

Mieczysław GLANOWSKI

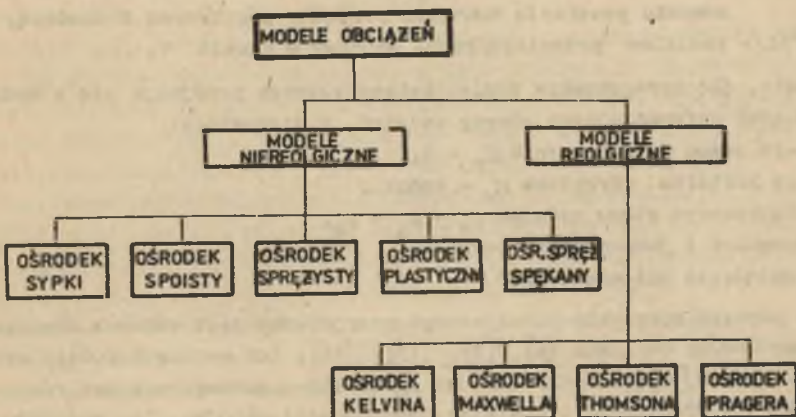
ANALIZA METOD OKREŚLANIA OBCIĄŻEŃ DLA POTRZEB
PROJEKTOWANIA OBUDÓW WYROBISK KORYTARZOWYCH
I KOMOROWYCH LZW

Streszczenie. W pracy dokonano oceny modeli ciśnień górotworu oraz omówiono proponowane metody określania obciążeń na obudowę wyrobisk korytarzowych, nienarażonych na bezpośredni wpływ eksploatacji w warunkach LZW.

1. OCENA MODELI CIŚNIEŃ GÓROTWORU

Ciśnienie górotworu jest zjawiskiem uwarunkowanym szeregiem czynników naturalnych oraz czynników będących następstwem działalności technicznej człowieka. Rozwinięte w ramach mechaniki górotworu, modele ciśnień jedynie fragmentarycznie uwzględniają ich wpływ. Większość modeli ciśnień nie uwzględnia podstawowego czynnika, jakim jest wpływ eksploatacji górniczej, stąd mogą być one odnoszone jedynie do wyrobisk wykonywanych w obrębie filaru ochronnego.

Cytowane w literaturze technicznej modele obciążeń można usystematyzować, biorąc za podstawę rodzaj ośrodka fizycznego, któremu przyporządkowany jest dany model/rys.1/.



Rys. 1. Schemat podziału modeli obciążeń

W modelach niereologicznych analizowany jest stan równowagi końcowej, tj. wytwarzający się po dłuższym czasie od momentu wykonania wyrobiska. Obciążenie obudowy wyrobiska, zlokalizowanego w ośrodku sypkim, spoiwym i sprężystym, określane jest przy założeniu wytworzenia się wokół wyrobiska odciażającego sklepienia skalnego /model: Protodiakonowa [1], [18], Cymbarewicza [1], [18], Borysowa [2], [12], Kommerella [20], bądź wystąpienia sił tarcia na płaszczyznach odłamu /poślizgu/, zmniejszających obciążenie obudowy poniżej wartości pierwotnego ciśnienia górotworu /model: Terzagiego [4], [6], [20], Bierbaumera [1], [9], [18], Gałczyńskiego [5].

W obydwu przypadkach konieczny jest czynnik ruchu - musi zaistnieć przemieszczenie górotworu do wnętrza wyrobiska. W przeciwnym przypadku nie ujawnia się siły tarcia lub nie nastąpi przesklepienie górotworu ponad wyrobiskiem. Modele te mogą zatem znaleźć zastosowanie jedynie w przypadku projektowania obudów podatnych /np. odrzwiowej obudowy drewnianej lub stalowej/. Działające na obudowę obciążenie ma wówczas charakter statyczny.

W ośrodku sprężystym, sprężysto-plastycznym i sprężysto-spękanym, jak również we wszystkich modelach reologicznych występuje obciążenie deformacyjne [1], [3], [18], [19], [26], będące wynikiem ograniczenia swobody przemieszczającego się górotworu do środka wyrobiska. Podstawowym założeniem modeli obciążeń deformacyjnych jest równość przemieszczeń radialnych obudowy i konturu wyrobiska [7], [21].

$$u^w/t/ - u_0^w = u^{ob}/t/ \quad //1/$$

gdzie:

- $u^w/t/$ - radialne przemieszczenie konturu wyrobiska w chwili t liczonej od momentu odsłonięcia wyrobiska,
- u_0^w - radialne przemieszczenie konturu wyrobiska zaistniałe do momentu powstania kontaktu pomiędzy górotworem a obudową,
- $u^{ob}/t/$ - radialne przemieszczenie obudowy w chwili t .

Ponadto, dla uproszczenia zapisu matematycznego przyjmuje się w modelach obciążeń deformacyjnych szereg założeń, a mianowicie:

- płaskiego stanu odkształcenia $\mathcal{E}_y = 0$,
- kołowego kształtu wyrobiska $r_w = \text{const.}$,
- hydrostatycznego stanu ciśnień $p_x = p_y = p_z$,
- izotropowości i jednorodności ośrodka,
- oraz pominięcia sił masowych.

Dla ośrodka sprężysto-plastycznego przyjmowany jest warunek równowagi granicznej według Coulumba [6], [7], [13], [16], lub według hipotezy wyłączeniowej Hubera [18], zaś dla ośrodka sprężysto-spękanego warunek równowagi granicznej Coulumba, z pominięciem spójności ośrodka. Dla ośrodków reologicznych przyjmowane są funkcje opisujące zależności pomiędzy naprężeniami a odkształceniami /równanie stosunku/, charakterystyczne dla poszczególnych modeli [1], [3], [5].

W szeregu modeli deformacyjnych /w ośrodku sprężystym, Kelvina, Maxwella przyjęte jest założenie $u_0^w = 0$, zatem opisują one obciążenie działające na obudowę wprowadzoną bezpośrednio w czole przodku, bez luzów w stosunku do konturu wyrobiska. Jak wykazano [16], [21], luzy konstrukcyjne pomiędzy obudową a konturem wyrobiska, występujące w powszechnie stosowanej obudowie odrzwiowej podatnej ŁP oraz w obudowie sklepieniowej bez iniekcji przestrzeni za obudową, wykluczają możliwość występowania ciśnień deformacyjnych na te obudowy zlokalizowane w ośrodku sprężystym i lepko-sprężystym.

Dla obudów powłokowych, wykonywanych bezpośrednio w czole przodku w wyrobisku zlokalizowanym w ośrodku sprężystym, podano propozycję określania ciśnień górotworu, uwzględniającą narastanie w czasie wartości cech sprężystych i wytrzymałościowych betonu natryskowego [13]. Uwzględniając fakt, że wielkość wywieranego nacisku na obudowę uzależniona jest w cytowanych modelach od momentu wprowadzania obudowy do górotworu i spada do zera w przypadku wykonania obudowy. Po zaistnieniu końcowych wartości przemieszczeń konturu wyrobiska, można modele ciśnień deformacyjnych w ośrodku sprężystym i lepko-sprężystym uznać za nieodzwoiercedlające rzeczywisty przebieg zjawiska.

Zagadnienie określenia obciążeń działających na obudowę wyrobisk nie-narażonych na bezpośredni wpływ eksploatacji górniczej jest również ujęte w normach [9], [10], oraz w projekcie normy [11].

W normie [9] podano siedem modeli obciążeń, a mianowicie:

- Protodiakonowa,
- Bierbaumera,
- Cymbarewiczca,
- ciśnienia spągowego,
- Kelvina,
- Sałustowiczca,
- oraz Maxwella.

W normie [10] podano ponadto model obciążeń statycznych według Sałustowiczca [18]. Modele reologiczne stosowane są w praktyce projektowej jedynie sporadycznie, z uwagi na brak danych odnośnie parametrów reologicznych górotworu karbońskiego i czasochłonności badań laboratoryjnych, koniecznych dla wyznaczania wartości tych parametrów.

Wzór określający obciążenie deformacyjne według modelu Sałustowiczca [9], [18], jest silnie wrażliwy na zmianę wartości granicy plastyczności skał, odnośnie określenia której brak jednoznacznych poglądów. W związku z powyższym, w krajowej praktyce projektowej obciążenia obudów w wyrobiskach nie raruszonych na bezpośrednie wpływy eksploatacyjne, określone są z reguły według trzech pierwszych modeli podanych w normie [9]. Modele te pozwalają na prawidłowe oszacowanie obciążeń jedynie w przypadku, gdy wyrobisko zlokalizowane jest w ośrodku sprężystym [13], tj. gdy zachodzi nierówność:

$$\sigma_{\max} < R_{cs} \cdot k_0$$

W warunkach górniczo-geologicznych LZW nierówność [2] nie jest zachowana, a tym samym modele obciążeń statycznych nie są miarodajne do oceny wartości obciążenia działającego na obudowę wyrobisk nie narażonych na bezpośrednie wpływy eksploatacyjne w LZW.

Zagadnienie określenia obciążeń w przypadku niezachowania warunku 2 analizowane jest między innymi w pracach [6], [7], [8], [13], [16], [21], [22]. W projekcie normy [11] podano modele ciśnień górotworu określone dla obudów powłokowych wykonywanych w ośrodku:

- sprężystym,
- sprężysto-plastycznym,
- sprężysto-spekąnym

oraz wykonywanych w płytce zalegających wyrobiskach.

W odróżnieniu do normy [9] sprecyzowano w projekcie normy [11] zakres stosowania poszczególnych modeli. Przyjęte w cytowanym projekcie modele ośrodka sprężysto-plastycznego i ośrodka sprężysto-spekąnego różnią się wartością spójności górotworu w obrębie strefy niesprężystej.

Dla ośrodka sprężysto-plastycznego projekt [11] proponuje przyjęcie $R_{cg}=0,5$. R_{cg} , zaś dla ośrodka sprężysto-spekąnego $R_{cg} = 0$, przy czym przejście z jednego ośrodka na drugi uwarunkowane jest wartością odkształcenia obwodowego na konturze wyrobiska ϵ_t .

Przyjęte w projekcie [11] rozwiązanie zagadnienia jest nieprecyzyjne, gdyż obszar, w którym odkształcenia obwodowe ϵ_t przekraczają graniczne odkształcenie górotworu przy ściskaniu ϵ_{ng} nie obejmuje całości strefy niesprężystej.

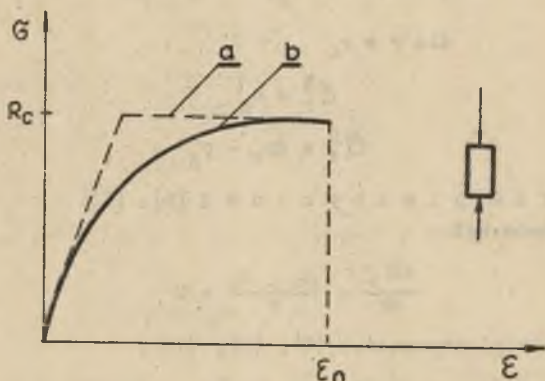
Bardziej prawidłowym wydaje się przyjęcie ośrodka trójfazowego, tj. sprężysto-plastyczno-spekąnego [6], [14]. Bazując na pracach [6], [7], [14] i [21], wprowadzono poniżej zależności opisujące stan naprężeń i przemieszczeń ośrodka trójfazowego oraz opisujące wielkość ciśnienia górotworu wywieranego na obudowę.

2. PROPONOWANA METODA OKREŚLANIA OBCIĄŻEŃ NA OBUDOWĘ WYROBISK NIENARAŻONYCH NA BEZPOŚREDNIE WPLYWY EKSPLOATACYJNE W LZW

2.1. Założenia

Rozważa się stan naprężeń i przemieszczeń w ośrodku sprężysto-plastyczno-spekąnym przy przyjęciu następujących założeń:

1. Hydrostatyczny stan ciśnień $\lambda = 1$.
2. Kołowego kształtu przekroju poprzecznego wyrobiska $r = r_0 = \text{const}$.
3. Pominięcie sił masowych.
4. Wyidealizowanej zależności $\sigma - \epsilon$ /rys. 2/.
5. Linijowej obwiedni kół Mohra.
6. Istnienia płaskiego stanu odkształcenia $\epsilon_y = 0$.
7. Jednorodności i izotropowości ośrodka.

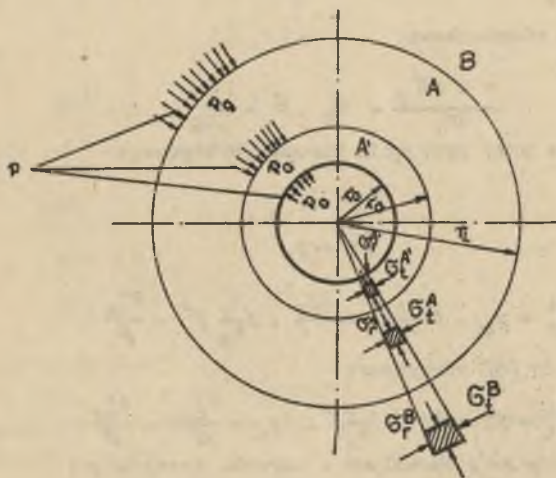


Rys. 2. Zależności $G - \epsilon$ dla ciała kruchego - a - zależność wyidealizowana b - zależność rzeczywista

2.2. Stan naprężeń

Przyjęte oznaczenia przedstawiono na rys. 3.

W strefie sprężystej [17], [18]:



Rys. 3. Zasięg analizowanych ośrodków. A - obszar spękany, A - obszar plastyczny, B - obszar sprężysty

$$\sigma_r^B = p_z / 1 - \frac{r_L^2}{r^2} + p_g \cdot \frac{r_L^2}{r^2}$$

$$\sigma_t^B = p_z / 1 + \frac{r_L^2}{r^2} / - p_g \cdot \frac{r_L^2}{r^2} \quad /4/$$

$$\text{dla } r = r_L$$

$$\sigma_r^B = p_g \quad /5/$$

$$\sigma_t^B = 2p_z - p_g \quad /6/$$

W strefie plastycznej [6], [7]
Z warunku równowagi

$$\frac{d\sigma_r}{dr} - \frac{\sigma_t - \sigma_r}{r} = 0 \quad /7/$$

oraz z warunku plastyczności [6], [7], [16].

$$\sigma_t = \sigma_r / 1 + \beta / + R_{CG} \quad /8/$$

$$\beta = \frac{2 \cdot \sin \varphi_g}{1 - \sin \varphi_g} \quad /9/$$

gdzie:

φ_g - kąt tarcia wewnętrznego,

R'_{CG} - wytrzymałość górotworu przy ściskaniu w obrębie strefy plastycznej

otrzymamy równanie różniczkowe

$$\frac{r \cdot d\sigma_r}{dr} - \sigma_r \cdot \beta = R'_{CG} \quad /10/$$

którego rozwiązanie przy przyjęciu warunku brzegowego

$$r = r_a$$

$$\sigma_r = p_a$$

ma postać

$$\sigma_r^A = p_a \cdot \left/ \frac{r}{r_a} \right/^\beta + \frac{R'_{CG}}{\beta} \cdot \left/ \frac{r}{r_a} \right/^\beta - \frac{R'_{CG}}{\beta} \quad /11/$$

Podstawiając /11/ do /8/ otrzymamy:

$$\sigma_t^A = /1 + \beta / \cdot \left/ \frac{r}{r_a} \right/^\beta \cdot /p_a + \frac{R'_{CG}}{\beta} / - \frac{R'_{CG}}{\beta} \quad /12/$$

Zasięg strefy plastycznej określono z warunku brzegowego:

$$r = r_L$$

$$\sigma_r^A = \sigma_r^B \quad /13/$$

Wartość naprężenia radialnego $\sigma_r^A = p_g$, koniecznego dla utrzymania górotworu w stanie sprężystym wyznaczono z warunku plastyczności /8/, podstawiając /5/ i /6/,

$$2 \cdot p_z - p_g = p_g / 1 + \beta / + R'_{CG}$$

gdzie:

$$p_g = \frac{2 \cdot p_z - R'_{CG}}{2 + \beta} \quad /14/$$

Zatem z warunku brzegowego /13/ otrzymamy

$$r_L = r_a \cdot \frac{p_g \cdot \beta + R'_{CG}}{p_a \cdot \beta + R'_{CG}} \cdot \frac{1}{\beta} \quad /15/$$

W strefie spękań

Z warunku równowagi /10/ oraz z warunku nośności granicznej w obrębie strefy spękań [7]

$$\sigma_t = \sigma_r / 1 + \beta' / \quad /16/$$

gdzie:

β' - współczynnik określony wzorem /9/ dla kąta tarcia wewnętrznego w obrębie strefy spękań p_g

otrzymano równanie różniczkowe:

$$\frac{d\sigma_r}{dr} - \frac{\beta' \cdot \sigma_r}{r} = 0, \quad /17/$$

którego rozwiązanie przy przyjęciu warunku brzegowego

$$\begin{aligned} r &= r_0 \\ \sigma_r &= p_0 \end{aligned}$$

ma postać

$$\sigma_r^{A'} = p_0 / \left(\frac{r}{r_0} \right)^{\beta'} \quad /18/$$

podstawiając /18/ do /16/ otrzymamy:

$$\sigma_t^{A'} = / 1 + \beta' / \cdot p_0 \cdot \left(\frac{r}{r_0} \right)^{-\beta'} \quad /19/$$

Dla $r = r_a$

$$\sigma_t^{A'} = p_0 \cdot \left(\frac{r_a}{r_0} \right)^{-\beta'} = p_a \quad /20/$$

2.3. Stan przemieszczeń

W strefie sprężystej

Odształcenia strefy sprężystej są wynikiem zmiany stanu naprężeń w stosunku do pierwotnego [18]

$$\Delta \sigma_r = p_z / 1 - \frac{r_L^2}{r^2} / + p_g \cdot \frac{r_L^2}{r^2} - p_z \quad /21/$$

$$\Delta \sigma_t = p_z / 1 + \frac{r_L^2}{r^2} / - p_g \cdot \frac{r_L^2}{r^2} - p_z \quad /22/$$

W płaskim stanie odkształcenia

$$\varepsilon_t = \frac{1}{E_g} \left[(1 - \nu^2) \cdot \Delta \sigma_t - \nu (1 + \nu) \cdot \Delta \sigma_r \right] \quad /23/$$

podstawiając dla $\lambda = 1$

$$\varepsilon_t = \frac{u}{r}, \quad /24/$$

Otrzymamy wartość radialnego przemieszczenia w obrębie strefy sprężystej

$$u_B = \frac{1 + \nu}{E_g} \cdot \frac{r_L^2}{r} / p_z - p_g / \quad /25/$$

W strefie plastycznej [7]

Z warunku nierozdzielności odkształceń

$$\frac{d\varepsilon_t}{dr} - \frac{\varepsilon_r - \varepsilon_t}{r} = 0 \quad /26/$$

oraz z warunku nieściśliwości materiału

$$\varepsilon_r + \varepsilon_t = 0 \quad /27/$$

otrzymamy równanie różniczkowe

$$\frac{d\varepsilon_t}{\varepsilon_t} = - \frac{2 dr}{r} \quad /28/$$

którego rozwiązanie ma postać:

$$\varepsilon_t = \frac{c}{r^2} \quad /29/$$

Podstawiając /24/, otrzymamy:

$$u_A = \frac{c}{r} \quad /30/$$

Z warunku brzegowego

$$r = r_L$$

$$u_A = u_B$$

otrzymamy wartość radialnego przemieszczenia w obrębie strefy plastycznej

$$u_A = \frac{1 + \nu}{E_g} \cdot \frac{r_L^2}{r} / p_z - p_g / \quad /31/$$

zaś odkształcenie obwodowe

$$\varepsilon^A = \frac{1 + \nu}{E_g} \cdot \frac{r_L^2}{r^2} / p_z - p_g / \quad /32/$$

Największą wartość osiągają odkształcenia obwodowe, dla $r = r_a$.

$$\varepsilon_t^{\max} = \frac{1 + \nu}{E_g} \cdot \frac{r_L^2}{r_a^2} / p_z - p_g / \quad /33/$$

w przypadku, gdy odkształcenia te przekraczają graniczne odkształcenia górotworu przy ścisnaniu ε_{pg} , następują wówczas spękania górotworu i ośrodek przyjmuje cechy ośrodka sypkiego.

Zatem zasięg strefy spękań można wyznaczyć z warunku:

$$\text{stąd} \quad \varepsilon_t^{\max} = \varepsilon_{ng} \quad /34/$$

$$r_a = r_L \cdot \sqrt{\frac{1 + \nu / (p_z - p_g)}{\varepsilon_{ng} \cdot E_g}} \quad /35/$$

W strefie spękań

Przyjmując za [18] zwiększenie objętości górotworu w wyniku spękania, można zapisać

$$2\pi \cdot r_o \cdot u^{A'} = 2\pi \cdot r_a \cdot u^{A'} + (r_a^2 - r_o^2) / \pi \cdot \delta \quad /36/$$

stąd przemieszczenia radialne konturu wyrobiska.

$$u^{A'} = \frac{1 + \nu}{E_g} \cdot \frac{r_L^2}{r_o} \cdot (p_z - p_g) + \frac{r_a^2 - r_o^2}{2 \cdot r_o} \cdot \delta \quad /37/$$

gdzie:

δ - stopień zwiększenia objętości skał przy ich spękaniu.

2.4. Określenie wpływu podporności obudowy na zasięg poszczególnych stref

Podstawiając do /35/ zależność /15/, otrzymamy:

$$r_a = r_o \cdot \frac{p_g \cdot \beta + R'_{CG}}{p_a \cdot \beta + R'_{CG}} \cdot \frac{1}{\beta} \cdot \sqrt{\frac{1 + \nu / (p_z - p_g)}{\varepsilon_{ng} \cdot E_g}} \quad /38/$$

stąd po wprowadzeniu zależności /18/ otrzymamy zasięg strefy spękań

$$r_a = r_o \cdot \left[\frac{p_g \cdot \beta + R'_{CG}}{\beta \cdot p_o} \cdot \left[\frac{\sqrt{1 + \nu / (p_z - p_g)}}{\varepsilon_{ng} \cdot E_g} \right]^\beta - \frac{R'_{CG}}{\beta \cdot p_o} \right]^{1/\beta} \quad /39/$$

Podstawiając /39/ do /20/ można wyznaczyć wartość p_a rozumianą jako naprężenie radialne, konieczne do utrzymania stanu plastycznego /bez przejścia w stan spękań/.

$$p_a = \frac{p_g \cdot \beta + R'_{CG}}{\beta} \cdot \left[\frac{\sqrt{1 + \nu / (p_z - p_g)}}{\varepsilon_{ng} \cdot E_g} \right]^\beta + \frac{R'_{CG}}{\beta} \quad /40/$$

Tym samym można wyróżnić dane charakterystyczne wartości naprężeń radialnych, niezależnych od parametrów obudowy:

- p_g , która określa minimalne naprężenia radialne konieczne dla utrzymania górotworu w stanie sprężystym, oraz
- p_a - określające minimalne naprężenie radialne konieczne dla utrzymania górotworu w stanie plastycznym.

Analizę powyższych zależności przeprowadzono dla przeciętnych parametrów geomechanicznych górotworu karbońskiego LZW. Jako reprezentatywne przyjęto ilowce o następujących parametrach [15]:

$$\begin{aligned}
 R_{cs} &= 25,3 \text{ MPa} \\
 R_{rs} &= 3,3 \text{ MPa} \\
 \nu &= 0,375 \\
 E_s &= 8000 \text{ MPa} \\
 \varepsilon_{ns} &= 0,0047
 \end{aligned}$$

Kąt tarcia wewnętrzznego i spójności górotworu oceniono według załącznika nr 1 do projektu normy [11].

$$\delta = \frac{25,3}{3,3} = 7,7$$

$$p_z = 2,5 \cdot 960 \cdot 10^{-2} = 24,0 \text{ MPa}$$

$$R_{cg} = 0,4 \cdot 25,3 = 10,1 \text{ MPa}$$

$$\eta = 0 \quad \rho_s = 30^\circ \rightarrow \alpha = 0,577$$

$$\sigma_{\max} = 0,577 / 2 \cdot 24,0 - 10,1 = 21,9 \text{ MPa}$$

$$\nu = \frac{21,9}{3,3} = 6,64 \rightarrow \rho_s = 30^\circ$$

$$c_s = 3 \cdot 3,3 = 9,9 \text{ MPa}$$

$$c_g = 0,4 \cdot 9,9 = 3,96 \text{ MPa}$$

$$A = \frac{1 + \nu / \cdot / p_z - p_g /}{\varepsilon_{ng} \cdot E_g} = \frac{1 + 0,375 / \cdot / 24,0 - 9,5 /}{0,007 \cdot 6400} = 0,6671$$

2.5. Określenie wpływu podporności obudowy na wartość ciśnień statycznych

W wyniku rozluźnienia struktury skał w obrębie strefy spękań powstaje niebezpieczeństwo statycznego obciążenia obudowy ciężarem tych skał [7], [16]. Wartość statycznego ciśnienia górotworu /MPa/ na obudowę proponuje się określić zależnością

$$q = 10^{-2} \cdot \gamma_o \cdot /r_a - r_o / \quad /41/$$

Zależność ta prowadzi do niższych wartości ciśnień statycznych aniżeli zależność podana w projekcie normy [11] oraz w [13], [16] :

2.6. Określenie wymaganej podatności obudowy

Podstawiając /35/ do /37/, otrzymamy

$$u^{A'} = \frac{1 + \nu}{E_g} \cdot \frac{r_L^2}{r_o} / p_z - p_g / + \frac{r_L^2}{3 \cdot r_o} \cdot \frac{1 + \nu / \cdot / p_z - p_g /}{\varepsilon_{ng} \cdot E_g} \cdot \delta - \frac{r_o}{2} \cdot \delta$$

stąd

$$u^{A'} = \frac{1 + \nu}{E_g} \cdot \frac{r_L^2}{r_o} / p_z - p_g / \cdot /1 + \frac{\delta}{2 \cdot \varepsilon_{ng}} / - \frac{r_o}{2} \cdot \delta \quad /42/$$

Wyznaczone w punkcie 2.4 i 2.5 zależności $r_a = f/p_0$ i $r_L = /p_0/$ oraz $q = /r_a/$ są ważne przy założeniu nieskrępowania przez obudowę swobody przemieszczeń konturu wyrobiska $u^{A'}$.

przyjęto

$$\varphi_g = \varphi_a = 30^\circ$$

$$\beta = \beta = \frac{2 \cdot \sin 30^\circ}{1 - \sin 30^\circ} = 2,0$$

$$E_g = 0,8 \cdot 8000 = 6400 \text{ MPa}$$

$$\varepsilon_{ng} = 1,5 \cdot 0,0046 = 0,007$$

Głębokość krytyczna

$$H_{kr} = \frac{50 \cdot R_{cg}}{\gamma_0}$$

$$H_{kr} = \frac{50 \cdot 10,1}{2,5} = 202 \text{ m} < H = 960 \text{ m}$$

$$P_g = \frac{2 \cdot 24,0 - 10,1}{2 + 2} = 9,5 \text{ MPa}$$

$$R'_{cg} = 0,5 \cdot 10,1 = 5,0 \text{ MPa}$$

$$p_a = \frac{9,5 \cdot 2 + 5,0}{2} : \left[\frac{\sqrt{1 + 0,375 / (0,007 \cdot 6400)} / (24,0 - 9,5)}{0,007 \cdot 6400} \right]^2 - \frac{5,0}{2} = 2,84 \text{ MPa}$$

Z uwagi na fakt, że podporność obudów, stosowanych w praktyce górniczej, jest znacznie niższa od obliczonej wartości p_a , wokół wyrobiska wytworzy się wówczas strefa spękań.

W tabelicy 1 określono zasięg strefy spękań i strefy plastycznej w zależności od przyjętej wartości podporności obudowy p_0 .

Uzyskane wyniki przedstawiono na rys.4.

Tabela 1

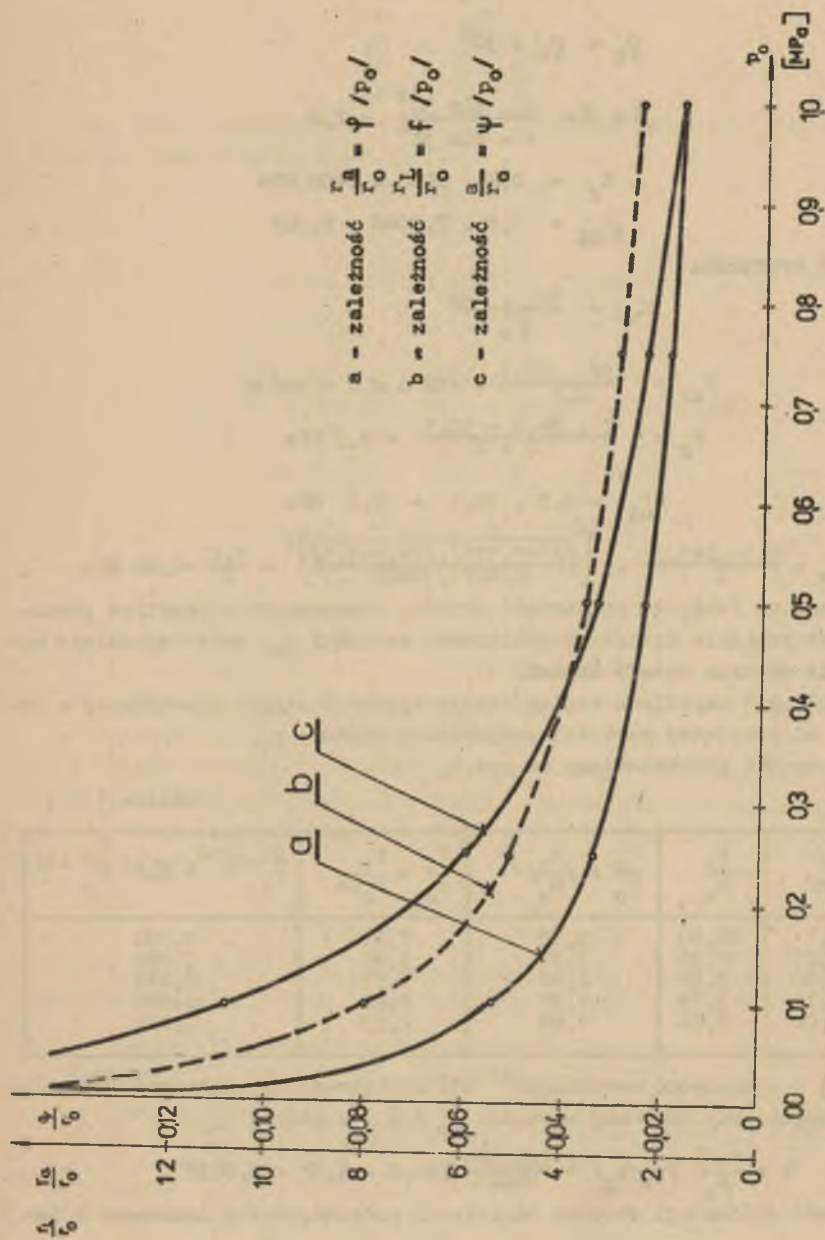
p_0 /MPa/	$\frac{p_a}{p_0}$	$\frac{r_a}{r_0} = \frac{p_a}{p_0} / \beta$	$\frac{r_L}{r_0} = \frac{r_a}{r_0} \cdot A$	$\frac{q}{r_0} = 10^{-2} \cdot \gamma_0 \cdot \frac{r_a}{r_0} - 1/$
0,1	28,40	5,33	7,99	0,108
0,25	11,36	3,37	5,05	0,059
0,50	5,68	2,38	3,57	0,034
0,75	3,79	1,95	2,92	0,024
1,00	2,84	1,69	2,53	0,017

W tabelicy 2 wyznaczono wartości $u^{A'}$ dla analizowanych parametrów górniczo-geologicznych przy zmiennej wartości p_0 i δ , w której

$$B = \frac{1 + \gamma}{E_g} / p_z - p_g / = \frac{1 + 0,375}{6400} / 24,0 - 9,5 / = 0,0032$$

Wielkość deformacji obudowy odrzutowej podatnej można oszacować z zależności

$$u^{ob} = u^{A'} - u^B - u^0$$



Rys. 4. Zależność zasięgu stref niesprężystych oraz statycznego ciśnienia górotworu od aktywnej podporności obudowy

gdzie:

u^B - sprężyste przemieszczenie konturu wyrobiska określone wzorem

$$u^B = \frac{1+\nu}{E_g} \cdot r_o \cdot p_z \quad /44/$$

u^o - luz konstrukcyjny obudowy, tj. początkowa odległość obudowy /wykładki/ od konturu wyrobiska.

Uzyskane wartości przedstawiono na rys. 5.

Przemieszczenia radialne obudowy są sumą przemieszczeń wykładki i przemieszczeń odrzwi

$$u^{ob} = \frac{E_w \cdot p_o}{E_w} + \frac{2 \cdot \Delta L}{\pi} \quad /45/$$

gdzie:

- E_w - grubość wykładki,
- E_w - moduł ściśliwości wykładki,
- p_o - podporność obudowy /MPa/

$$p_o = \frac{10^{-3} \cdot N_z}{r_o \cdot d} \quad /46/$$

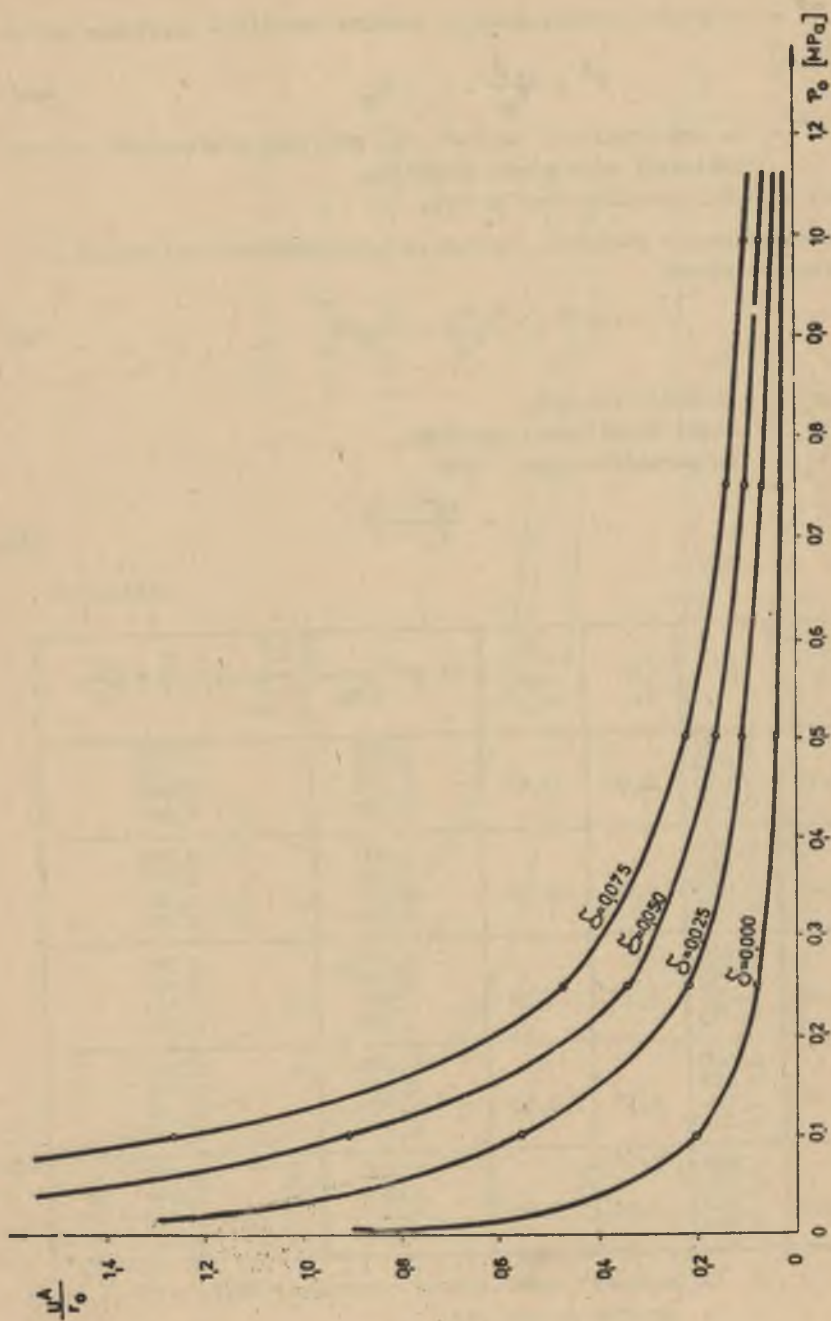
Tablica 2

p_o /MPa/	σ	$\frac{r_L}{r_o}$	$\frac{r_L^2}{r_o^2}$	$1 + \frac{\delta}{2 \cdot \xi_{ng}} \cdot C$	$\frac{r_L^2}{r_o^2} \cdot C_{B-B} \cdot \frac{\delta}{2} = \frac{u \Delta^2}{r_o}$
0,1	0,000	7,99	63,84	1,000	0,204
	0,025			2,786	0,557
	0,050			4,571	0,909
	0,095			6,357	1,261
0,25	0,000	5,05	25,02	1,000	0,080
	0,025			2,786	0,211
	0,050			4,571	0,341
	0,075			6,357	0,471
0,50	0,000	3,57	12,74	1,000	0,041
	0,025			2,786	0,101
	0,050			4,571	0,161
	0,075			6,357	0,222
0,75	0,000	2,92	8,53	1,000	0,027
	0,025			2,786	0,063
	0,50			4,571	0,100
	0,075			6,357	0,136
1,00	0,000	2,53	6,40	1,000	0,020
	0,025			2,786	0,044
	0,050			4,571	0,069
	0,075			6,357	0,093

N_z - nośność zamka obudowy odrzwiowej /kN/,

d - rozstaw odrzwi /m/,

r_o - promień osi odrzwi /m/.



Rys. 5. Zależność przemieszczenia konturu wyrobiska od wartości P_0 i

W obudowach kotwiono-odrzwiowych podporność obudowy /MPa/ można oszacować według zależności

$$P_o = \frac{10^{-3} \cdot N_z}{r_o \cdot d} + \frac{10^{-4} \cdot \pi \cdot d_k^2 \cdot R_a}{4 \cdot a \cdot b} \quad /47/$$

gdzie:

- R_a - wytrzymałość obliczeniowa stali /MPa/,
 d_k - średnica żerdzi kotwionej /cm/,
 a, b - rozstaw kotwi /m/.

Zatem przewidywany zsuw w zamkach wyniesie

$$\Delta L = /u^A - u^B - u_o - \frac{E_w \cdot P_o}{E_w} / \cdot \frac{N}{2} \quad /48/$$

Przeprowadzone przez autora badania dołowe obudowy odrzwiowej ŁP wykazały, że nośność zamka jest w odrzwiach znacznie niższa aniżeli w złączu prostym i nie przekracza:

- dla obudowy z profilu KSKO-21 $N_z = 100$ kN
- dla obudowy z profilu V - 25 $N_z = 150$ kN

2.7. Oszacowanie wartości ciśnienia górotworu

W celu zinterpretowania wyprowadzonych zależności określono szacunkową wartość ciśnienia górotworu, jaka działać będzie w warunkach górnictwo-geologicznych kopalni pilotująco-wydobywczej na obudowę:

- ŁP-8 z profilu KSKO-21, przy rozstawie odrzwi 0,33 m,
- ŁP-8 z profilu V - 25, przy rozstawie odrzwi 0,75 m,
- na obudowę dla wyrobisk z płaskim stropem o szerokości $s_o = 5,0$ m.

Obudowa ŁP-8/KSKO-21

Przyjęto:

$$\begin{aligned} E_w &= 1,0 \text{ MPa} \\ g_w &= 0,15 \text{ m} \\ d &= 0,33 \text{ m} \\ u_o &= 0,05 \text{ m} \\ r_o &= 2,35 \text{ m} \\ N_z &= 100 \text{ kN} \\ \delta &= 0,0 \end{aligned}$$

$$P_o = 10^{-3} \cdot \frac{100}{0,33 \cdot 2,35} = 0,129 \text{ MPa}$$

$$r_a = 2,35 / \frac{2,84}{0,129} / \frac{1}{2} = 11,03 \text{ m}$$

$$r_L = \frac{11,03}{0,6671} = 16,53 \text{ m}$$

Przewidywane obciążenie statyczne obudowy

$$q = 10^{-2} \cdot 2,5 \cdot /11,03 - 2,35/ = 0,217 \text{ MPa}$$

$$u^A = \frac{1 \cdot 0,375}{6400} \cdot \frac{16,53^2}{2,35} \cdot /24,0 - 9,5/ = 0,36 \text{ m.}$$

$$u^B = \frac{1 \cdot 0,375}{6400} \cdot 2,35 \cdot 24,0 = 0,012 \text{ m.}$$

Przewidywany zsuw w zamkach

$$\Delta L = /0,36 - 0,12 - 0,05 - \frac{0,14 \cdot 0,129}{1,0} / \cdot \frac{\sqrt{\pi}}{2} = 0,44 \text{ m.}$$

Obudowa ŁP-8/V-29

$$d = 0,75 \text{ m}$$

$$N_z = 200 \text{ kN}$$

$$p_o = 10^{-3} \cdot \frac{200}{0,75 \cdot 2,35} = 0,113 \text{ MPa}$$

$$r_a = 2,35 \cdot / \frac{2,84}{0,113} /^{1/2} = 11,78 \text{ m}$$

$$r_L = \frac{11,78}{0,6671} = 17,66 \text{ m}$$

Przewidywane obciążenie statyczne obudowy

$$q = 10^{-2} \cdot 2,5 / 11,78 - 2,35/ = 0,236 \text{ MPa}$$

$$u^A = \frac{1 \cdot 0,375}{6400} \cdot \frac{17,66^2}{2,35} \cdot /24,0 - 9,5/ = 0,41 \text{ m.}$$

Przewidywany zsuw w zamkach

$$\Delta L = /0,41 - 0,012 - 0,05 - \frac{0,15 \cdot 0,13}{1,0} / \cdot \frac{\sqrt{\pi}}{2} = 0,54 \text{ m.}$$

Obudowa dla wyrobisk z płaskim stropem

$$N_z = 150 \text{ kN}$$

$$d = 0,75 \text{ m}$$

$$R_a = 350 \text{ MPa}$$

$$a = 1,25 \text{ m}$$

$$b = 0,75 \text{ m}$$

$$r_o = 8,00 \text{ m}$$

$$d_k = 2,20 \text{ m}$$

$$r_w = 2,70 \text{ m}$$

$$p_o = \frac{10^{-3} \cdot 150}{8,00 \cdot 0,95} + \frac{10^{-4} \cdot 3,14 \cdot 2,20^2 \cdot 350}{4 \cdot 0,75 \cdot 1,25} = 0,167 \text{ MPa}$$

$$r_a = 2,70 \cdot / \frac{2,84}{0,167} /^{1/2} = 11,14 \text{ m}$$

$$r_L = \frac{11,14}{0,6671} = 16,70 \text{ m}$$

przewidywane obciążenie statyczne obudowy

$$q = 10^{-2} \cdot 2,5 \cdot / 11,14 - 2,7/ = \underline{0,211 \text{ MPa}}$$

$$u^A = \frac{1+0,375}{6400} \cdot \frac{16,70^2}{2,70} \cdot /24,0-9,5/ = 0,32 \text{ m}$$

Przewidywany zsuw w zamkach pionowych i poziomych

$$\Delta L_1 = 0,32 - 0,012 - 0,05 - \frac{0,15 + 0 \cdot 167}{1,0} = \underline{\underline{0,23 \text{ m}}}$$

3. WNIOSKI

Przeprowadzona ocena modeli ciśnień górotworu, stosowanych w dotychczasowej praktyce projektowej oraz przeprowadzona analiza stanu naprężeń i przemieszczeń ośrodka sprężysto-plastyczno-spękanego pozwala na sformułowanie następujących wniosków:

- 3.1. Dla warunków górniczo-geologicznych jednostki pilotująco-wydobywczej LZW modele ciśnień statycznych są niemiernodajne.
- 3.2. Z uwagi na brak danych, odnośnie parametrów reologicznych warstw lubelskich, modele reologiczne nie mogą stanowić podstawy do oszacowania ciśnień górotworu.
- 3.3. Zdaniem autora ciśnienie górotworu w warunkach górniczo-geologicznych LZW, z dostateczną dla praktyki projektowej dokładnością można oszacować w oparciu o model ośrodka sprężysto-plastyczno-spękanego.
- 3.4. W ośrodku sprężysto-plastyczno-spękanym można wyróżnić dwie charakterystyczne wartości naprężeń p_g i p_a , niezależnie od parametrów obudowy.
- 3.5. Wielkość ciśnienia górotworu na obudowę jest funkcją parametrów geomechanicznych górotworu $/R_{cg}, R'_{cg}, \rho_g, \rho'_g, \epsilon_{ng}, E_g, \nu, \gamma_o/$, parametrów górniczych $/H, r_o, s_w/$ oraz podporności obudowy p_o .
- 3.6. W przypadku, gdy podporność aktywna obudowy $p_o > p_g$ wokół wyrobiska nie powstają strefy niesprężyste. Wartość ciśnienia górotworu na obudowę można oszacować wówczas według modeli ciśnień statycznych.
- 3.7. W przypadku, gdy podporność aktywna obudowy $p_a \leq p_o \leq p_g$ - wokół wyrobiska powstaje strefa plastyczna o nieznacznym zasięgu. Działające na obudowę ciśnienie górotworu jest wynikiem oparcia się odspojonych skał strefy plastycznej.
- 3.8. W przypadku, gdy podporność aktywna obudowy $p_o < p_a$ - wokół wyrobiska powstaje strefa spękań i strefa plastyczna o znacznym zasięgu. Działające ciśnienie górotworu jest wynikiem oparcia się odspojonych skał strefy spękannej.
- 3.9. Przemieszczenie konturu wyrobiska jest funkcją parametrów geomechanicznych górotworu, parametrów górniczych oraz podporności obudowy.

LITERATURA

- [1] BORECKI M., CHUDEK M.: Mechanika górotworu. Śląsk, Katowice 1972.
- [2] BORYŠOV A.: Rascety gornogo davlenija w lavach pologich plestov. Nedra, Moskva 1964.
- [3] FILCEK H.: Wpływ czasu na stan naprężenia i odkształcenia górotworu w sąsiedztwie wyrobiska chodnikowego. Zeszyty Problemowe Komitetu Górnictwa PAN.T.1, z.1, 1963.
- [4] FILCEK H., MIKOŠ T., ZORYCHTA A.: Wpływ kształtu nieobudowanego wyrobiska korytarzowego o nierównym konturze na koncentrację naprężeń wokół niego. Zeszyty Naukowe AGH, Kraków 1973, z.45.
- [5] GAŁCZYŃSKI S.: Ciśnienie górotworu na obudowę poziomego wyrobiska tunelowego, wykonanego w ośrodku wrażliwym na zmianę stanu naprężeń. Zeszyty problemowe górnictwa PAN, 1970, t.8, z.1.
- [6] KASTNER H.: Statik des Tunnel - und Stollenbaues. Berlin 1971.
- [7] LIBERMAN.: Davlenija na krepł kapitalnych vyrabotok. Wyd. Nauka, Moskva 1969.
- [8] MOSTKOV W.: Stroitelstvo podzemnych sooruzenij bolszogo seczenija. Moskva 1963.
- [9] Norma: BN-73/0434-04.: Wyrobiska korytarzowe poziome i pochyłe w kopalniach. Obudowa murowa sklepieniowa. Wytyczne projektowania i obliczeń statycznych.
- [10] Norma BN-75/0434-05.: Wyrobiska komorowe. Obudowa. Obliczenia statyczne i projektowanie.
- [11] Norma BN-77/0434 - Wyrobiska korytarzowe i komorowe w kopalniach. Obudowa powłokowa. Wytyczne projektowania i obliczeń statycznych.
- [12] PODGÓRSKI K., PODGÓRSKI WŁ.: Obudowa kotwiona wyrobisk górniczych. Śląsk, Katowice 1969.
- [13] Praca OBR-BG "BUDOKOP": Wytyczne projektowania i obliczeń statycznych przyszłych wyrobisk poziomych. Mysłowice 1975 /praca nie publikowana/.
- [14] Praca OBR-BG "BUDOKOP": Sprawozdanie z badań stanowiskowych obudowy dla wyrobisk z płaskim stropem. Mysłowice marzec 1978.
- [15] Praca OBR-BG "BUDOKOP": Wyniki badań parametrów geomechanicznych i hydrotechnicznych skał pobranych w otworze badawczym dla potrzeb głębiania szybów I i II. Mysłowice 1975.
- [16] RUEKA K., WYPCHOL N., MATEJA J.: Teoretyczne aspekty projektowania obudów wyrobisk korytarzowych i komorowych w warunkach wzmożonych ciśnień. Projekty - Problemy Budownictwa Węglowego 1975, nr 6.
- [17] RUEKA K., MATEJA J., WYPCHOL N.: Metodyka projektowania obudów powłokowych dla długotrwałych wyrobisk górniczych drążonych w sztybm górotworze. Przegląd Górniczy 1978.

- [18] SAŁUSTOWICZ A.: Zarys mechaniki górotworu. Śląsk, Kattwice 1965.
- [19] SAŁUSTOWICZ A.: Mechanika górotworu cz.I. Wyd.Górnictwo-Hutnicze. Stalinogród 1955.
- [20] STOMATELLO M.: Tunele i miejskie budowle podziemne. Wyd.Arkady.Warszawa 1970.
- [21] WYPCHOL N.: Warunki optymalnej współpracy obudowy z górotworem. Rudy i Metale Nieżelazne 1976, nr 4.
- [22] ZASŁAWSKIJ J., ZORIN A., CZERMAK I.: Rasczety parametrov krepki vyrobotok glubokich szacht. Wyd. Technika, Kijów 1972.
- [23] CHUDEK M.: Obudowa wyrobisk korytarzowych i komorowych. Śląsk, Kattwice 1972.

Резюме:

В статье приводится оценка моделей давления горного массива, а также рассматриваются предлагаемые методы определения нагрузений на крепь горных выработок большой протяжённости не подвергаемых непосредственным влиянием эксплуатации в условиях ЛУБ.

ANALYSIS OF METHODS OF DEFINING THE LOADS FOR DESIGNING THE DOG HEADINGS AND CHAMBER HEADINGS LININGS IN THE LUBLIN COAL FIELD

S u m m a r y

The paper estimates the models of orogen pressures and discusses the proposed methods of defining the loads on dog headings not being subject to immediate influence of exploitation in the Lublin Coal Field conditions.