above-the-coal strata and loading on support along extraction mine working behind the longwall. *Mining of Mineral Deposits*, 9(3), 299-306. <https://doi.org/10.15407/mining09.03.299>

156. Егоров, С.И., Халимендик, Ю.М., & Курченко, Э.П. (2002). Обобщение опыта крепления и охраны подготовительных. *Уголь Украины*, (5), 19-21.

157. Касьян, Н.Н., Петренко, Ю.А., & Новиков, А.О. (2009). О перспективах применения анкерной крепи на угольных шахтах Донбасса. *Научные труды ДонНТУ*, (10), 109-115.

158. Randive, K., Pingle, S., & Agnihotri, A. (2021). *Innovations in Sustainable Mining*. Springer International Publishing.

159. Kravets, V., Zaychenko, S., & Gayko, G. (2016). Increasing stability of underground mine workings by forming new geotechnical properties of adjoining layers via roller compaction. *Mining of Mineral Deposits*, 10(1), 44-49. <https://doi.org/10.15407/mining10.01.044>

160. Bondarenko, V., Kovalevska, I., Symanovych, H., Barabash, M., & Snihur, V. (2018). Assessment of parting rocks weak zones under the joint and downward mining of coal seams. *E3S Web of Conferences*, (66), 03001. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/20186603001>

161. Борзых, А.Ф., Липкович, В.И., & Рачев, А.И. (2002). Поэтапное проведение и поддержание прилегающей к лаве выработки. *Уголь Украины*, (7), 20-21.

162. Медяник, В.Ю. (2005). *Обоснование параметров способа охраны подготовительных выработок при комбинированной системе разработки пологих пластов на больших глубинах*. Автореф. дисс. на соискание учен. степени кандидата техн. наук. Спец.: 05.15.02. Днепропетровск, Украина: НГУ, 17 с.

163. Лозовский, С.П. (2004). *Обоснование параметров способа повышения устойчивости подготовительных выработок с пучащей почвой в зоне влияния очистных работ*. Автореф. дисс. на соискание учен. степени кандидата техн. наук. Спец.: 05.15.02. Днепропетровск, Украина: НГУ, 16 с.

164. Булат, А.Ф., & Виноградов, В.В. (2002). *Опорно-анкерное крепление горных выработок угольных шахт*. Днепропетровск: ИГТМ НАН Украины, 372 с.

165. Байсаров, Л.В., Ильяшов М.А., & Демченко, А.И. (2005). *Геомеханика и технология поддержания повторно используемых горных выработок*. Днепропетровск: Лира ЛТД, 240 с.

166. Chang, J.C., & Xie, G.X. (2012). Numerical simulation on strengthening supporting mechanism and effect of anchor-cables in deep coal mine roadway. *Applied Mechanics and Materials*, (170-173), 3512-3515. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/amm.170-173.3512>

167. Bondarenko, V., Kovalevska I., Dychkovskiy R. (2010). *New Techniques and Technologies in Mining*. London, United Kingdom: CRC Press, Taylor & Francis Group. <https://doi.org/10.1201/b11329>

168. Pariseau, W.G. (2022). *Notes on Numerical Modeling in Geomechanics*. London: Taylor & Francis Group, 292 p.

169. Sdvyzhkova, O., Babets, D., Moldabayev, S., Rysbekov, K., & Sarybayev,

M. (2020). Mathematical modeling a stochastic variation of rock properties at an excavation design. *20th International Multidisciplinary Scientific GeoConference SGEM 2020*, 20(1.2).

170. Daniel T. Larose. (2006). *Data mining methods and models*. New Jersey, USA: Published by John Wiley & Sons, Inc., 322 p.

171. Snihur, V., Bondarenko, V., Kovalevska, I., Husiev, O., & Shaikhlislamova, I. (2022). Optimization solution substantiation for resource-saving maintenance of workings. *Mining of Mineral Deposits*, 16(1), 9-18. <https://doi.org/10.33271/mining16.01.009>

172. Kovalevska, I. (2006). Minimizing coal losses when extraction thin coal seams with the of auger wining technologies. *New Technological Solutions in Underground Mining*, 27-34.

173. Емельянов, Б.И. (1978). Тензометрические исследования работы сталеполимерной штанговой крепи. *Устойчивость и крепление выработок*, (5), 52-54.

174. Kovalevska, I., Fomichov, V., & Chervatuk, V. (2011). The problem with increasing metal-content of a development working's combined support. *Technical and Geoinformational Systems in Mining: School of Underground Mining 2011*, 23-38. <https://doi.org/10.1201/b11586-7>

175. Pivnyak, G., Bondarenko, V., & Kovalevska I. (2011). *Technical and Geoinformational Systems in Mining*. London, United Kingdom: CRC Press, Taylor & Francis Group. <https://doi.org/10.1201/b11586>

176. Бабиюк, Г.В., Мележик, А.И., & Курман, С.А. (2002). Оценка напряженного состояния массива при проведении выработки. *Уголь Украины*, (3), 22-26.

177. Ковалевская, И.А., Гусев, А.С., Снигур, В.Г., & Малова, О.К. (2019). Экспериментальные исследования устойчивости выемочных выработок в весьма слабых породах. *Геотехнічна механіка*, (144), 218-228.

178. Kravets, V.G., Gaiko, G.I., Zaichenko, S.V., & Stovpnyk, S.M. (2015). Progressive method of anchor-concrete support of capital mine workings and tunnels. *Mining of Mineral Deposits*, 9(3), 307-312. <https://doi.org/10.15407/mining09.03.307>
179. Bondarenko V.I., Kovalevska, I., Biletskyi, V.S., & Desna N.A. (2022). Optimization Principles Implementation in the Innovative Technologies for Reused Extraction Workings Maintenance. *Petroleum and Coal*, 64(2), 424-435.
180. Глушко, В.Т., Ваганов, Н.И., Кравцов, И.С., & Усаченко Б.М. (1969). *Исследование физико-механических свойств горных пород и проявлений горного давления в подготовительных выработках глубоких шахт Донбасса*. Київ, Україна: Наукова думка, 72 с.
181. Новикова, Л.В. (1989). *Теоретические основы и методы расчета параметров средств крепления и охраны подготовительных выработок марганцеворудных шахт*. Дис. на здобуття наук. ступеня доктора техн. наук. Спец.: 05.15.02. Дніпропетровськ, Україна, 361 с.
182. Wang, Y., Wang, H., He, M., Wang, Q., Qiao, Y., & Yang, J. (2020). Mine Pressure Behavior Characteristics and Control Methods of a Reused Entry that Was Formed by Roof Cutting: A Case Study. *Shock and Vibration*, 1-15.
183. Bondarenko, V., Kovalevska, I., & Dychkovskiy, R. (2010). Substantiation of design and installation technology of tubular rock bolts by explosive method. *New Techniques and Technologies in Mining – Proceedings of the School of Underground Mining*, 9-14. <https://doi.org/10.1201/b11329-02>
184. Kun, Q., Xiao-dong, X., & Yu-long, C. (2012). The design and application of rock bolting in coal mine. *Energy Procedia*, (14), 280-284. <https://doi.org/10.1016/j.egypro.2011.12.930>
185. Christopher, M. (2021). *Design of roof bolt systems*. Retrieved from [https://www.researchgate.net/publication/266347284\\_DESIGN\\_OF\\_ROOF\\_BOLT\\_SYSTEMS](https://www.researchgate.net/publication/266347284_DESIGN_OF_ROOF_BOLT_SYSTEMS)
186. Ortlepp, WD, Human, L, Erasmus, PN & Dawe, S (2005). Static and dynamic load-displacement characteristics of a yielding cable anchor – determined in a novel testing device. In *Sixth International Symposium on Rockburst and Seismicity*

*in Mines Proceedings* (pp. 529-534). Perth, Australia: Australian Centre for Geomechanics. [https://doi.org/10.36487/ACG\\_repo/574\\_57](https://doi.org/10.36487/ACG_repo/574_57)

187. Ковалевская, И.А., Симанович, Г.А., Гусев, А.С., & Снигур, В.Г. (2018). К обоснованию повышения устойчивости выемочных выработок в весьма слабых породах. *Уголь Украины*, (12), 4-9.

188. Mohd Amin, M.F., Khoo, K.S., & Chai, H.C. (2003). Reinforcement mechanisms of rock bolt – a laboratory investigation. *Bulletin of the Geological Society of Malaysia*, (46), 101-105. <https://doi.org/10.7186/bgsm46200317>

189. Новиков, А.О., Петренко, Ю.А., & Шестопапов, И.И., Шажко, Я.В. (2006). Геотехнологии и управление производством XXI века. *Исследование влияния схем анкерования горных пород на структурно-механические свойства вмещающего массива* (с. 4-10). Донецк: ДонНТУ.

190. Новиков, А.О., & Сахно, И.Г. (2007). Исследование особенностей деформирования породного массива, вмещающего выработку, закрепленную анкерной крепью. *Известия Донецкого горного института*, (1), 120-129.

191. Kovalevska, I., Malykhin, O., Barabash, M., & Gusiev, O. (2015). Anchor's strengthening of rock walls of extraction mine workings. *New Developments in Mining Engineering 2015: Theoretical and Practical Solutions of Mineral Resources Mining*, 5-8. <https://doi.org/10.1201/b19901-3>

192. Новиков, А.О. (2009). Теоретические основы оценки напряженно-деформированного состояния армированного анкерами массива горных пород вокруг выработки. *Науковий вісник НГУ*, (9), 31-39.

193. Гусев, А.С. (2017). *Обоснование параметров системы крепления выработок сталеполимерными и канатными анкерами*. Дисс. на соискание учен. степени кандидата техн. наук. Спец.: 05.15.02. Днепр, Украина: ИГТМ НАН Украины, 165 с.

194. Ковалевская, И.А., Симанович, Г.А., Снигур, В.Г., Гусев, А.С. (2014). Обоснование и расчет канатных анкеров в крепежной системе выемочных выработок. *Уголь Украины*, (12), 30-33.

195. Kovalevska, I., Symanovych, G., Gusiev, O., & Snigur, V. (2015). Formation of limit equilibrium zone in marginal rocks of excavation mine working. In *Materiały Konferencyjne "Szkoła Eksploatacji Podziemnej 2015"* (pp. 1-10). Krakow, Poland: Katedra Gornictwa Podziemnego.

196. Снігур, В.Г. (2022). Методологічні принципи та рекомендації з розробки інноваційних технологій підтримки виробок, що повторно використовуються, на шахтах Західного Донбасу. *Збірник наукових праць НГУ*, (68), 67-80. <https://doi.org/10.33271/crpnmu/68.067>

197. Symanovych, H., Odnovol, M., Yakovenko, V., Sachko, R., Shaikhlislamova, I., Reshetilova, T., & Stadnichuk, M. (2023). Assessing the geomechanical state of the main working network state in the case of undermining in the conditions of weak rocks. *Mining of Mineral Deposits*, 17(2), 91-98. <https://doi.org/10.33271/mining17.02.091>

198. Савостьянов, О.В. (2016). *Методи прогнозу геомеханічних процесів для вибору технологічних параметрів відпрацювання пологих пластів*. Дніпро: Національний гірничий університет, 246 с.

199. Круковський, О.П. (2012). *Наукові основи технології опорно-анкерного кріплення гірничих виробок вугільних шахт*. Автореф. дис. на здобуття наук. ступеня доктора техн. наук. Спец.: 05.15.02. Дніпропетровськ, Україна: ІГТМ НАН України, 36 с.

200. Kovalevska, I., Symanovych, G., Gusiev, O., Snigur, V., & Biatov, S. (2019). Influence of geomechanical factors on the state of development workings. In *Szkola Eksploatacji Podziemnej* (25-27 February 2019, Krakow, Poland).

201. Бондаренко, В.И., Ковалевская, И.А., Симанович, Г.А., Коваль, А.И., & Фомичёв, В.В. (2012). *Экспериментальные исследования устойчивости повторно используемых выемочных выработок на пологих пластах Донбасса*. Днепропетровск: ЛизуновПресс, 426 с.

202. Симанович, Г.А. (1982). *Взаимодействие породного массива с трубчатými штангами и разработка метода расчета их параметров*. Дисс. на соискание учен. степени кандидата техн. наук. Спец.: 01.02.07.

Днепропетровск, Украина: ИГТМ НАН Украины, 193 с.

203. Симанович, Г.А. (1982). *Кресть сопряжения выемочных штреков*. А. с. 926305 СССР, МКИ Е21Д 11/14. № 2923387/22-03, СССР.

204. Симанович, Г.А., & Симанович, А.М. (1986). *Кресть сопряжения выемочных штреков*. А. с. 1216356 А, МКИ Е21Д 11/14. № 3683786/03-22, СССР.

205. Бондаренко, В., Снигур, В., & Соцков, В. (2016). Разработка и анализ геомеханической модели селективной выемки пласта  $C_8^H$  шахты «Западно-Донбасская». *Школа підземної розробки: міжнар. наук.-практ. конф.:* тези доп. (с. 33-34). Бердянськ, Україна.

206. Wen, Z.J., Jiang, Yu. J., Han, Z.H., Yang, S., Wang, X. (2016). Anchoring principles of a new energy-absorbing expandable rock bolt. *Engineering Transactions*, 64(1), 89-103.

207. Cheng, L., Zhang, Y., Ji, M., Zhang, K., & Zhang, M. (2016). Experimental studies on the effects of bolt parameters on the bearing characteristics of reinforced rock. *SpringerPlus*, 5(1). <https://doi.org/10.1186/s40064-016-2580-z>

208. Бондаренко, В.И., Ковалевская, И.А., Симанович, Г.А., Барабаш, М.В., Снигур, В.Г., & Гусев, А.С. (2017). *Комбинированные анкерные системы для повторного использования горных выработок*. Днепр: ЛизуновПресс, 188 с.

209. *Сечения горных выработок, закрепленных металлической арочной шатровой крепью для условий шахт Западного Донбасса*. (1988). Днепропетровск: Днепрогипрошахт, 274 с.

210. Symanovych, H., Salieiev, I., Shyshov, M., & Odnovol, M. (2022). Substantiating the optimization solutions for the mine working fastening system interaction with the enclosing rock mass. *Mining of Mineral Deposits*, 16(3), 54-60. <https://doi.org/10.33271/mining16.03.054>

211. НПАОП 10.0-1.01-10. (2010). *Правила безпеки у вугільних шахтах*. Київ: Редакція журналу «Охорона праці», 430 с.

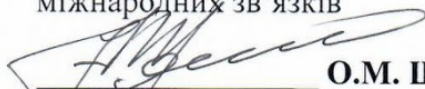


## ДОДАТОК А

Міністерство освіти і науки України  
 Міністерство енергетики України  
 Національний технічний університет «Дніпровська політехніка»  
 (НТУ «Дніпровська політехніка»)  
 ТОВ «ДТЕК Енерго»

ПОГОДЖЕНО:

Проректор з науково-педагогічної,  
 навчально-методичної роботи та  
 міжнародних зв'язків



О.М. Шашенко



« 27 » 20 2020 р.

ЗАТВЕРДЖУЮ:

Генеральний директор  
 ПрАТ «ДТЕК Павлоградвугілля»



С.А. Воронін

« 27 » 20 2020 р.

**МЕТОДИКА КЕРУВАННЯ ПАРАМЕТРАМИ ПРОЯВІВ  
 ГІРСЬКОГО ТИСКУ ПРИ ПОВТОРНОМУ  
 ВИКОРИСТАННІ ВИЇМКОВИХ ВИРОБОК НА ШАХТАХ  
 ПрАТ «ДТЕК ПАВЛОГРАДВУГІЛЛЯ»**

Дніпро  
 2020

**Методика керування параметрами проявів гірського тиску при повторному використанні виїмкових виробок на шахтах ПрАТ «ДТЕК Павлоградвугілля» / В.І. Бондаренко, Г.А. Симанович, І.А. Ковалевська, В.Г. Снігур. – Дніпро: ЛізуновПрес, 2020. – 23 с.**

Методику розроблено на основі аналізу й узагальнення вітчизняного та світового досвіду підтримання гірничих виробок із застосуванням існуючих технологій зміцнення приконтурних порід анкерами, систематизації сучасних досліджень, виконаних провідними українськими та зарубіжними науковими установами, проєктними й виробничими організаціями, а також використання виконаних у НТУ «Дніпровська політехніка» аналітичних і експериментальних досліджень щодо взаємодії елементів системи «гірський масив – зміцнені породи – кріплення гірничих виробок» з урахуванням просторової неоднорідності геометричних, механічних і силових її параметрів.

Викладено методики вибору раціональних параметрів анкерного, рамно-анкерного та комбінованого кріплення. Усі методики виконано на єдиній науково-методологічній концепції оптимізації режимів взаємодії породного масиву, що вміщує виробку, через зміцнений приконтурний шар із підтримувальним кріпленням шляхом найбільш повної реалізації умов просторової рівномірності вантажонесучої конструкції «зміцнені породи – кріплення» та її адаптації до характеру проявів гірського тиску.

Друкується за авторською редакцією.

© Бондаренко В.І., Симанович Г.А., 2020

© Ковалевська І.А., Снігур В.Г., 2020

**ЗМІСТ**

ВСТУП .....	4
1 ЗАГАЛЬНІ ПОЛОЖЕННЯ .....	5
1.1 Розрахунок прогнозованої величини зміщення .....	5
1.2 Розрахунок опору порід на стиск .....	7
1.3 Розрахунок радіуса граничної рівноваги порід .....	8
1.4 Розрахунок механічних характеристик породного масиву .....	10
1.5 Основні вимоги вибору сучасних конструктивно-технологічних схем зміцнення приконтурних порід анкерами .....	12
2 РОЗРАХУНОК АНКЕРНОГО КРІПЛЕННЯ .....	14
3 РОЗРАХУНОК РАМНО-АНКЕРНОГО КРІПЛЕННЯ .....	17
3.1 Порядок розрахунку раціональних параметрів рамно-анкерного кріплення .....	19
ПЕРЕЛІК ПОСИЛАНЬ .....	21

## ДОДАТОК Б

Міністерство освіти і науки України  
 Міністерство енергетики України  
 Національний технічний університет «Дніпровська політехніка»  
 (НТУ «Дніпровська політехніка»)  
 ТОВ «ДТЕК Енерго»

ПОГОДЖЕНО:

Проректор з наукової роботи  
 д-р геол. наук, професор

  
 І.С. Нікітенко  
 «16» 05 2023 р.



ЗАТВЕРДЖУЮ:

Керівник Департаменту з виробництва  
 ТОВ «ДТЕК Енерго», канд. техн. наук

  
 В.Г. Черватюк  
 «15» 05 2023 р.



**МЕТОДИКА ВИБОРУ РАЦІОНАЛЬНИХ КРІПІЛЬНИХ  
 КОНСТРУКЦІЙ З КОМБІНОВАНИМИ АНКЕРНИМИ  
 СИСТЕМАМИ ДЛЯ ВУГІЛЬНИХ ШАХТ УКРАЇНИ**

Дніпро  
 2023

УДК 622.28.043:622.23.055

Рецензенти: В.І. Бузило, д-р техн. наук, проф.  
В.І. Голінько, д-р техн. наук, проф.

**Методика вибору раціональних кріпильних конструкцій з комбінованими анкерними системами для вугільних шахт України** / Бондаренко В.І., Ковалевська І.А., Симанович Г.А., Снігур В.Г., Яковенко В.Г., Сачко Р.М., Шека І.В., Цівка Є.С. – Д.: ЛізуновПрес, 2023. – 30 с.

За результатами експериментальних досліджень напружено-деформованого стану приконтурних порід виїмкових виробок, їх кріпильної системи на різних ділянках впливу підвищеного гірського тиску, що змінюється в часі й просторі; отримані закономірності взаємозв'язку структури й властивостей порід вуглевмісної товщі з конструктивними параметрами кріплення виїмкових виробок, що дозволило вдосконалити методику їхнього розрахунку з урахуванням асиметрії додатка навантаження в зоні впливу очисних робіт.

Друкується за авторською редакцією.

© Бондаренко В.І., Ковалевська І.А., 2023

© Симанович Г.А., Снігур В.Г., 2023

© Яковенко В.Г., Сачко Р.М., 2023

© Шека І.В., Цівка Є.С., 2023

© ТОВ «ЛізуновПрес», 2023

## ЗМІСТ

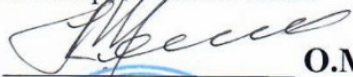
ВСТУП .....	4
1 Загальні відомості .....	6
2 Вихідні дані для виконання розрахунків .....	6
3 Визначення розмірів області нестійких порід навколо виїмкової виробки .....	9
4 Вибір типу рамного кріплення та кроку його встановлення .....	11
5 Вибір параметрів кріпильної системи виїмкової виробки у зоні впливу очисних робіт .....	11
6 Розрахунок параметрів встановлення анкерів у боках виїмкової виробки .....	12
7 Вибір параметрів розміщення сталеполімерних анкерів у центральній частині склепіння виробки .....	13
8 Розрахунок параметрів канатних анкерів у центральній частині склепіння виробки .....	15
9 Вибір параметрів стояків кріплення посилення .....	16
<b>ПРИКЛАД РОЗРАХУНКУ ПАРАМЕТРІВ КРІПИЛЬНОЇ СИСТЕМИ ВИЇМКОВОЇ ВИРОБКИ .....</b>	<b>18</b>
1 Вихідні дані для виконання розрахунків .....	18
2 Визначення розмірів області нестійких порід навколо виїмкової виробки .....	21
3 Вибір типу рамного кріплення та кроку його встановлення .....	22
4 Розрахунок параметрів встановлення анкерів у боках виїмкової виробки .....	23
5 Параметри розміщення сталеполімерних анкерів у центральній частині склепіння виробки .....	25
6 Параметри встановлення канатних анкерів у центральній частині склепіння виробки .....	27
7 Вибір параметрів стояків кріплення посилення .....	29
8 Висновки .....	29
<b>ПЕРЕЛІК ПОСИЛАНЬ .....</b>	<b>30</b>

## ДОДАТОК В

Міністерство освіти і науки України  
 Міністерство енергетики України  
 Національний технічний університет «Дніпровська політехніка»  
 (НТУ «Дніпровська політехніка»)  
 ТОВ «ДТЕК Енерго»

ПОГОДЖЕНО:

Проректор з науково-педагогічної,  
 навчально-методичної роботи та  
 міжнародних зв'язків



О.М. Шашенко



«20» листопада 2019 р.

ЗАТВЕРДЖУЮ:

Генеральний директор  
 ПрАТ «ДТЕК Павлоградвугілля»



С.А. Воронін



«25» листопада 2019 р.

**МЕТОДИКА ПРОГНОЗУ НЕБЕЗПЕЧНИХ ЗОН ПРИ  
 СУМІСНОМУ ВІДПРАЦЮВАННІ ПЛАСТІВ ВУГІЛЛЯ  
 ЗАХІДНОГО ДОНБАСУ**

Дніпро  
 2019

УДК 622.273.18:622.833.5

**Методика прогнозу небезпечних зон при сумісному відпрацюванні пластів вугілля Західного Донбасу** розроблена в ТОВ «ДТЕК Енерго» (Снігур В.Г., Яковенко В.Г., Сачко Р.М.) за участю співробітників НТУ «Дніпровська політехніка» (Бондаренко В.І., Ковалевська І.А., Симанович Г.А., Малашкевич Д.С., Малова О.К., Шека І.В., Цівка Є.С.). – Д.: НТУ «ДП», 2019. – 26 с.

Методика є доповненням до діючих нормативних документів і рекомендується до використання при відпрацюванні вугільних пластів у Західному Донбасі.

Методика може бути використана науковими співробітниками проєктних і науково-дослідних інститутів гірничодобувної галузі, інженерно-технічними працівниками виробничих об'єднань, а також студентами гірничих ВНЗ і факультетів.

Друкується за авторською редакцією.

© Снігур В.Г., Яковенко В.Г., Сачко Р.М.

© Бондаренко В.І., Ковалевська І.А., Симанович Г.А.

© Малашкевич Д.С., Малова О.К., Шека І.В., Цівка Є.С.



**ЗМІСТ**

ВСТУП .....	4
1 ЗАГАЛЬНІ ПОЛОЖЕННЯ .....	6
1.1 Призначення документу .....	6
1.2 Область застосування .....	6
1.3 Зв'язок з іншими документами .....	6
2 ОБҐРУНТУВАННЯ КРИТЕРІЇВ ТА АЛГОРИТМУ КОМПЛЕКСНОЇ ОЦІНКИ СТІЙКОСТІ МІЖПЛАСТЯ .....	8
3 МЕТОДИКА ВИЗНАЧЕННЯ НЕБЕЗПЕЧНИХ ЗОН ПРИ ВІДПРАЦЮВАННІ НИЖНЬОГО ПЛАСТА .....	16
3.1 Загальні положення та структура методики .....	16
3.2 Глибина зон знеміцнення порід у підшві верхнього пласта .....	18
3.3 Висота зон знеміцнення порід у покрівлі нижнього пласта .....	20
3.4 Прогноз небезпечних зон .....	22
3.5 Алгоритм оцінки стійкості міжпластя .....	23
ПЕРЕЛІК ПОСИЛАНЬ .....	25

## ДОДАТОК Г

Міністерство освіти і науки України  
Міністерство енергетики України  
Національний технічний університет «Дніпровська політехніка»  
(НТУ «Дніпровська політехніка»)  
ТОВ «ДТЕК Енерго»

ПОГОДЖЕНО:

Проректор з наукової роботи,  
д-р геол. наук, професор

  
І.С. Нікітенко  
«15» 2023 р.



ЗАТВЕРДЖУЮ:

Генеральний директор  
ПрАТ «ДТЕК Павлоградвугілля»

  
С.А. Воронін  
«20» 2023 р.



**РЕКОМЕНДАЦІЇ З РЕСУРСОЗБЕРІГАЮЧОЇ  
ПІДТРИМКИ ВИЇМКОВИХ ВИРОБОК, ЩО ПОВТОРНО  
ВИКОРИСТОВУЮТЬСЯ У СЛАБОМЕТАМОРФІЗОВАНИХ  
ВУГЛЕВМІЩУЮЧИХ ПОРОДАХ**

Дніпро  
2023

УДК 622.831

**Рекомендації з ресурсозберігаючої підтримки виїмкових виробок, що повторно використовуються у слабометаморфізованих вуглевміщуючих породах / Бондаренко В.І., Ковалевська І.А., Симанович Г.А., Снігур В.Г., Вівчаренко І.О. – Д.: НТУ «ДП», 2023. – 20 с.**

Рекомендації є доповненням до діючих нормативних документів і рекомендуються до впровадження при підтримці виїмкових виробок, що повторно використовуються при відпрацюванні вугільних пластів у Західному Донбасі.

Рекомендації можуть бути використані науковими співробітниками проєктних і науково-дослідних інститутів гірничодобувної галузі, інженерно-технічними працівниками виробничих об'єднань, а також студентами гірничих ВНЗ і факультетів.

Друкується за авторською редакцією.

© Бондаренко В.І., Ковалевська І.А., Симанович Г.А.  
© Снігур В.Г., Вівчаренко І.О.

**ЗМІСТ**

	Вступ .....	4
1	Загальні положення .....	7
2	Методика керування параметрами проявів гірського тиску при повторному використанні виїмкових виробок .....	10
3	Методика вибору раціональних кріпильних конструкцій з комбінованими анкерними системами .....	15
4	Висновки .....	18
	Перелік посилань .....	20

## ДОДАТОК Д

ЗАТВЕРДЖУЮ:

Головний інженер

ВСП «ШУ ім. Героїв Космосу»

ПрАТ «ДТЕК-Павлоградвугілля»



В.В. Коробченко

### РОЗРАХУНОК

**загального фактичного економічного ефекту від повторного використання 111 збірного штреку (1275 м) на шахті «Павлоградська» ВСП «ШУ ім. Героїв Космосу» та дольового від використання «Методики вибору раціональних кріпильних конструкцій з комбінованими анкерними системами для вугільних шахт України»**

Зважаючи на відсутність прояву негативних гірничо-геологічних факторів та високу вартість проведення гірничих виробок, було прийнято рішення про повторне використання 111 збірного штреку при відпрацюванні 111 «біс».

Розрахунок економічного ефекту в частині отримання прямої вигоди виконаний за формулою:

$$EE = \sum_{пр} - \sum_{під},$$

де  $\sum_{пр}$  – затрати на проведення 111 «біс» збірного штреку;

$\sum_{під}$  – затрати на підрипку 111 збірного штреку.

$$\sum_{пр} = M_{пр} + ЗП_{пр},$$

де  $M_{пр}$  – затрати на матеріали при проведенні 111 «біс» збірного штреку;

$ЗП_{пр}$  – заробітна плата робітників при проведенні 111 «біс» збірного штреку.

Затрати на матеріали при проведенні 111 «біс» збірного штреку за розрахунками складають  $M_{пр} = 37\,939\,467$  грн.

Заробітна плата складає  $ЗП_{пр} = 11\,777\,135$  грн.

Сума загальних затрат при проведенні 111 «біс» збірного штреку:

$$\sum_{пр} = 37\,939\,467 + 11\,777\,135 = 49\,716\,602 \text{ грн.}$$

Вартість 1 м проведення складає – 38 993 грн.

$$\sum_{під} = M_{під} + ЗП_{під},$$

де  $M_{під}$  – затрати на матеріали при підрипці вручну 111 збірного штреку,

$ЗП_{пр}$  – заробітна плата робітників при підрипці вручну 111 збірного штреку.

Затрати на матеріали при підривіці 111 збірного штреку не використовуються у зв'язку з тим що в процесі експлуатації 111 збірного штреку елементи кріплення якісно встановлювалися в підтримуючій частині виробки і не були піддані дії горно-геологічних факторів. При проведенні підривічки по 111 збірному штреку було застосовано ґрунтопідри́вну машину Hazemag внаслідок чого було понесено затрати на електроенергію в розмірі 224 532 грн.

Заробітна плата складає  $Z_{під} = 907\,497$  грн.

Сума загальних затрат при підривіці 111 збірного штреку:

$$\sum_{під} = 224\,532 + 907\,497 = 1\,132\,029 \text{ грн.}$$

Вартість 1 м підривічки складає – 888 грн.

Економічний ефект від повторного використання 111 збірного штреку в якості 111 «біс» бортового штреку при відпрацюванні 111 «біс» лави складає:

$$EE = \sum_{пр} - \sum_{під} = 49\,716\,602 - 1\,132\,029 = 48\,584\,573 \text{ грн.}$$

Доля економічного ефекту від впровадження технології повторного використання підготовчих виробок з використанням «Методики вибору раціональних кріпильних конструкцій з комбінованими анкерними системами для вугільних шахт України» за рахунок мінімізації інтенсивності проявів гірського тиску регульованими режимами роботи інноваційних кріпильних систем складає 20%.

Тобто дольовий економічний ефект від використання «Методики...» щодо повторного використання 111 збірного штреку при відпрацюванні 111 «біс» лави складає:

$$EE_{рек} = EE_{заг} \cdot 0,2 = 9,72 \text{ млн грн.}$$

Головний технолог  
з операційної ефективності



Сергій КОНОВАЛОВ

Керівник департаменту  
з планування та інвестицій



Ірина ПОГРЕБНЯК

Менеджер департаменту з УП



Галина КУХТИНА

ЗАТВЕРДЖУЮ:

Головний інженер  
ВСП «ШУ ім. Героїв Космосу»  
ПрАТ «ДТЕК Павлоградвугілля»



В.В. Коробченко

### РОЗРАХУНОК

**загального фактичного економічного ефекту від повторного використання 433 збірного штреку (1363 м) на шахті «Павлоградська» ВСП «ШУ ім. Героїв Космосу» та дольового від впровадження «Рекомендацій з ресурсозберігаючої підтримки виїмкових виробок, що повторно використовуються у слабометаморфізованих вуглевміщуючих породах»**

Зважаючи на відсутність прояву негативних гірничо-геологічних факторів та високу вартість проведення гірничих виробок, було прийнято рішення про повторне використання 433 збірного штреку при відпрацюванні 435 лави.

Розрахунок економічного ефекту в частині отримання прямої вигоди виконаний за формулою:

$$EE = \sum_{пр} - \sum_{під},$$

де  $\sum_{пр}$  – затрати на проведення 435 збірного штреку;

$\sum_{під}$  – затрати на підрипку 433 збірного штреку.

$$\sum_{пр} = M_{пр} + ЗП_{пр},$$

де  $M_{пр}$  – затрати на матеріали при проведенні 435 збірного штреку;

$ЗП_{пр}$  – заробітна плата робітників при проведенні 433 збірного штреку.

Затрати на матеріали при проведенні 435 збірного штреку за розрахунками складають  $M_{пр} = 41\,019\,289$  грн.

Заробітна плата складає  $ЗП_{пр} = 11\,946\,695$  грн.

Сума загальних затрат при проведенні 435 збірного штреку:

$$\sum_{пр} = 41\,019\,289 + 11\,946\,695 = 52\,965\,984 \text{ грн.}$$

Вартість 1 м проведення складає – 38 856 грн.

$$\sum_{під} = M_{під} + ЗП_{під},$$

де  $M_{під}$  – затрати на матеріали при підрипці вручну 433 збірного штреку,

$ЗП_{під}$  – заробітна плата робітників при підрипці вручну 433 збірного штреку.

Затрати на матеріали при підризці 433 збірною штреку не використовуються у зв'язку з тим що в процесі експлуатації 435 збірною штреку елементи кріплення якісно встановлювалися в підтримуючій частині виробки і не були піддані дії горно-геологічних факторів.

Заробітна плата складає  $Z_{під} = 961\,409$  грн.

Сума загальних затрат при підризці 433 збірною штреку:

$$\sum_{під} = 0 + 961\,409 = 961\,409 \text{ грн.}$$

Вартість 1 м підризки складає – 705 грн.

Економічний ефект від повторного використання 433 збірною штреку в якості 435 бортового штреку при відпрацюванні 435 лави складає:

$$EE = \sum_{пр} - \sum_{під} = 52\,965\,984 - 961\,409 = 52\,004\,575 \text{ грн.}$$

Доля економічного ефекту від впровадження технології повторного використання підготовчих виробок з використанням «Рекомендацій з ресурсозберігаючої підтримки виїмкових виробок, що повторно використовуються у слабометаморфізованих вуглевміщуючих породах» за рахунок мінімізації інтенсивності проявів гірського тиску регульованими режимами роботи інноваційних кріпильних систем складає 20%.

Тобто дольовий економічний ефект від впровадження «Рекомендацій...» щодо повторного використання 433 збірною штреку при відпрацюванні 435 лави складає:

$$EE_{рек} = EE_{заг} \cdot 0,2 = 10,4 \text{ млн грн.}$$

Головний технолог  
з операційної ефективності



Сергій КОНОВАЛОВ

Керівник департаменту  
з планування та інвестицій



Ірина ПОГРЕБНЯК

Менеджер департаменту з УП



Галина КУХТИНА



ЗАТВЕРДЖУЮ:

Головний інженер

ВСП «ШУ ім. Героїв Космосу»

ФРАТ «ДТЕК Павлоградвугілля»



В.В. Коробченко

### РОЗРАХУНОК

**загального фактичного економічного ефекту від повторного використання 435 збірного штреку (1893 м) на шахті «Павлоградська» ВСП «ШУ ім. Героїв Космосу» та дольового від використання «Методики вибору раціональних кріпильних конструкцій з комбінованими анкерними системами для вугільних шахт України»**

Зважаючи на відсутність прояву негативних гірничо-геологічних факторів та високу вартість проведення гірничих виробок, було прийнято рішення про повторне використання 435 збірного штреку при відпрацюванні 437 лави.

Розрахунок економічного ефекту в частині отримання прямої вигоди виконаний за формулою:

$$EE = \sum_{пр} - \sum_{під},$$

де  $\sum_{пр}$  – затрати на проведення 437 бортового штреку;

$\sum_{під}$  – затрати на підрипку 435 збірного штреку.

$$\sum_{пр} = M_{пр} + ЗП_{пр},$$

де  $M_{пр}$  – затрати на матеріали при проведенні 437 бортового штреку;

$ЗП_{пр}$  – заробітна плата робітників при проведенні 437 бортового штреку.

Затрати на матеріали при проведенні 437 бортового штреку за розрахунками складають  $M_{пр} = 56\,170\,536$  грн.

Заробітна плата складає  $ЗП_{пр} = 20\,642\,400$  грн.

Сума загальних затрат при проведенні 437 бортового штреку:

$$\sum_{пр} = 56\,170\,536 + 20\,642\,400 = 76\,812\,936 \text{ грн.}$$

Вартість 1 м проведення складає – 40 577 грн.

$$\sum_{під} = M_{під} + ЗП_{під},$$

де  $M_{під}$  – затрати на матеріали при підрипці вручну 435 збірного штреку,

$ЗП_{під}$  – заробітна плата робітників при підрипці вручну 435 збірного штреку.

Затрати на матеріали при підри́вці 435 збірного штреку не використовуються у зв'язку з тим що в процесі експлуатації 435 збірного штреку елементи кріплення якісно встановлювалися в підтримуючій частині виробки і не були піддані дії горно-геологічних факторів.

Заробітна плата складає  $Z_{\text{під}} = 699\,206$  грн.

Сума загальних затрат при підри́вці 435 збірного штреку:

$$\sum_{\text{під}} = 0 + 699\,206 = 699\,206 \text{ грн.}$$

Вартість 1 м підри́вки складає – 369 грн.

Економічний ефект від повторного використання 435 збірного штреку в якості 437 бортового штреку при відпрацюванні 437 лави складає:

$$EE = \sum_{\text{пр}} - \sum_{\text{під}} = 76\,812\,936 - 699\,206 = 76\,113\,729 \text{ грн.}$$

Доля економічного ефекту від впровадження технології повторного використання підготовчих виробок з використанням «Методики вибору раціональних кріпильних конструкцій з комбінованими анкерними системами для вугільних шахт України» за рахунок мінімізації інтенсивності проявів гірського тиску регульованими режимами роботи інноваційних кріпильних систем складає 20%.

Тобто дольовий економічний ефект від використання «Методики...» щодо повторного використання 435 збірного штреку при відпрацюванні 437 лави складає:

$$EE_{\text{рек}} = EE_{\text{заг}} \cdot 0,2 = 15,22 \text{ млн грн.}$$

Головний технолог  
з операційної ефективності



Сергій КОНОВАЛОВ

Керівник департаменту  
з планування та інвестицій



Ірина ПОГРЕБНЯК

Менеджер департаменту з УП



Галина КУХТИНА

## ДОДАТОК Е

ПОГОДЖЕНО:

Проректор з наукової роботи  
НТУ «Дніпровська політехніка»,  
д-р геол. наук, професор

  
І.С. Нікітенко  
« 17 » 2023 р.



ЗАТВЕРДЖУЮ:

Генеральний директор  
ПрАТ «ДТЕК Павлоградвугілля»

  
С.А. Воронін  
« 22 » 2023 р.



## ДОВІДКА

щодо фактичного економічного ефекту від впровадження «Методики керування параметрами проявів гірського тиску при повторному використанні виїмкових виробок на шахтах ПрАТ «ДТЕК Павлоградвугілля», «Методики вибору раціональних кріпильних конструкцій з комбінованими анкерними системами для вугільних шахт України» та «Рекомендацій з ресурсозберігаючої підтримки виїмкових виробок, що повторно використовуються у слабометаморфізованих вуглевмішуючих породах»

## Шахта ім. Герої Космосу за 2018 – 2022 рр.

№ з/п	Рік	Назва виробки та лави	Довжина, м	Спосіб кріплення	Економія в порівнянні з базовим варіантом, млн грн
1	2018	1172 бортовий штрек	238	КШПУ-11,7 крок 0,8 м	1,99
2		1060 бортовий штрек	669	КШПУ-11,7 крок 0,8 м	5,6
3		1174 бортовий штрек	919	КШПУ-11,7 крок 0,8 м	7,7
4	2019	1174 бортовий штрек	80	КШПУ-11,7 крок 0,8 м	0,58
5	2020	1070 бортовий штрек	1155	КШПУ-11,7 крок 0,8 м	10,5
6	2021	1072 бортовий штрек	1120	КШПУ-11,7 крок 0,8 м	16,3
7		1074 бортовий штрек	600	КШПУ-11,7 крок 0,8 м	8,7
8	2022	1074 бортовий штрек	484	КШПУ-11,7 крок 0,8 м	3,48
РАЗОМ			5265		54,85

Дольовий економічний ефект за рахунок впровадження «Рекомендацій...» складає 10,97 млн грн.

## Шахта «Павлоградська» за 2018 – 2023 рр.

№ з/п	Рік	Назва виробки та лави	Довжина, м	Спосіб кріплення	Економія в порівнянні з базовим варіантом, млн грн
1	2017	321 бортовий штрек	1689	КШПУ-11,0 крок 1,0 м; 7 анкерів крок 1,0 м	14,1
2		345 збірний штрек	288	КШПУ-11,0 крок 1,0 м; 7 анкерів крок 1,0 м	2,4
3		423 збірний штрек	222	КШПУ-11,0 крок 1,0 м; 7 анкерів шаг 1,0м	1,8
4	2018	317 збірний штрек	1534	КШПУ-11,0 шаг 1,0м; 7 анкерів крок 1,0 м	12,8
5		345 збірний штрек	49	КШПУ-11,0 крок 1,0м; 7 анкерів крок 1,0 м	0,4
6		423 збірний штрек	991	КШПУ-11,0 крок 1,0 м; 7 анкерів крок 1,0м	8,3
7	2019	423 збірний штрек	329	КШПУ-11,0 крок 1,0 м; 7 анкерів крок 1,0 м	2,4
8		345 збірний штрек	649	КШПУ-11,0 крок 1,0 м; 7 анкерів крок 1,0 м	4,7
9	2020	431 бортовий штрек	1520	КШПУ-11,0 крок 1,0 м; 7 анкерів крок 1,0 м	13,8
10		345 збірний штрек	213	КШПУ-11,0 крок 1,0 м; 7 анкерів крок 1,0 м	1,9
11	2021	431 бортовий штрек	144	КШПУ-11,0 крок 1,0 м; 7 анкерів крок 1,0 м	2,1
12		427 бортовий штрек	275	КШПУ-13,6 крок 1,0 м; 8 анкерів крок 1,0 м	4
13		111 бортовий штрек	1231	КШПУ-13,6 крок 1,0 м; 8 анкерів крок 1,0 м	17,9
14		111 біс бортовий штрек	290	КШПУ-13,6 крок 1,0 м; 8 анкерів крок 1,0 м	4,2
15	2022	216 бортовий штрек	586	КШПУ-11,0 крок 1,0 м; 7 анкерів крок 1,0 м	4,2
16		433 бортовий штрек	795	КШПУ-11,0 крок 1,0 м; 7 анкерів крок 1,0 м	5,8
17		111 біс бортовий штрек	865	КШПУ-13,6 крок 1,0 м; 8 анкерів крок 1,0 м	6,2
18	2023	433 збірний штрек	1363	КШПУ-11,0 крок 1,0 м; 7 анкерів крок 1,0 м	10,4
19		111 збірний штрек	1275	КШПУ-13,6 крок 1,0 м; 8 анкерів крок 1,0 м	9,72
20		435 збірний штрек	1893	КШПУ-11,0 крок 1,0 м; 7 анкерів крок 1,0 м	15,22
<b>РАЗОМ</b>			<b>16 201</b>		<b>142,34</b>

Дольовий економічний ефект за рахунок впровадження «Рекомендацій...» по шахті «Павлоградська» складає 66,7 млн грн.

Економічний ефект по шахтах ім. Героїв Космосу та «Павлоградська» з 2018 по 2023 рр. включно складає:

$$EE_{рек} = EE_{ш. Г.К.} + EE_{ш. П.} = 10,97 + 66,7 = 77,670 \text{ млн грн.}$$