

CALCULATION OF HYDROLOWERING PRESSURE OF COAL LAYERS

S.Mineev¹ & O.Usov^{1}*

¹Institute of Geotechnical Mechanics named M.S. Polyakov the National Academy of Science of Ukraine, Dnipro, Ukraine

** Corresponding author: Usov.o.a@gmail.com*

Abstract. The calculation was performed by analytical methods of the mechanics of a deformed solid for plane deformation of a formation with a well. At the first stage elastic deformation was investigated, at the second stage - elastic - plastic deformation. The parameters of the zone of non-elastic deformations were determined from the condition of coincidence of the values of the pressure of crack formation during elastic and non-elastic deformation at the boundary point between these states. The influence of the pressure above the overlying rocks, the ratio of the horizontal and vertical components of this pressure and the strength of coal on the value of the watering pressure was studied. As a result of the study, it was found that the strength of coal has a very limited effect on the pressure of loosening. And the influence of the ratio of the horizontal component of the pressure above the overlying rocks is compared with the influence of the depth of the coal seam. The pressure of the pump for water loosening is in the range of $0.9 \div 1.5\gamma H$.

Keywords: tensile strength, elasticity, ductility, stress, strain, pressure

РОЗРАХУНОК ТИСКУ ГІДРОРОЗПУШУВАННЯ ВУГІЛЬНИХ ПЛАСТІВ

С.Мінєєв¹, О.Усов^{1}*

¹Інститут геотехнічної механіки ім. М.С. Полякова НАН України, Дніпро, Україна

**Відповідальний автор: Usov.o.a@gmail.com*

Анотація. Розрахунок проводився аналітичними методами механіки деформованого твердого тіла для плоскої деформації пласта зі свердловиною. На першому етапі досліджувалося пружне деформування, на другому етапі – пружно - пластичне деформування. Параметри зони не пружних деформацій визначалися з умови збігу значень тиску тріщини утворення при пружній і не пружній деформації в прикордонній точці між цими станами. Досліджувався вплив тиску вище лежачих порід, співвідношення горизонтальної та вертикальної компоненти цього тиску, та міцності вугілля на величину тиску гідророзпушування. В результаті дослідження виявилось, що міцність вугілля досить обмежено впливає на тиск гідророзпушення. А вплив співвідношення горизонтальної компоненти тиску вище лежачих порід порівнюється з впливом глибини залягання вугільного пласта. Тиск насоса для гідророзпушування лежить в межах $0,9 \div 1,5\gamma H$.

Ключові слова: межа міцності, пружність, пластичність, напруження, деформації, тиск

1. Вступ

Одним з нормативних способів боротьби з газодинамічними явищами є заходи по нагнітання води у вугільний пласт під високим тиском [1– 5]. Для гідророзпушування в Донбасі використовуються насосні установки з максимальним тиском нагнітання 32МПа. Ці насосні установки були створені в ті часи, коли розробка вугільних пластів велася на максимальних глибинах 400 - 500м. Зараз розробка ведеться на набагато більших глибинах - до $800 \div 1000$ м. Підвищення глибини розробки вугільних пластів вимагає перегляду максимального тиску насосних установок для ефективного гідророзпушування вугілля. Однак в даний час відсутня загальноприйнята і геомеханічно обґрунтована позиція з цього питання. Про це свідчить порівняння сучасного нормативного документа України [4] з його радянським аналогом [5]. У них діапазон тисків гідророзпушування віднесений до ваги

стовпа вище лежачих порід γH . Але, в документі радянських часів тиск гідророзпушування знаходиться в діапазоні $\gamma H \div 2\gamma H$, а в сучасному документі воно обмежене величиною $0,75\gamma H$. Метою роботи є визначення геомеханічно обґрунтованого діапазону тиску гідророзпушування для розрахунку параметрів насосних установок.

2. Методика

Дослідження проводилися аналітичними методами механіки деформованого твердого тіла для плоскої деформації пласта зі свердловиною. На першому етапі досліджувався пружне деформування, на другому етапі – пружно - пластичне деформування. Параметри зони не пружних деформацій визначалися з умови збігу значень тиску тріщино утворення при пружній і не пружній деформації РТН в прикордонній точці між цими станами.

3. Результати та обговорення

3.1. Пружний напружено - деформований стан

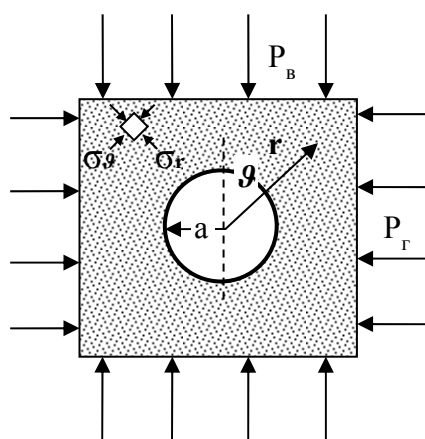
Напружений стан пластини з отвором описується суперпозицією рішень Кірша [6], і в прийнятих нами позначеннях має вигляд

$$\sigma_{rr}^{(H)}(r) = -\frac{P\epsilon}{2} \left[(1+\lambda) \left(1 - \frac{a^2}{r^2} \right) + (1-\lambda) \left(1 - 4\frac{a^2}{r^2} + 3\frac{a^4}{r^4} \right) \cos(2\vartheta) \right] \quad (1)$$

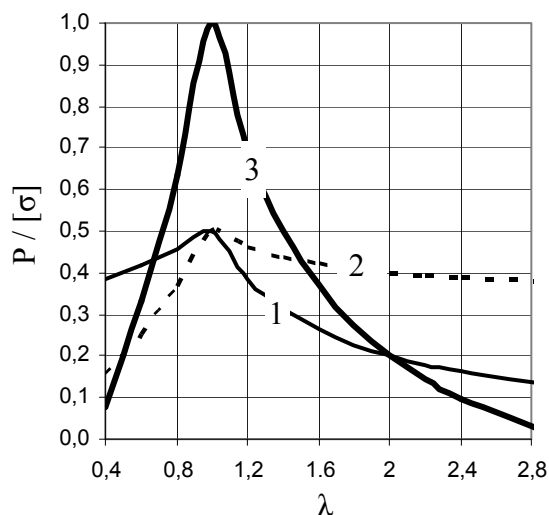
$$\tau_{r\theta}^{(H)}(r) = \frac{P\epsilon}{2} (1-\lambda) \left(1 + 2\frac{a^2}{r^2} - 3\frac{a^4}{r^4} \right) \sin(2\vartheta) \quad (2)$$

$$\sigma_{\theta\theta}^{(H)}(r) = -\frac{P\epsilon}{2} \left[(1+\lambda) \left(1 + \frac{a^2}{r^2} \right) - (1-\lambda) \left(1 + 3\frac{a^4}{r^4} \right) \cos(2\vartheta) \right] \quad (3)$$

де: λ - коефіцієнт горизонтального розпору, рівний $\lambda = P_r / P_v$.
Інші позначення наведені на малюнку 1а.



а



б

Малюнок 1 – Схема напружень біля свердловини (а) і величина тиску тріщино утворення (б) в пружному режимі деформування пласта: 1 - вертикальна компонента $P_{vy}^{max} / [\sigma]$; 2 - горизонтальна компонента $P_{ry} / [\sigma]$; 3 - тиск тріщино утворення $P_{Ty} / [\sigma]$

Оцінимо напруження на контурі порожній свердловини - без тиску води. Згідно (3)

$$\sigma_{\theta} / P_b = 2(1 - \lambda) \cos 2\theta - (1 + \lambda); \quad \sigma_r = 0; \quad (4)$$

Аналіз останньої залежності показує, що σ_{θ} досягає екстремальних значень при $\theta = 0$ і $\theta = \pi / 2$ - уздовж вертикалі і горизонталі:

$$\sigma_{\theta=0} / P_b = 1 - 3\lambda \quad (5)$$

$$\sigma_{\theta=\pi/2} / P_b = -3 + \lambda \quad (6)$$

Рівняння (5,6) дозволяють оцінити максимальні значення вертикальної і горизонтальної компоненти гірського тиску в пружній зоні.

У площині малюнка 1а на контурі порожньої свердловини діє тільки одна компонента напруження – σ_{θ} . Радіальні напруження σ_r на контурі відсутні. Перпендикулярно площині малюнка 1а діє осьове стискальне напруження σ_z , що дорівнює 0 при моделі плоского напруженого стану пласта. А при моделі плоскої деформації напруження σ_z не дорівнює 0, але його величина менше тангенціального напруження σ_{θ} , тому воно є проміжною компонентою. Таким чином, контур порожньої свердловини знаходиться в умовах одновісного стискання тангенціальним напруженням σ_{θ} . Якщо свердловина знаходиться в пружному стані, то максимальні контурні тангенціальні напруження $\sigma_{\theta\max}$ менші межі міцності вугілля при одноосьовому стисканні $[\sigma]$.

Залежно від величини λ максимальне тангенціальне напруження $\sigma_{\theta\max}$ може збігатися або з величиною тангенціальних напружень $\sigma_{\theta=0}$, що визначаються виразом (5), або з величиною тангенціальних напружень $\sigma_{\theta=\pi/2}$ – за виразом (6). Для $\lambda \leq 1$ більше виявляється $\sigma_{\theta=\pi/2}$, а для $\lambda \geq 1 - \sigma_{\theta=0}$. Оскільки в виразах (5,6) σ_{θ} негативні величини, а межа міцності $[\sigma]$ позитивна, ми поміняємо знаки їх правих частин

Тоді можна переписати (5,6) у вигляді:

$$\sigma_{\theta=\pi/2} = (3 - \lambda) P_b \leq [\sigma]; \quad \lambda \leq 1 \quad (7)$$

$$\sigma_{\theta=0} = (3\lambda - 1) P_b \leq [\sigma]; \quad \lambda \geq 1 \quad (8)$$

Звідки максимальне значення вертикальної компоненти гірського тиску, при якому контур свердловини ще знаходиться в пружному стані P_{by}^{\max} виразиться через межу міцності вугілля $[\sigma]$ і коефіцієнт горизонтального гірського тиску λ формулами

$$P_{by}^{\max} \leq [\sigma] / (3 - \lambda); \quad \lambda \leq 1 \quad (9)$$

$$P_{by}^{\max} \leq [\sigma] / (3\lambda - 1); \quad \lambda \geq 1 \quad (10)$$

При «гідростатичному», або рівно компонентному напруженому стані пласта ($\lambda_p = 1$) в граничному для пружного деформування свердловини випадку відповідне йому значення вертикальної компоненти гірського тиску P_{by}^p (при $\lambda_p = 1$) дорівнює

$$P_{by}^p = [\sigma] / 2 \quad (11)$$

Залежність максимальної вертикальної компоненти P_{by}^{\max} для пружного деформування від параметра λ - вельми сильна (див. лінію 1 мал.1б). І носить піко подібний характер.

Перейдемо до аналізу напруженого стану при нагнітанні в свердловину, яка після буріння перебувала в пружному стані. Напруження на її контурі під впливом тиску води, що нагнітається P_H визначаються відомими залежностями, які в наших позначеннях мають вигляд:

$$\sigma_{\theta} = 2 P_b (1 - \lambda) \cos 2\theta - P_b (1 + \lambda) + P_H; \quad \sigma_r = - P_H \quad (12)$$

Вони відрізняються від рівнянь (3.4) тільки наявністю члена P_H - тиску нагнітання, яке не залежить від кута θ . Тому кути θ , що визначають максимум і мінімум тангенціальної компоненти напружень σ_{θ} будуть такими ж, як в свердловині до початку нагнітання (5,6). А самі екстремальні тангенціальні напруження виходять з цих формул додаванням тиску нагнітання P_H

$$\sigma_{\theta=0} = (1 - 3\lambda) P_b + P_H \quad (13)$$

$$\sigma_{\theta=\pi/2} = (-3 + \lambda) P_b + P_H \quad (14)$$

Ці формули легко дозволяють визначити тиск нагнітання P_T , при якому в якійсь точці контуру $\theta = 0$, або $\theta = \pi / 2$ негативні значення σ_θ , поступово зменшуючись з ростом тиску в свердловині P_H , не перетворюються в 0:

$$P_T = P_B(3\lambda - 1); \quad \lambda \leq 1; \quad \vartheta = 0 \quad (15)$$

$$P_T = P_B(3 - \lambda); \quad \lambda \geq 1; \quad \vartheta = \pi/2 \quad (16)$$

Але, по мірі наближення λ до 1 хоч зліва, хоч справа допустимий тиск нагнітання P_T росте і значно перевершує вертикальну P_B компоненту гірського тиску. Максимальне ж значення $P_{T_y}^{\max}$ досягається при $\lambda = 1$ і вдвічі перевищує вертикальну компоненту гірського тиску P_B . Значення тиску $P_{T_y}^p$ (рівно компонентне) дорівнює межі міцності вугілля на стискання $[\sigma]$

$$P_{T_y}^p = [\sigma], \quad (17)$$

До речі, в нормативних документах тих часів, коли розробка вугільних пластів велася на невеликих глибинах [5] з пружним режимом деформування свердловин, вказаний саме такий діапазон тисків гідророзпушування і гідровіджимання. На сучасних глибинах розробки пружний режим може мати місце тільки на перших метрі - двох довжини свердловини. А більш глибокий її ділянку деформується вже в не пружному режимі.

3.2 Вибір критерію не пружного деформування

Напруження в не пружній області визначаються трьома класичними рівняннями рівноваги і критерієм пластичного (не пружного) деформування.

Специфіка розв'язуваної задачі - двовимірна постановка і двох зв'язних граничних контур відсікає застосування критеріїв, заснованих на взаємозв'язку всіх трьох компонент напруженого стану. Не допомагає і постулат про слабкий вплив проміжної компоненти – ми шукаємо вплив саме цієї компоненти – тиску нагнітання. Тому, в нашому розпорядженні залишаються всього два широко розповсюджених критерію: критерій Тріска – Сен - Венану, який непогано підходить для пластичних матеріалів, і критерій Кулона - Мора, який часто застосовується до ґрунтів і крихких матеріалів. Здавалося б, його і потрібно застосовувати. Але, більш детальний аналіз показує, що це не так.

Найбільш зручний для нашого аналізу вид критерію Кулона - Мора (див., наприклад, [8]) в прийнятих у нас позначеннях має вигляд:

$$P_B \geq 2C \cos \rho / (1 - \sin \rho) + P_T (1 + \sin \rho) / (1 - \sin \rho); \quad \lambda \leq 1 \quad (18)$$

$$P_T \geq 2C \cos \rho / (1 - \sin \rho) + P_B (1 + \sin \rho) / (1 - \sin \rho); \quad \lambda > 1 \quad (19)$$

де: C - зчеплення (опірність матеріалу зсуву); ρ – кут внутрішнього тертя.

У формулі (19) компоненти гірського тиску P_B і P_T переставлені місцями тому, що такий запис критерію Кулона - Мора вимагає, щоб в лівій частині стояла найбільша за величиною компонента стискаючого навантаження. А при $\lambda > 1$ горизонтальна компонента P_T більше вертикальної компоненти P_B .

Для зручності подальшого аналізу наведемо дві останні формули до випадку одноосного стиснення матеріалу граничним тиском. У формулі (18) потрібно покласти $P_T = 0$; $P_B = [\sigma]$, а у формулі (19), навпаки, $P_B = 0$; $P_T = [\sigma]$. В результаті отримаємо загальне для них вираз

$$2C \cos \rho / (1 - \sin \rho) = [\sigma] \quad (20)$$

значення лівої частини якого підставимо у (18, 19):

$$P_B \geq [\sigma] + P_T (1 + \sin \rho) / (1 - \sin \rho); \quad \lambda \leq 1 \quad (21)$$

$$P_T \geq [\sigma] + P_B (1 + \sin \rho) / (1 - \sin \rho); \quad \lambda > 1 \quad (22)$$

Замінюючи горизонтальну компоненту P_T виразом λP_B , отримаємо дві останні формули у вигляді:

$$P_B \geq [\sigma] + \lambda P_B (1 + \sin \rho) / (1 - \sin \rho); \quad \lambda \leq 1 \quad (23)$$

$$\lambda P_B \geq [\sigma] + P_B (1 + \sin \rho) / (1 - \sin \rho); \quad \lambda > 1 \quad (24)$$

Згрупувавши в останніх виразах члени, що містять вертикальну компоненту гірського тиску P_B , отримаємо

$$P_v [1 - \lambda(1 + \sin\rho) / (1 - \sin\rho)] \geq [\sigma]; \quad \lambda \leq 1 \quad (25)$$

$$P_v [\lambda - (1 + \sin\rho) / (1 - \sin\rho)] \geq [\sigma]; \quad \lambda > 1 \quad (26)$$

Величина $[\sigma]$ в правій частині останніх нерівностей завжди позитивна. Тиск P_v в лівій їх частині теж позитивна величина. Для справедливості останніх нерівностей (25, 26) необхідно, щоб множники в їх лівих частинах теж були позитивними:

$$1 - \lambda(1 + \sin\rho) / (1 - \sin\rho) \geq 0; \quad \lambda \leq 1 \quad (27)$$

$$\lambda - (1 + \sin\rho) / (1 - \sin\rho) \geq 0; \quad \lambda > 1 \quad (28)$$

З останніх нерівностей легко отримати діапазон значень λ , при яких можна застосовувати критерій Кулона – Мора

$$\lambda \leq (1 - \sin\rho) / (1 + \sin\rho) \quad (29)$$

$$\lambda \geq (1 + \sin\rho) / (1 - \sin\rho) \quad (30)$$

А в діапазоні значень

$$(1 - \sin\rho) / (1 + \sin\rho) \leq \lambda \leq (1 + \sin\rho) / (1 - \sin\rho) \quad (31)$$

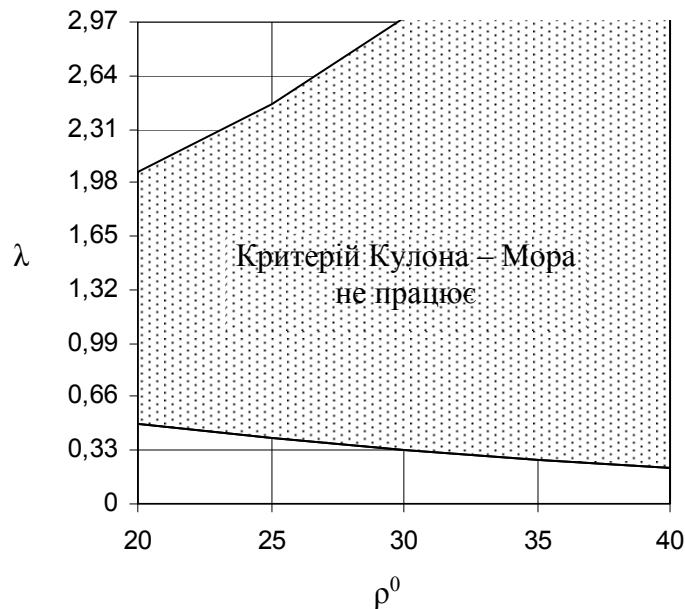
критерій Кулона – Мора не працює. За критерієм Кулона – Мора в цьому діапазоні не існує навантажень, які призводять до руйнування масиву або зразка гірської породи.

Іншими словами, у вихідній класичній формі записи критерію Кулона – Мора

$$C = \tau - \rho\sigma$$

права частина завжди буде негативною в діапазоні λ , який визначається формулою (31). Тобто в цьому діапазоні $\rho\sigma$ буде завжди більше τ і ні про яку рівність ефективних дотичних напружень (правій частині виразу) з величиною зчеплення мова йти не може – вони матимуть різні знаки.

Залежність коефіцієнта бічного опору λ від кута внутрішнього тертя, побудована за формулою (31) представлена на малюнку 2.



Малюнок 2 – Діапазон застосування критерію Кулона - Мора для $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3 = \lambda\sigma_1$

Типовим значенням кута внутрішнього тертя вугілля, що визначається стандартними методами випробувань зразків визначається стандартними методами випробувань зразків можна вважати $\rho = 30^\circ$. Згідно з цим малюнком область працездатності критерію Кулона – Мора в вугіллі обмежується значеннями $\lambda < 1/3$ і $\lambda > 3$. Тому критерію Кулона – Мора в його класичній інтерпретації не придатний навіть для найпростішої завдання – визначення

руйнівного навантаження зразка вугілля кубічної форми за каталожними даними його механічних характеристик в умовах плоскої деформації, коли $\lambda = 2/3$.

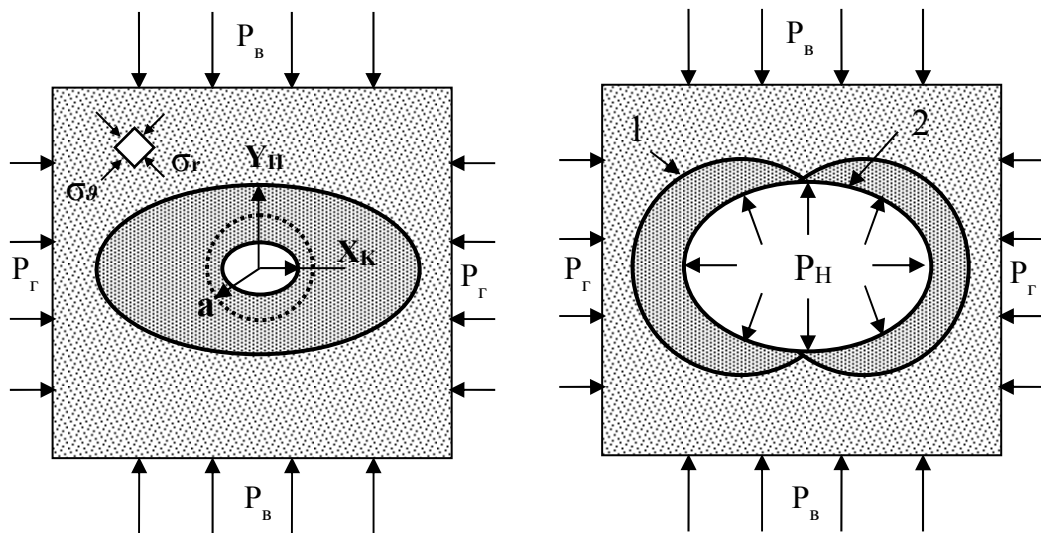
При більш складному напруженому стані, характерному для пружно-пластичного стану масиву зі свердловиною в умовах його плоскої деформації, не можна заздалегідь виключати окремі ділянки, де співвідношення мінімальної компоненти головних напружень до максимальної може виявитися в області працездатності критерію Кулона – Мора.

Причина появи великої не працюючої зони критерію Кулона – Мора полягає в лінеаризації обвідної кіл Мора, яка, насправді, має чітко виражену криволінійну форму [8]. При цьому каталожні дані містять саме лінеаризовану форму.

Тому ми скористалися критерієм Тріска – Сен-Венана. Результати подальшого розрахунку показують куди більш сильний вплив параметра λ , ніж можлива похибка від вибору цього критерію.

3.3. Пружно – пластичний напружено – деформований стан

Вибір критерію Тріска – Сен-Венана дозволив частково застосувати не погано розроблену класичну теорію. Положення контуру сухої свердловини до початку нагнітання і контуру зони не пружного деформування в разі $P_B > P_T$ показані на малюнку 3а суцільними лініями. Проектний круговий контур свердловини позначений пунктирною лінією.



Малюнок 3 - Зони не пружної деформації вугілля в околиці контуру свердловини до (а) і після початку нагнітання (б)

Під дією гірського тиску контур свердловини зменшується в розмірах і набуває форму еліпса. Навколо нього утворюється зона не пружних деформацій. Вона теж має форму еліпса, але його розміри більше проектного кругового контуру свердловини. Важливо, що не пружні деформації змінюють фільтраційні властивості пласта навколо свердловини. Пори і тріщини, що існували в ньому, деформуються і, можливо, частково закриваються.

Але з'являються розриви суцільності уздовж так званих ліній ковзання, які добре вивчені теорією пластичності.

Після початку нагнітання тиск води P_H діє в протилежному гірському тиску напрямку, знижуючи напруги в не пружної зоні і скорочуючи її розміри.

При підвищенні тиску нагнітання настає момент, коли частина контуру свердловини повертається в пружний стан. На рис. 3б показані розміри реальної 1 не пружної зони в цей момент. Положення контуру, який відповідає розрахунку методами теорії пластичності, показано лінією 2.

Класична формула для визначення зв'язку тиску нагнітання P_H з гірським тиском P_B (див., наприклад, формулу (V.44) роботи [9] в наших позначеннях має вигляд

$$P_H = [\sigma] \cdot \ln(c/a) + [\sigma] / 2 + P_B(1+\lambda) / 2 \quad (32)$$

де: a - характерний розмір контуру свердловини; c - характерний розмір зони не пружного деформування (лінія 1 рис. 3б).

Формула (32) була отримана для двостороннього розтягування на нескінченності, а обов'язковою умовою її застосування є гладкість зовнішнього контуру не пружної зони, показано на рис.3б лінією 1. Очевидно, що заміна знака зовнішніх напружень з розтягування на стиск порушує цю умову для будь-якого не рівно компонентного гірського тиску ($\lambda \neq 1$).

Тому, формула (32) працює тільки при «гідростатичному» зовнішньому напруженому стані, який є стискуючим – при $\lambda = 1$. У цьому випадку і деформований контур порожньої свердловини, і зовнішні контури зони не пружної деформації будуть колами, а не еліпсами.

З огляду на, що мінімальний тиск нагнітання P_{TH} , при якому область не пружного стиснення змінюється областю не пружного розтягнення, визначається з умови збігу розрахункового контуру не пружної зони і контуру свердловини $c = a$, перепишемо її для $\lambda = 1$ у вигляді

$$P_{TH} = [\sigma] / 2 + P_B \quad (33)$$

Неважко помітити, що значення тиску P_{TH} при підстановці в останню формулу (33) максимального значення вертикальної компоненти гірського тиску при пружною деформації свердловини з (11) $P_{By}^P = [\sigma] / 2$ дорівнюватиме

$$P_{TH} = P_{Ty}^P = [\sigma]$$

Тобто, для граничного значення вертикальної компоненти P_{By}^P , що визначає перехід від пружного до не пружного режиму деформування, значення тиску тріщино утворення, визначені за формулами не пружного (33) і пружного (17) режимів збігаються. Цей збіг свідчить про надійність використання формули (33) для визначення тиску тріщино утворення при не пружній деформації контуру свердловини рівно компонентним гірським тиском ($\lambda = 1$).

Залишилося якось визначити величину тиску тріщино утворення в не пружному режимі деформування свердловини при не рівно компонентному гірському тиску, коли $\lambda \neq 1$, і класична формула (32) не працює. Вона не працює через невідповідність першого члена її правої частині, який описує гладкий пластичний контур, його реальному обрису.

Для вирішення цієї проблеми пропонується вважати вид цього члена формули (32) невідомим. Тоді вона перепишеться у вигляді

$$P_H = X + [\sigma] / 2 + P_B(1+\lambda) / 2 \quad (34)$$

Невідому X для $\lambda \leq 1$ визначимо не з класичного рішення пружно пластичної задачі, а з умови збігу значень тиску тріщино утворення при пружній деформації P_{Ty} і не пружної деформації P_{TH} в прикордонній точці між цими станами, відповідної значенням вертикальної компоненти гірського тиску P_{By}^{max} , яка визначається формулою (9).

Тоді значення тиску тріщино утворення при не пружній деформації в прикордонній точці P_{TH} визначиться формулою (34) в якій P_{By} прийнято за формулою (9)

$$P_{TH} = X + [\sigma] / 2 + ([\sigma] / 2)(1+\lambda) / (3 - \lambda) \quad (35)$$

Величина тиску тріщино утворення при пружній деформації P_{Ty} в тій же прикордонній точці P_{By}^{max} визначиться формулою (14) в якій P_{By} прийнято за формулою (9)

$$P_{Ty} = [\sigma] (3\lambda - 1) / (3 - \lambda) \quad (36)$$

Прирівнюючи величини P_{TH} і P_{Ty} , отримаємо вираз для визначення X

$$X + [\sigma] / 2 + ([\sigma] / 2)(1+\lambda) / (3 - \lambda) = [\sigma] (3\lambda - 1) / (3 - \lambda) \quad (37)$$

звідки

$$X (3 - \lambda) / [\sigma] = (3\lambda - 1) - (3 - \lambda)/2 - (1/2) (1+\lambda) \quad (38)$$

Розкриваючи дужки і групуємо члени правої частини (38) отримаємо

$$X(3 - \lambda) / [\sigma] = 3\lambda - 1 - (3/2) + \lambda/2 - 1/2 - \lambda/2$$

$$X(3 - \lambda) / [\sigma] = 3\lambda - 1 - 2$$

$$X = 3[\sigma](\lambda - 1) / (3 - \lambda) \quad (39)$$

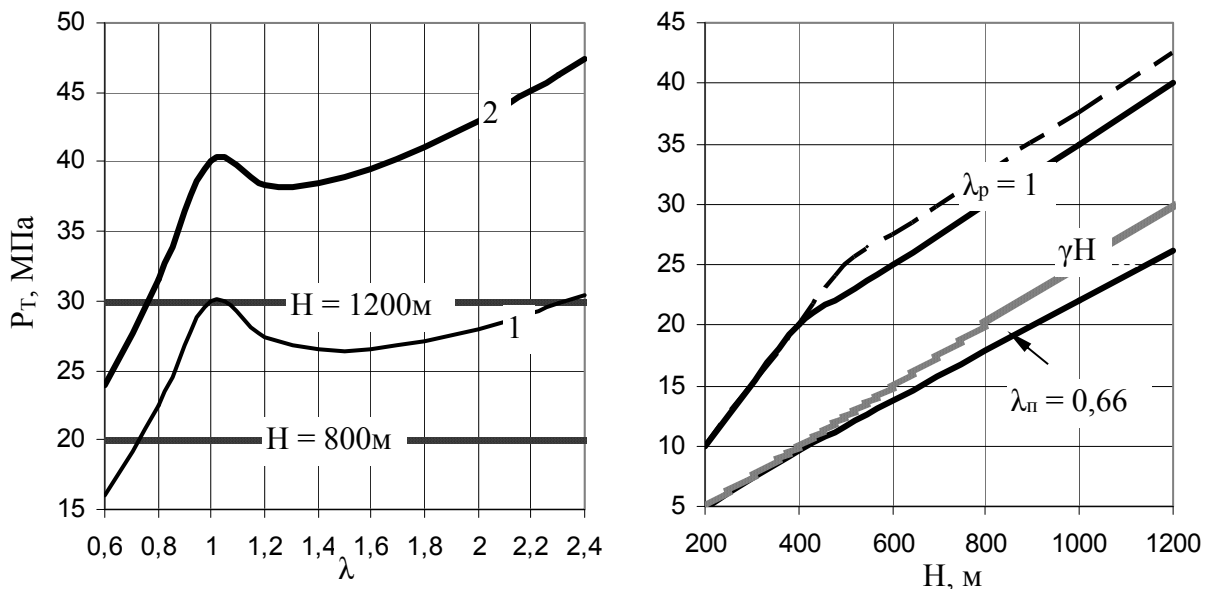
$$P_{Tн} = 3[\sigma](\lambda - 1) / (3 - \lambda) + [\sigma] / 2 + P_v(1 + \lambda) / 2; \quad \lambda \leq 1 \quad (40)$$

Хоча при виведенні останньої формули передбачалося, що $\lambda \neq 1$ підстановка в неї значення $\lambda = 1$ переводить формулу (40) в формулу (33), отриману класичними методами для рівно компонентного гірського тиску.

Тепер тиск початку тріщино утворення $P_{Tн}$ при не пружній деформації свердловини можна визначати формулою (40) як для не рівно компонентного, так і для рівно компонентного гірського тиску при $\lambda \leq 1$. Значення $P_{Tн}$ для $\lambda > 1$ можна без проблем отримати тим же способом. Ми цей висновок не наводимо, а формула має вигляд

$$P_{Tн} = [\sigma] / 2 + P_v(1 + \lambda) / 2 - 3[\sigma](\lambda - 1) / (3\lambda - 1); \quad \lambda \geq 1 \quad (41)$$

Результати розрахунку тиску початку тріщино утворення P_T від глибини залягання пласта і коефіцієнта бокового розпору λ , що враховують і пружне (15,16), і не пружне (40,41) деформування контуру свердловини представлені малюнку 4.



а) – залежність тиску початку тріщино утворення P_T від відносини λ горизонтальної компоненти P_H до вертикальної P_v ; б) - залежність тиску початку тріщино утворення P_T від глибини залягання пласта H

Малюнок 4 - Залежність тиску початку тріщино утворення від глибини залягання пласта і горизонтальної компоненти гірського тиску при не пружній деформації свердловини: 1 - для глибини 800м; 2 - для глибини 1200м

Графіки на мал. 4а побудовані для межі міцності вугілля одноосьовому стисканню $[\sigma] = 20$ МПа. Вони показують, що тиск, при якому утворюються тріщини P_T , сильно залежить від співвідношення λ горизонтальної компоненти гірського тиску до вертикальної. Ця залежність в діапазоні $\lambda \leq 1$ приблизно збігається з пружним режимом деформування контуру свердловини – при підвищенні λ з 0,6 до 1 тиск початку тріщино утворення в пружному режимі $P_{Tп}$ виростає приблизно в 3 рази, а в не пружному $P_{Tн}$ - приблизно в 2 рази. Тобто тиск $P_{Tн}$ при не пружній деформації свердловини менш чутливий до зміни параметра λ , ніж при пружною. Але, все одно, ця залежність настільки сильна, що вплив λ можна порівняти з впливом глибини залягання пласта.

Це добре видно на малюнку 4б. У стані плоскої деформації масиву ($\lambda_p = 0,66$) тиск початку тріщино утворення при не пружній деформації свердловини $P_{Tн}$ дещо менший

вертикального гірського тиску γH . А при гідростатичному (рівно компонентному) напруженому стані ($\lambda_p = 1$) воно вже перевищує величину гірського тиску на $\sim 33\%$.

При цьому вплив міцності вугілля зовсім не великий. На мал.4б пунктирна лінія відповідає $[\sigma] = 25\text{МПа}$, а що проходить поруч з нею суцільна лінія – відноситься до вугілля з на 20% меншою міцністю $[\sigma] = 20\text{МПа}$. Різниця між ними $\sim 6\%$.

У цьому полягає істотна відмінність пружного режиму деформування свердловини від не пружного. При пружному режимі тиск початку тріщини утворення серйозно зменшується за величиною зі зростанням λ вище 1, а при не пружному режимі – ні.

Якщо горизонтальна компонента гірського тиску перевершує вертикальну ($\lambda > 1$), то вплив параметра λ на тиск початку тріщини утворення при не пружній деформації $P_{Тн}$ значно зменшується. На рис. 4а показаний характер зміни цієї величини аж до $\lambda = 2,4$. Таке значення λ навряд чи часто зустрічається в реальних умовах. Але цей діапазон дозволяє простежити хід зміни тиску початку тріщини утворення. Як бачимо, при $\lambda > 1$ залежність має екстремальний характер. Локальний мінімум тиску $P_{Тн}$ досягається при $\lambda = 1,5$ на глибині 800м і $\lambda = 1,3$ на глибині 1200 м. Сам мінімум тиску - не глибокий, $\sim 12\%$ при $H = 800\text{м}$, і $\sim 4\%$ на глибині 1200 м від величини тиску початку тріщини утворення при рівно компонентному (гідростатичному) гірському тиску ($\lambda_p = 1$).

При прогнозній оцінці потрібного тиску насосної установки для гідророзпушування вугільних пластів його нижньою межею можна вважати величину рівну 90% вертикальної компоненти гірського тиску над фільтруючою частиною свердловини P_v , якщо воно більше горизонтальної компоненти. Якщо горизонтальна компонента гірського тиску більше вертикальної, то потрібне тиск насосної установки для гідророзпушування на сучасних і перспективних глибинах можна приймати на рівні 150% вертикальної компоненти гірського тиску над фільтруючою частиною свердловини.

Для найжорсткішої оцінки потрібного тиску насосної установки (без урахування втрат в напірної магістралі і герметизаторі) при гідророзпушуванні пласта за зоною опорного тиску

$$0,9\gamma H \leq P_{Тн} \leq 1,5\gamma H \quad (42)$$

При гідророзпушуванні очисного вибою пласт є розвантаженим від природної горизонтальної компоненти гірського тиску підготовчими виробками і λ для нього відповідає величині $\lambda_p = 0,66$ для плоскої деформації. А вертикальна компонента гірського тиску P_v на глибині герметизації шпуру буде менше γH . Тому, потрібний тиск його гідророзпушування, швидше за все, буде нижче значення, що визначається лівою частиною формули (42).

А при гідророзпушуванні прохідницького вибою на нього може діяти природна горизонтальна компонента гірського тиску і λ для нього може виявитися > 1 . Тому потрібний тиск гідророзпушування для нього визначається правою частиною (42). Хоча і в цьому випадку вертикальна компонента гірського тиску P_v на глибині герметизації шпуру буде менше γH .

Оскільки величина тиску гідророзпушування конкретного забою визначається співвідношенням компонент гірського тиску λ і глибиною герметизації свердловини, воно визначається результатами дослідних нагнітань. А область застосування формули (42) - вибір (або проектування) насосної установки для гідророзпушування.

4. Висновки

Специфіка розв'язуваної задачі - двовимірна постановка і двох зв'язний граничний контур відсікає застосування критеріїв, заснованих на взаємозв'язку всіх трьох компонент напруженого стану, а також розповсюдженого критерію Кулона – Мора із-за появи великої не працюючої зони – див. ф. (31) та мал.2 – внаслідок використання лінеаризованої обвідної кіл Мора у каталожних даних. Тому для вирішення пружно – пластичної задачі використаний критерій Треска.

При виборі або проектуванні насосних установок для гідророзпушування потрібний тиск у свердловині визначається формулою (42). Він не перевищує величини $1,5\gamma H$.

На сучасних глибинах розробки існуючі насосні установки ще задовольняють вимогам гідророзпушування. А при поглибленні гірничих робіт їх максимальний тиск потрібно збільшувати до $45 \div 50$ МПа.

Список використаних джерел:

- 1.Минеев С.П. (2016). Прогноз и способы борьбы с газодинамическими явлениями на шахтах Украины. Мариуполь: Восточный издательский дом.
- 2.Коптиков В.П., Бокий Б.В., Минеев С.П., Южанин И.А., &Никифоров А.В. (2016). Совершенствование способов и средств безопасной разработки угольных пластов, склонных к газодинамическим явлениям. Донецк: Проминь, 480 с.
- 3.Минеев С.П., Потапенко А.А., Мхитавари Т.Я., Никифоров А.В., Кузяра С.В., &Тимофеев Э.И. (2013). Повышение эффективности гидрорыхления выбросоопасных угольных пластов. Донецк: Восточный издательский дом.
- 4.Правила ведення гірничих робіт на пластах, схильних до газодинамічних явищ. СОУ 10.1.06174088.011.(2005). Київ: Мінвуглепром України.
- 5.Инструкция по безопасному ведению горных работ на пластах, опасных по внезапным выбросам угля, породы и газа. (1987). Москва: Минуглепром СССР.
- 6.Тимошенко С.П., Гудьер Дж. (1975).Теория упругости. Москва: Наука.
- 7.Минеев С.П., Рубинский А.А., Витушко О.В., &Радченко А.В. (2010). Горные работы в сложных условиях на выбросоопасных пластах. Донецк: Східний видавничий дім.
- 8.Шашенко О.М., Сдвижкова О.О., Гапеев С.М. (2008). Деформируемость и прочность массивов горных пород. Дніпропетровськ: Національний гірничий університет.
- 9.Савин Г.М.(1968). Распределение напряжений вокруг отверстий. Київ: Наукова думка.

References

- 1.Mineyev S.P. (2016). *Prognoz i sposoby bor'by s gazodinamicheskimi yavleniyami na shakhtakh Ukrainy*[Forecast and methods of combating gas-dynamic phenomena in the mines of Ukraine]. Mariupol': Vostochnyy izdatel'skiy dom.
- 2.Koptikov V.P., Bokiy B.V., Mineyev S.P., Yuzhanin I.A., &Nikiforov A.V. (2016). *Sovershenstvovaniye sposobov i sredstv bezopasnoy razrabotki ugol'nykh plastov, sklonnykh k gazodinamicheskim yavleniyam*[Improvement of methods and means of safe development of coal seams prone to gas-dynamic phenomena]. Donetsk: Promin'.
- 3.Mineyev S.P., Potapenko A.A., Mkhitarvari T.YA., Nikiforov A.V., Kuzyara S.V., &Timofeyev E.I. (2013). *Povysheniye effektivnosti gidrorykhleniya vybrosoopasnykh ugol'nykh plastov*[Improving the efficiency of hydraulic loosening of outburst hazardous coal seams]. Donetsk: Skhidniy vidavnichiy dim.
- 4.Pravyla vedennya hirnychyykh robit na plastakh, skhyl'nykh do hazodynamichnykh yavlyshch[Rules for conducting mining operations on formations prone to gas-dynamic phenomena]. SOU 10.1.06174088.011. (2005). Kyiv: Ministry of Coal Industry of Ukraine
- 5.Instruktsiya po bezopasnomu vedeniyu gornyykh robot na plastakh, opasnykh po vnezapnym vybrosam uglja, porody i gaza[Instructions for the safe conduct of mining operations in seams hazardous by sudden outbursts of coal, rock and gas]. Moscow: Ministry of Coal Industry of the USSR.
- 6.Timoshenko S.P., Goodyear J. (1975). *Teoriya uprugosti*[Elasticity theory]. Moscow: Science.
- 7.Mineyev S.P., Rubinsky A.A., Vitushko O.V., Radchenko A.V.(2010).*Gornyye raboty v slozhnykh usloviyakh na vybrosoopasnykh plastakh*[Mining operations in difficult conditions in outburst formations]. Donetsk: Skhidniy vidavnichiy dim.
- 8.Shashenko O.M., Sdvizhkova O.O., Gapev S.M. (2008). *Deformiruyemost' i prochnost' massivov gornyykh porod*[Deformability and strength of rock mass]. Dnepropetrovsk: National Mining University.
- 9.Savin GM (1968).*Raspredeleniye napryazheniy vokrug otverstiy*[Distribution of stresses around holes]. Kyiv: Scientific opinion.