ZESZYTY NAUKOWE POLITECHNIKI ŚLASKIEJ

Seria: GÓRNICTWO z. 185

Nr kol. 1072

Mirosław CHUDEK

TAPANIA W GÓROTWORZE O WARSTWOWEJ BUDOWIE

Streazczenie. Na podstawie analizy stanu równowagi naprężeń występujących w otoczeniu zawałowej eksploatacji pokładu – podano zależności określające warunki powatawania zwiększonych naprężeń i naglego niezczenia struktury stropu i pokładu funkcyjnie związanych: z wytrzymałością skał karbońskich two:zących strop pokładu, grubo-ścią pokładu i wytrzymałością węgla oraz z głębokością ich zalegania.

W pracy wykorzystując wyniki geomechaniczne KWK "Katowice" poda-no przykłady liczbowe obliczania naprężeń i innych wskaźników charakterystycznych dla tąpań w naturalnych warunkach geotechnicznych. W przykładach do obliczeń przyjęto najniekorzystniejeze (skraj-nie możliwe) parametry wytrzymałościowe skał przyczyniających się do zaistnienia tepniecia.

Podeno między innymi wzory na obliczanie: - maksymalnych naprężeń przed czołem ściany z uwzględnieniem podporności obudowy P_ i postępu frontu eksploatacji V_x oraz zawału stropu V dla średnich warunków geotechnicznych

$$\delta_{zr max}^{(r)} = \frac{P_{z}}{2C_{1}} \left[L_{s} + V_{x} \cdot t(1 - \frac{V_{z} \cdot t_{z}}{V_{x} \cdot t}) \right] - \frac{P_{r} \cdot L_{w}}{C_{1}}$$

- maksymalnych naprężeń przed czołem ściany w warunkach tępiących przy zaleganiu w stropie warstwy piaskowca o wysokiej wytrzymalosci

$$\delta_{\max}^{(t)} = R_{cs} + \frac{P_z}{2C_1} (V_x \cdot t - V_z \cdot t_z) - \frac{P_r \cdot L_s}{C_1}$$

- średnich naprężeń ściskających w warunkach tąpań
 - w pokładzie węgla

$$6_{zwt} = \frac{R_{cw} \cdot P_z}{0.5 P_z + 0.37 R_{cw}}$$

- w stropie eksploatowanego pokładu

$$6_{tat} = \frac{R_{cs} \cdot P_z}{1.5 P_z + 0.33 R_{cs}}$$

Podano warunki tąpliwości układu strop - pokład, klasyfikując je w cztery grupy stopnia zagrożenia tąpaniem przy eksploatacji ścianowej z zawałem stropu

 $I \quad \mathbf{6}_{zat} > \mathbf{6}_{zwt} > \mathbf{R}_{cw}$ silnie tapiacy II $6_{zet} < 6_{zwt} > R_{cw}$ tapiacy III $6_{zet} > 6_{zwt} < R_{cw}$ skłonny do tąpań IV $6_{zet} < 6_{zwt} < R_{cw}$ nie skłonny do tapań 1990

optymalnej szybkości posuwu frontu górniczego w warunkach tapań

$$V_{x} \leq \frac{Q_{a} 5 \ m}{t} \sqrt{\frac{P_{z}}{R_{rs}}} \qquad [m/d]$$

 energii potencjalnej wstrząsów wywołanych nagłym załamaniem się stropu zasadniczego o długości większej od

$$L_{max} = 3,75 h_{rz} \sqrt{\frac{R_{rs}}{p_z}}$$

- która wynosi dla eksploatacji:
- = z zawałem stropu $E_{p(z)} = 3,75 \cdot U_z \cdot h_{rz} \sqrt{p_z \cdot R_{rs}} \cdot y_i$
- z podsadzką hydrauliczną

Omówiono także przyczyny zwiększonego stanu naprężeń w górotworze.

1. WPROWADZENIE

Prowadzone w kraju i za granicą liczne obserwacje i badania; także laboratoryjne (modelowe) oraz prace teoretyczne pozwoliły na wyjaśnienie szeregu zjawisk determinujących powstawanie nadmiernych koncentracji naprężeń prowadzących do tępań. W szczególności w szerokim zakresie wyjaśnione zostały przyczyny ich powstawania, które pochodzą od czynników naturalnych i górniczych. Do czynników naturalnych zalicza się: naturalną skłonność węgla do tępań, głębokość zalegania pokładu, jego grubość i nachylenie, a przede wszystkim wytrzymałość skał otaczających eksploatowany pokład. Czynniki górnicze stwarzają odpowiednie sytuacje eksploatacji pokładów, które prowadzę do wzrostu i koncentracji naprężeń w górotworze i pokładzie, przekraczające wytrzymałość graniczną stropu, pokładu i spągu, a tym samym powoduję powstawanie nagłych zniszczeń warstw stropowych czy pokładu.

Do czynników powodujących tąpania należą: małe parcele eksploatacji pokładów, zbliżenie się frontu do starych zrobów, chodników oraz uskoków, a także oddziaływanie resztek niewybranych części pokładu na eksploatację wyżej i niżej zalegających pokładów, oddziaływanie krawędzi zatrzymanej eksploatacji itp.

Fakt zwiększenia się wytrzymałości węgla przy działaniu ciśnienia pierwotnego p_z i jego składowych p_x , p_y w strefie zwiększonych naprężeń (warunki podobne do badania próbek węgla w trójosiowym stanie naprężeń) występujących w czasie eksploatacji pokładu przed czołem przodku – pozwala także na wyjaśnienie mechanizmu tępań w układzie strop – pokład, w otoczeniu skał o wysokiej wytrzymałości na ściskanie.

Sztywny układ stropowy obciążający pokład charakteryzujący się naturalną wysoką wytrzymałością stwarza warunki sprzyjające powstawaniu tąpań pokładowych, a w przypadkach szczególnych przy odpowiedniej wytrzymałości

warstw spągowych – tąpania spągowe. Zachwianie równowagi w górotworze spowodowana nieprzestrzeganiem zasad właściwej eksploatacji złóż jest często przyczyną koncentracji nadmiernych naprężeń prowadzących do nagłego niezczenia etruktury pokładu węgla, warstw stropowych czy spągowych, a więc tąpań.

Uwzględniając naturalne parametry górotworu otaczającego eksploatowany pokład oraz zależności analityczne podane w pracy [6], [2]- określone zostały warunki powstawania nagłego naruszenia struktury górotworu, czyli tąpań pokładowych. W pracy wykorzystano geomechaniczne parametry naturalne KWK "Katowice" i dla nich podano przykłady liczbowe obliczenia naprężeń i innych wskaźników charakterystycznych dla tąpań w naturalnych warunkach geotechnicznych.

W przykładach do obliczeń przyjęto najniekorzystniejaze parametry wytrzymałościowe skał przyczyniające się do powstawania tąpań w kopalni "Katowice".

2. OZNACZENIA PODANE NA RYS. 1 I ICH WIELKOŚCI WG 6

Zp – wysokość zawału pełnego

$$Zp = 1,7 . m \sqrt{\frac{p_z}{R_{ps}}} = 7,8 . m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}, m,$$
 (1)

- H, m głębokość zalegania i grubość eksploatowanego pokładu (warstwy)
 R_{re}, R_{ce} średnie wartości wytrzymałości skał na rozcięganie i ściskanie w warstwach w otoczeniu przestrzeni zawałowej,
- = $Q_{\rm v}$, Q = składowe obciążenia $Q_{\rm i}$,
- Q_H reakcja obciążenia Q_y,
- L szerokość przedziału roboczego, maksymalna długość wspornika skalnego

$$L_{W} = 7 \cdot m \sqrt{\frac{R_{FB}}{P_{Z}}} = 1,53 \cdot m \sqrt{\frac{R_{GB}}{P_{Z}}}, m,$$
 (2)

- h_{rz} grubość stropu bezpośredniego o wysokiej wytrzymałości na ściskanie, m,
- m grubość półki nad zawałem utrzymującej czasowo w równowadze waratwy zalegające na zawale pełnym

$$m_1 = 1.8 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{rs}}} = 8.1 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}, m,$$
 (3)





Rys. 1. Deformacja warstw stropowych przy eksploatacji pokładu a) zawał pełny (Zp) i obciążenia w otoczeniu frontu ściany przy jej pełnym biegu (n . L_z), b) schemat układu sił po uzyskaniu i-tego zawału pełnego

Fig. 1. Deformation of roof strata due to the mining of headings a) full caving (Zp) and loads around the longwall front in its full run (n . L_z), b) diagram of the distributions of forces after the i-th full caving

- J^{*}_{śr} średni ciężar objętościowy skał w warstwach do rozpatrywanaj głęgokości H, MPa/m,
- Mb minimalna odległość pionowa pokładu podbierającego od podbieranego

$$M_{b} = 3,5 \cdot m \sqrt{\frac{P_{z}}{R_{re}}} = 16 \cdot m \sqrt{\frac{P_{z}}{R_{ce}}}, m,$$
 (4)

 - Lz - długość (rozpiętość) strefy zawałowej potrzebnej do uzyskania pełnego zawału

$$L_{z} = 14 . m \sqrt{\frac{R_{rs}}{p_{z}}} = 3,1 . m \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_{z}}}, m,$$
 (5)

L s szerokość (rozpiętość) sklepienia ciśnień w otoczeniu przestrzeni zawałowej, maksymalna długość belki zwisającej nad przestrzenią wybraną przy mocnym stropie

$$L_{g} \cong L_{z} + L_{w} = 21 \cdot m \sqrt{\frac{R_{rg}}{p_{z}}} = 4,6 \cdot m \sqrt{\frac{R_{cg}}{p_{z}}}, m, \qquad (6)$$

- S - wysokość strefy odprężonej nad strefą zaważową

$$S_0 = Zp + \frac{1}{2}m_1 = 2.6 . m \sqrt{\frac{p_z}{R_{res}}}, m,$$
 (7)

 C₁ - odległość występowania maksymalnych naprężeń ściskających od czoła ściany w głąb calizny dla Pr = 0 (Pr - podporność obudowy)

$$C_1 \cong 0.5 \cdot m \sqrt{\frac{P_z}{R_{ro}}} = 2.3 \cdot m \sqrt{\frac{P_z}{R_{co}}}, m_z$$
 (8)

X_w – strefa zwiększonych naprężeń przed czołem ściany

.

$$X_{W} = 2,7$$
, $m \sqrt{\frac{p_{Z}}{R_{rs}}} = 12,6$, $m \sqrt{\frac{p_{Z}}{R_{cs}}}$, m , (9)

tgz – kąt zasięgu wpływu eksploatacji zawałowej na górotwór za przedzia~ żem roboczym (na górotwór naruszony roborami wybierkowymi)

$$tgz = 0.5 \frac{P_z}{R_{rs}} = 10 \frac{P_z}{R_{cs}},$$
 (10)

p_ - ciśnienie pierwotne w górotworze

$$\mathbf{p}_{\tau} = \mathbf{f}_{dc} \cdot \mathbf{H}; \quad \text{MPa.} \tag{11}$$

3. PIERWOTNY STAN NAPRĘŻEŃ W GÓROTWORZE NIENARUSZONYM

W górotworze nienaruszonym o poziomym zaleganiu warstw, pierwotny stan naprężeń określają trzy składowe główne:

$$p_z = \gamma_{\text{sr}} \cdot H$$
, MPa (12)
 $p_x = p_y = \gamma \cdot p_z$, MPa (13)

gdzie:

J_{śr} - ciężar objętościowy skał okraślony, jako średnia wartość do rozpatrywanej głębokości H,

 η – współczynnik poziomego rozpierania,

$$\eta = \frac{\sqrt{2}}{1 - \sqrt{2}}, \quad \sqrt{2} - \text{współczynnik Poissona.}$$

Eksploatacja pokładu powoduje naruszenie równowagi pierwotnych naprężeń (12), a nad przestrzenię wyskeploatowanę w warstwach stropowych (rys. 1b) działanie obciężenia jednostajnego:

$$q_{\underline{i}} = \frac{Q_{\underline{i}}}{x_{\underline{i}}} = p_{\underline{z}} \cdot y_{\underline{i}}, \quad MN/m$$
 (14)

Obciężenie jednostajne q_i wywołuje w tych warstwach działanie momentu zginającego:

$$M_{i} = \frac{q_{i} \cdot x_{i}^{2}}{8}$$
(15)

Moment zginający M_i działający na poszczególne warstwy zalegające ponad przestrzenią wybranego pokładu na zawał napotyka na opór wynikający z wytrzymałości danej warstwy o przekroju h_{rz}.y_i, wskaźniku wytrzymałościowym W_{z,} i wytrzymałości R_r i R_c.

Jeżeli $M_1 > W_{x_1}$. (R_{C1} + R_I) co zachodzi w czasie w przeciętnych warunkach geotechnicznych, to wówczas następuje deformacja warstw na wysokość Zp, a tym samym zawał w strefie L_z.

Deformacja stropu zatrzymywana jest przez warstwy wyżej zalegające, które swoją wytrzymałością (sztywnością) przejmują obciążenie pierwotne stabilizując nad przestrzenię wyeksploatowanę względny czasowy stan równowagi. Dalsze przesuwanie się frontu eksploatacji powoduje niszczenie

warstw nad zawałem pełnym i powatanie strefy spękań – strefa odprężona So, ponad którę wykształce się strefa ugięć aż do powierzchni.

4. STAN NAPRĘŻEŃ W GÓROTWORZE O WYSOKIEJ WYTRZYMAŁOŚCI NARUSZONYM EKSPLOATACJĄ

Wyrobisko górnicze w zależności od swych wymiarów, powoduje odsłonięcie górotworu za pomoca płaszczyżn o kształcie zwiazanym z jego funkcją. Tym samym składowe naprężeń pierwotnych działające w kierunkach do tych płaszczyzn nie są zrównoważone, wobec czego następuje zachwianie równowaai górotworu. Pojawiaja się wokół wyrobiska naprężenia radialne i obwodowe przewyższające wartość wytrzymałości skał na rozciąganie i ściskanie. Analizując wielkość naprężeń ściskających 🛛 🔬 w otoczeniu wyrobieka eksploatacyjnego, tj. wyrobiska o długim froncie wybiegu znacznie większym od poprzecznego przekroju, można stwierdzić, że stan naprężeń w otoczeniu ściany zawałowej określają obciążenia pochodzące od ciśnienia pierwotnego p, które na długości powstałej przestrzeni po wybranej części pokładu o grubości 🔳 wywołują moment niszczący M_{max} powodujący powstanie zawału częściowego, pełnego i wysokiego oraz zmianę naprężeń i odkaztałceń górotworu w otoczeniu wyrobiska zawałowego a także warstw nadległych i wyżej zalegających (rys. 1). Wytrzymałość warstw górotworu w GZW zestawiono w tablicy 1, a w obszarze KWK "Katowice" w tablicy 2.

Tablica 1

Lp.	Grupa stratygraficzna warstwy	R _{CS} (MPa)	R rs (MPa)	ðár (kN/m ³)		
1	100/200 - Łaziskie, Libiązkie	18,2	0,90	21,1		
2	300 - Orzeskie	65,1	3,35	22,4		
3	400 - Rudzkie	50,0	2,70	23,0		
4	500 - Siodłowe	75,2	4,30	22,7		
5	600 - Brzeżne	75,6	4,80	23,7		
	b) rodzaju skał wg badań GIG					
Lp.	Rodzaj skały	R cs (MPa)	R (MPa)	∛śr (kN/m³)		
1	Zlepieniec	77,80	3,80	24,5		
2	Piaskowiec gruboziarnisty	84,70	4,70	24,7		
3	Piaskowiec drobno i średnio ziarnisty	80,30	3,90	24,8		
4	Łupek piaszczysty	37,15	2,60	24,6		
5	Łupek ilasty	48,0	3,3	24,8		
6	Wegiel	13.7	0,7	13,0		

Średnie wartości wytrzymałości skał karbońskich wg a) grup stratygraficznych

Lp.	Werstwy geologiczne	Rodzaj skaž	Grubość [m]	R _{rs} [MPa]	R _{ce} [MPa]	ði [MPa/m]
1	Czwartorzęd	gleba, glina	34,9	-	-	0,026
2	Orzeskie (300)	piaskowice Żupki ilasta wegiel	79,0 152,0 7,0	8,0 4,0 0,4	160 80 8	0,025 0,025 0,012
<u> </u>				-,.		
3	Rudzkie (400)	piaskowce ≵upki węgiel	154,1 163,7 16,2	5,4 4,2 0,6	108 84 12	0,025 0,024 0,013
4	Siodłowe (500)	piaskowce ≩upki węgiel	31,0 17,0 15,0	7,9 4,6 0,7	158 92 14	0,026 0,024 0,013
	Średnie wartości			5,45	99,5	0,0237

Średnie własności wytrzymałościowe skał górotworu w obszarze KWK "Katowice"

Z ilości warstw zalegających w GZW wynika, że za wielkość i rozkład naprężeń oraz deformację górotworu odpowiedzialna są skały płone, których udział w budowie górotworu wynoai około 0,9 . H podczas, gdy maksymalna grubość warstw węglowych wynosi 0,1 . H.

W obszarza KWK "Katowica" średnię wartość wytrzymałości na rozcięganie i ciężar objętościowy skał obliczono wzorami:



gdzie:

R_{r.} – wartość wytrzymałości skał na rozciąganie,

- m, grubość warstwy,
- H głębokość eksploatacji,
- 🕺 ciężar objętościowy skał danej warstwy.

Poszczególne wartości w obszarze KWK "Katowice" (tablica 2) wynoszą:

$$R_{rs} = \frac{264.1 \cdot 8.0 + 332.7 \cdot 4.5 + 738.2 \cdot 0.6}{669.9} = 5.45 \text{ MPs}$$

$$R_{cs} = \frac{264,1 \cdot 150 + 332,7 \cdot 80 + 38,2 \cdot 10}{669,9} = 99,5 \text{ MPa}$$

$$\frac{264,1 \cdot 0,025 + 332,7 \cdot 0,024 + 38,2 \cdot 0,013 + 34,9 \cdot 0.025}{669,9} = 2,37 \text{ MPa/m}$$

5, OGÓLNE RÓWNANIE NAPRĘŻEŃ WYSTEPUJĄCYCH PRZED CZOŁEM ŚCIANY ZAWAŁOWEJ – W ŚREDNICH WARUNKACH GEDTECHNICZNYCH

Celem uzależnienia naprężeń panujących przed czołem ściany od podporności obudowy i naturalnych parametrów górotworu wykorzystano równowagę obciężeń [6] rys. 2



Rys. 2. Schemat obciążeń statycznie niewyznaczalnych w otoczeniu frontu eksploatacji Fig. 2. Diagram of statistically indeterminable loads adjacent to the working front

$$Q_{r} = Q_{s} + Q_{o} - Q_{ob}$$
(16)

gdzie:

- Q_r obciążenie wypadkowe działające nad pokładem w odległości C₁ od krawedzi,
- Q obciążenie działające nad strefą zwiększonych ciśnień X_,
- Q obciężenie występujące nad przestrzenią roboczę przodka (nad wspornikiem skalnym),

 Q_{ob} - obciążenie (reakcja) obudowy Q_{ob} = Pr . L_w . y_i .

Pz 6zs max m1hrz P_x H Rcs D $P_{\Gamma} = 0$ m w C1 Rew L≥Ls Xw

W przypadku zalegania nad pokładem mocnych skał o wysokiej wytrzymałości R_{cs}, R_{rs} (rys. 3) obciążenia osiągają większe wartości, a mianowicis:

M pod (max) M max А RB Bz Ls Xw

Rys. 3. Schemat obciążeń i rozkład naprężeń ściskających przy skaploatacji pod mocnym stropem Fig. 3. Diagram of loads and distribution of compressive stresses in the course of mining under a strong roof

– siła główna Q ze względu na to, że kąt z (rys. 1) osiąga wielkość 90⁰ 6 wynosi

$$Q = Q_{1} = 2.3 \cdot m \sqrt{P_{z} \cdot R_{cs}} \cdot Y_{1}, \quad MN$$
 (17)

Ponieważ Q + Q = Q (rys. 2), to wówczes naprężenie przed czołem przodka będzie:

$$6_{zr max} = \frac{Q - Q_{ob}}{C_1 \cdot y_1}$$
(18)

$$y_1 = Q_1 = 2,3 \cdot m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot y_1, MN$$
 (17)



Uwzględniając we wzorze (18) wartości Q, Q_{ob} i C₁ [6] maksymalne naprężenie przed frontem ściany przy uwzględnieniu podporności obudowy wyniesie:

$$6_{zr max} = 0.9 R_{cs} - P_r \cdot \frac{P_{cs}}{P_z}$$
 (19)

Utrzymanie bezpiecznych warunków w otoczeniu frontu eksploatacji ma miejsce gdy postęp zawału $riangle L_2$ jest zbliżony do postępu frontu czyli, gdy wynosi $riangle L_1$.

Przy tym założeniu i uwzględnieniu, że $\triangle L_2 = V_z \cdot t_z$, a $\triangle L_1 = V_x \cdot t_z$ otrzymamy zależność:

$$\frac{V_z}{V_x} = \frac{\Delta L_2 \cdot t}{\Delta L_1 \cdot t_z}$$
(20)

gdzie:

V. – prędkość postępu frontu ściany,

V_z – prędkość powstawania zawału,

- t czas postępu przodka w kierunku występowania maksymalnych naprężeń w odległości C₁ = V_x . t,
- t_z czas przebiegu kolejnego zawału.

Ogólne równanie maksymalnych naprężeń przed czołem ściany z uwzględnieniem podporności obudowy wg [6] ma postać:

$$\delta_{zr max}^{(v)} = \frac{P_{z} \cdot y_{1}}{2 \cdot C_{1} \cdot y_{1}} \left[L_{s} + \Delta L_{1} - \Delta L_{2} \right] - \frac{P_{r} \cdot L_{w} \cdot y_{1}}{C_{1} \cdot y_{1}}$$
(21)

Po uwzględnieniu (20) w równeniu (21) otrzymamy:

$$G_{zt max}^{(v)} = \frac{P_{z}}{2 \cdot C_{1}} \left[L_{s} + V_{x} \cdot t \left(1 - \frac{V_{z} \cdot t_{z}}{V_{x} \cdot t} \right) \right] - \frac{P_{r} \cdot L_{w}}{C_{1}}$$
(22)

Wykorzystując wartości średnie zawarte w tablicy 2 obliczono wzorem (22) naprężenia maksymalne przed czołem ściany gdzie:

- ciénienie pierwotne

p₂ = 669,9 . 0,0237 = **15**,8 MPa

C. wg [8] wynosi:

$$C_1 \cong 0.5 . 2.5 . \sqrt{\frac{15.8}{5.45}} = 2.15 m$$

- szarokość strefy zawałowej L_s wg [6] równa się

$$L_{s} \approx 21 . 2,5 . \sqrt{\frac{5,45}{15,8}} = 31 m$$

M. Chudek

a L_w wg [6]

$$L_{W} = 7 \cdot 2.5 \sqrt{\frac{5.45}{15.8}} = 10 \text{ m}$$

Przyjmując podporność obudowy P_r = 0,9 MPa oraz postęp dzienny przodka V_x = 2,6 m/d oraz postęp zawału V_z = 2,0 m/d

otrzymamy:

$$\frac{6(v)}{2r \max} = \frac{15.8}{2.2,15} \left[31 + 2.6(1 - \frac{2.0}{2.6}) \right] - \frac{0.9 \cdot 10}{2.15} = 113.3 \text{ MPa}$$

Oczyrliście wielkości uzyskane z obliczeń, np. na б(v) i inne za~ zr max mieszczone w niniejszej pracy zależę od wiarygodności przyjętych wartości na R_{re}, R_{ce}, Ť_{ár}, P_r i innych.

6. NAPRĘŻENIA PRZED CZOŁEM ŚCIANY ZAWAŁOWEJ W WARUNKACH SZTYWNEGO STROPU

Na rys. 3 widać, że w warunkach tępiących, gdy nad pokładem zalega warstwa sztywnego piaskowca o grubości h_{rz}, długość wspornika skalnego L_w zwiększa się znacznie i jak wykazały pomiary może osiągnąć wartość L_e, stąd obciążenie na obudowę ściany wyniesie

$$Q_{ob} = P_r \cdot L_s \cdot y_1 \tag{23}$$

zaś obciążenie przed czołem przodka (rys. 3)

$$Q = 2,3 \cdot m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot \gamma_1$$
(24)

W związku z tym ogólna postać równania naprężeń w warunkach tąpiących przy zaleganiu w stropie warstwy pieskowca może osiągnąć wartość [6]

$$G_{zr max}^{(t)} = R_{cs} + \frac{P_{z}}{2C_{1}}(V_{x} + t - V_{z} + t_{z}) - \frac{P_{r} + L_{B}}{C_{1}}$$
 (25)

W warunkach KWK "Katowice" naprężenia (25) (dla V_x > V_z) i dla przykładowo przyjętych wartości na R_{rs}, R_{cs}, $T_{\rm dr}$ mogą wynieść:

$$G(t)$$

zr max = 158,0 + $\frac{15,8}{2 \cdot 2,15}$ (2,6 - 2,0) - $\frac{0,9 \cdot 31}{2,15}$ = 147,3 MPa

Gdy postęp zawału V_z > V_x, np. V_z = 2 V_x, wówczas naprężenis są mniej-sze i wynoszą:

$$6^{(t)}_{zr max} = 158 + \frac{15.8}{2 \cdot 2.15} (2.6 - 5.2) - \frac{0.9 - 31}{2.15} = 6^{(t)}_{zr max} = 135.5 MPa < R_{cs}$$

tj. dla piaskowca, np. o R_{cs} = 160 MPa, a są większe dla średniej wartości (tabl. 2) tj. R_{cs} = 99,5 MPa.

Analizując stan naprężeń (25) przy postępie przodka V_x i zawału V_z można wyróżnić ekstremalne przypadki istotne dla prowadzenia ścian w warunkach tępiących:

1) gdy $V_{\chi} \leq V_{\chi}$ wówczas naprężenia po uwzględnieniu (6) i (8) osięgają wartość

$$\vec{b}_{zr \max(1)} = R_{cs} \left(1 - \frac{2 P_r}{P_z} \right)$$
(26)

2) gdy V = 0, wtedy naprężenia wyniosą

$$\vec{b}_{zr max(2)} = R_{cs} - \frac{P_z \cdot V_z \cdot t_z}{2 \cdot C_1} - \frac{P_z \cdot L_s}{C_1}$$

a po watawiebiu do wzoru wartości za C, i L, otrzymamy:

$$G_{zr max}(2) = R_{cs}\left(1 - \frac{2 P_r}{P_z}\right) - \frac{V_z \cdot t_z}{m} \cdot 0,22 \sqrt{P_z \cdot R_{cs}}$$
 (27)

Dla konkretnych przyjętych rozpatrywanych w pracy warunków górniczogeologicznych naprężenia maksymalne mogą wynieść

$$6_{zr max(2)} = 158\left(1 - \frac{2.0.9}{15.8}\right) - \frac{2}{2.5} \cdot 0.22 \cdot \sqrt{15.8 \cdot 158} = 131.2 \text{ MPa}$$

3) gdy, $V_z = 0$ 1 $V_x \neq 0$, przypadek najniekorzystniejszy dla prowadzenia ściany. Belka stropu zasadniczego o dużej sztywności nie załamuje się 1 stwarza warunki tępięce. Wówczas naprężenia osięgaję wartość:

$$\delta_{zr \max_{3}} = \delta_{zr \max}^{(t)} = R_{cs} + \frac{P_{z} \cdot V_{x} \cdot t}{2 \cdot C_{1}} - \frac{P_{r} \cdot L_{s}}{C_{1}}$$
(28)

Przykładowo w niekorzystnych warunkach KWK "Katowice" wartość tych naprężeń może wynieść:

$$\binom{(t)}{2r \max(3)} = 158 + \frac{15,8}{2} \cdot \frac{2,6}{2,15} - \frac{0.9 \cdot 31}{2,15} = 154,7$$
 MPa

Naprężenia (28) przyjmują wartości większe od wytrzymałości warstw stropowych i pokładu węgla powodując zjawisko tąpań;

4) gdy spowodowany będzie wymuszony zawał stropu przez strzelanie wstrząsowe nastąpi skrócenie belki stropowej. Przyjmując np. długość skróconej belki do 1/2 L_c (rys. 3) otrzymamy:

$$V_{z} \cdot t_{z} = 1/2 L_{g}$$
 (29)

To po uwzględnieniu wartości na L_ (6) będzie

$$V_z \cdot t_z = 2,3 \cdot m \sqrt{\frac{R_{ce}}{p_z}}$$

Uwzględniając we wzorze (25) wielkość postępu frontu eksploatacyjnego, np. V $_{\rm v}$. t = C $_{\rm 1}$ oraz zależności (29) naprężenia wyniosą:

Przyjmując do obliczeń dla warunków górniczo-geologicznych KWK "Katowice" wartości:

R_{C8} = 158 MPa P_r = 0,9 MPa P_z = 15,8 MPa

naprężenia (30) mogą wynieść:

$$\tilde{b}_{2r max_{(4)}} = 158 \left[0,5 - \frac{2 \cdot 0.9}{15.8} \right] + \frac{15.8}{2} = 69.3 \text{ MPa}$$

Z powyższego widzimy, że wymuszony zawał wydatnie zmniejsza naprężenia, które są mniejsze od wytrzymałości skał zalegających w mocnym stropie;

5) gdy nastąpi zmniejszenie wytrzymałości pokładu węgla przez wiercenie otworów w przodku lub przez wtłaczanie wody do calizny wówczas wy-

í

trzymałość węgla w warunkach tąpiących np. $R_{cw} = \frac{R_{cs}}{4}$ osiągnie mniejszą wartość np. $R_{cw} = \frac{R_{cs}}{6}$. W związku z tym naprężenia przed czołem przodka będę

$$\vec{P}_{Z}r \max(5) = 6 R_{cw} + \frac{Q_{s}5}{m} \sqrt{P_{z} \cdot R_{cw}}(V_{x} \cdot t - V_{z} \cdot t_{z}) - \frac{6 P_{r} \cdot R_{cs}}{P_{z}}$$
(31)

6) gdy zostanie zastosowana podsadzka hydrauliczna (rys. 4) wówczas L_g ≅ L_w w związku z tym wzór (25) po uwzględnieniu wartości za L_w i C₁ ma postać





Rys. 4. Schemat obciążeń i naprężeń ściskających w otoczeniu frontu eksploatacji pokładu wybieranego z podsadzką hydrauliczną L_o - odległość podparcia stropu, L_o→ L_w - przy bardzo mało ściśliwej podsadzce Fig. 4. Diagram of loads and compressive stresses adjacent to the working front mined with hydraulic stowing L_o - distance to the roof support, L_o→ L_w - with poorly compressible stowing

Dla przykładowo przyjętych poprzednio warunków dla KWK "Katowice" otrzymamy

$$6_{zr max}(6) = 0.34 \cdot 158(1 - \frac{0.9}{15.8}) + \frac{0.22 \cdot 2.6}{2.5} \sqrt{15.8 \cdot 158} =$$

= 67,9 MPa

Zastosowanie podsadzki hydraulicznej w warunkach tępiących zmniejsza wydatnie naprężanie przed czołem ściany wskutek podparcie stropu na mało ściśliwej podsadzce hydraulicznej.

7. KRYTERIA TĄPLIWOŚCI UKŁADU STROP - POKŁAD

W przypadku zelegania w stropie pokładu mocnej warstwy piaskowca (rys. 5 i 2) o grubości h_{rz} obciążenie przed czołem ściany w pokładzie węgla [6] można określić wzorem:



Rys. 5. Schemat do obliczeń Fig. 5. Diagram of calculations

$$Q_{W} = \frac{Q_{1} \cdot X_{W}}{X_{W} + L_{W}}, \quad MN$$
(33)

Naprężenie średnie ściskające \vec{b}_{zw} w pokładzie w strefie X_w po wprowadzeniu do wzoru (33) wartości za Q_1 (17), X_w (9), L_w (2) są następujące:

$$6_{zw} = \frac{Q_{w}}{X_{w} \cdot y_{i}} = \frac{Q_{1} \cdot X_{w}}{X_{w} + L_{w}} = \frac{Q_{1}}{X_{w} + L_{w}}$$
$$6_{zw} = \frac{2.3 \cdot m \cdot \sqrt{P_{z} \cdot R_{cs}} \cdot y_{i}}{\left(12.8 \ m \sqrt{\frac{P_{z}}{R_{cs}}} + 1.53 \ m \sqrt{\frac{R_{cs}}{P_{z}}}\right) \cdot y_{i}}$$

Penieważ w GZW : 6 R R R R to wówczas

$$\vec{0}_{ZW} = \frac{2,3 \cdot m \cdot \sqrt{p_{Z} \cdot 6R_{CW}}}{12,8 m \cdot \sqrt{\frac{p_{Z}}{6R_{CW}}} + 1,53 m \sqrt{\frac{6R_{CW}}{p_{Z}}}}$$
(34)

Zagrożenie tąpaniami jest silne, gdy

$$\vec{6}_{ZW} = \frac{1.1 R_{CW} + P_Z}{P_Z + 0.73 R_{CW}} \ge R_{CW}$$
(35)

Jeżeli uwzględni się fakt, że wytrzymałość węgla R_{cwt} w warunkach zwiększonych naprężeń (pokład tąpiący), w szczególności w strefie X_w jest większa od wytrzymałości R_{cw}, to wówczas naprężenia powodujące tąpania wykorzystując wzór (35) można określić z nierówności [6]

gdzie:

 R_{cwt} - wytrzymałość węgla w pokładzie tępiącym wg statystyki w GZW $R_{cwt} \cong 2 R_{cw}$ (36-1)

Uwzględniając we wzorze (36) zależność (36-1) będzie

$$\vec{6}_{zwt} = \frac{R_{cw} * P_z}{0.5 P_z + 0.37 R_{cw}} \ge R_{cwt}$$
(37)

Wielkość naprężeń w przykładowo przyjętych warunkach dla KWK "Katowice" wyniesie:

$$\vec{0}_{zwt} = \frac{12 \cdot 15,8}{0,5 \cdot 15,8 + 0,37 \cdot 12} = 15,3 \text{ MPa}$$

97

Naprężenia maksymalne w pokładzie węgla przed czołem ściany, w odległości C, mogę wynieść:

$$\vec{b}_{zwt max} = \frac{Q_w}{C_1 \cdot y_1} = \frac{\frac{Q_1 \cdot X_w}{L_w \cdot X_w}}{C_1 \cdot y_1}$$

Po przekształceniu wzoru oraz przyjmując w nim wartości za Q₁, C₁, L_W' X_w otrzymamy

$$\vec{b}_{zwt max} = \frac{X_w}{C_1} \cdot \frac{Q_1}{(L_w + X_w) \cdot y_1} = \frac{P_z \cdot R_{cwt}}{0.17 P_z + 0.12 R_{cwt}} MPa$$
 (38)

Przyjmując, że w GZW wytrzymałość warstwy stropowej mocnego piaskowca w warunkach tąpiących R_{CS} ²⁶ 3 R_{CW} otrzymamy średnią wartość naprężeń w stropie na długości X_m:

$$6_{zst} = \frac{R_{cs} \cdot P_z}{1.5 P_z + 0.33 R_{cs}}, MPa$$
 (39)

Natomiast naprężenia maksymalne w stropie eksploatowanego pokładu [6]

$$\vec{b}_{zst max} = \frac{P_z \cdot R_{cs}}{P_z + 0.12 R_{cs}}, MPa$$
 (39-1)

Dla warunków KWK "Katowice" średnia wartość tych naprężeń wyniesie:

Naprężenia w stropie i pokładzie węgla określone wzorami (35), (36), (37) i (38) nie uwzględniając podporności obudowy P_r , która w stosunku do panującego ciśnienia p_z oraz wartości tych naprężeń stanowi nawet dla najmnocniejszych konstrukcji obudowy ($P_r = 0.9$ MPa) na rozpatrywanej głębokości ma mały udział. Stąd też przyjęto dla określenia statycznych warunków tępliwości układu strop-pokład naprężenia określone wzorami (37) i (39). Naprężenia maksymalne (38) i (39-1) występujące w strefie spękań C_1 osięgaję wartości przekraczające wytrzymałość skał i węgla na ściekanie. Dlatego też względnę równowagę nad przestrzenię wyrobiska roboczego utrzymuje strop zasadniczy o grubości h_{rz} spoczywający na długości X_w na pokładzie węgla przed czołem ściany.

Tąpania pokładowe występują najczęściej wtedy, gdy w stropie zasadniczym zalega warstwa mocnego piaskowca o odpowiedniej grubości h_{rz} i wytrzymałości R_{ce} (rys. 3). Warstwa stropu, jako belka przejmuje na

98

długości L obciążenia pochodzące od ciśnienia pionowego p_z . Zwiększone obciążenie Q_1 poprzez stywny strop zasadniczy, przenoszone jest na pokład, który jak wynika z badań [6, 5], [7] dzięki istnieniu trójosiowego stanu naprężeń p_z , p_x , p_y zwiększa szczególnie w strefie C_1 swoją wytrzymałość podnosząc tym samym sztywność układu strop - pokład.

Brak ugięcia pokładu w tym stanie równowagi powoduje daleze wydłużenie belko (L_g) nad strefą zawałową i zwiększenie obciążenia na pokład. Po przekroczeniu podwyżazonej wytrzymałości węgla przez narastające obciężenia następuje gwałtowne zniazczenie pokładu w części C₁ i ugięcie stropu powoduje jego gwałtowne załamanie w strefie zawałowej. Wobec tego istota machanizmu powstawania tępań jest zwiększone obciążenie nad pokładam przed czołem ściany pochodzęce od mocnej warstwy stropowej, które powoduje zachwianie równowagi naprężeń ściakających w stropie $\mathbb{G}_{zw \ max}$ i w pokładzie $\mathbb{G}_{zw \ max}$ przewyższających wytrzymałość węgla \mathbb{R}_{cw} .

W tabeli 3 zestawiono wyniki obliczeń wzorami (37) i (39) wartości naprężeń w stropie i w pokładzie węgla dla zmiennych parametrów górotworu:

R _{ca}	40,	60,	90,	110	(MPa)
R	15,	20,	25,	30	(MPa)

Tabela 3

н	Jár	Pz		б _{zst}	(MPa)			б _{zwt}	(MPa)	
(m)	(kN/m ³)	(MPa)	40	60	90	110	15	20	25	30
200	22,0	4,4	8,9	9,6	9,8	10,0	8,4	9,3	9,6	10,0
400	23,0	9,2	13,2	15,8	17,5	18,8	13,6	15,3	16,6	17,7
600	24,0	14,4	16,2	21,0	23,4	25,5	18,8	19,8	22,0	23,4
800	25,0	20,0	18,0	23,0	25,5	31,0	19,3	23,0	26,0	28,5
1000	26,0	26,0	19,2	26,0	32,0	36,0	21,0	25,5	29,2	32,5
dla warunków geotechnicznych KWK "Katowice"										
669,0	0,0237	15,8	33,0 15,3							

Naprężenia w układzie strop - pokład

Z danych liczbowych zawartych w tablicy 3 oraz z diagramu przedstawionego na rys. 6 wynika, że wartości naprężeń w pokładzie przewyższają wytrzymałość węgla począwszy od głębokości 600 m.

Naprężenia w warstwie stropowej osięgają wartości mniejsze od wytrzymałości skał z których utworzony jest strop. Słabe łupki ilaste i małozwięzły węgiel wykazuję mniejsze wartości naprężeń ściskających od ciśnienia pionowego panującego na głębokości 800 m do 1000 m, co wynika z zależności określających szerokość strefy zawałowej, sklepiania ciśnień i długości przedniego wspornika.



Rys. 6. Diagram naprężeń ukżadu strop – pokład dla KWK "Katowice" Fig. 6. Diagram of stresses of the roof/heading system in the "Katowice" colliery

Wielkości ta ulegają zmniejszeniu w miarę rosnącej głębokości. W związku z tym. przyrost naprężeń ściskających nad pokładem jest mniejszy również i dlatego, że ciśnienia poziome p_x i p_y przejawiają rosnący trend wraz z głębokością.

Łupki piaszczyste, piaskowce i zwięzży węgiel na cażej głębokości do 1000 a wykazują naprężenia większe od ciśnienia pionowego, jako wynik dodatkowego obciążenia pochodzącego od wydłużonej belki nośnej zalegającej nad pokładem i strefę zawałową. Skłonność układu strop – pokład do tępań ilustruje diagram (rys. 6) na którym dla przejrzystości wykreślono tylko 4 charakterystyczne krzywe. Linia pozioma głębokości zalegania pokładu i stropu zasadniczego wyznacza punkt przecięcia (kierunek oznaczony strzałkę) z krzywą wytrzymałością pokładu dając na osi odciętych wartości naprężeń 6_{zwt} zaś po przecięciu się z krzywą wytrzymałości stropu na prawej stronie osi odciętych daje wartość naprężeń w stropie 6_{zst} Odczytane wartości naprężeń lub dla technicznej oceny skłonności układu do tępań obliczone wzorami (37), (39) mogą spełniać następujące warunki określające tępliwość tego układu, jeżeli

I $\mathcal{G}_{zst} > \mathcal{G}_{zwt} > \mathcal{R}_{cw}$ silnie tępiący,(40)II $\mathcal{G}_{zst} < \mathcal{G}_{zwt} > \mathcal{R}_{cw}$ tępiący,(41)III $\mathcal{G}_{zst} > \mathcal{G}_{zwt} < \mathcal{R}_{cw}$ skłonny do tępań,(42)IV $\mathcal{G}_{tat} < \mathcal{G}_{zwt} < \mathcal{R}_{cw}$ nie skłonny do tępań.(43)

Naprężenia w warunkach KWK "Katowice" obliczone wzorami (37) i (39) spełniają nierówność (40), czyli:

stąd wniosek, że górotwór jest silnie tąpiący (rys. 6).

8. SZYBKOŚĆ POSTĘPU FRONTU EKSPLOATACYJNEGO I ENERGIA WSTRZĄSÓW

8.1. Szybkość prowadzenia frontu eksploatacyjnego

Z rys. 5 wynika, że maksymalne naprężenia w górotworze występują przed czołem przodka w odległości C₁ od krawędzi pokładu. Naprężenia $f_{zr\,max}$ wywołana sę obciężeniem działającym na belkę o grubości h_{rz} = m₁ na długość L_{max}, którę można obliczyć z równania momantów:

$$\frac{L_{BBX} \cdot P_Z \cdot Y_I}{8} \ge \frac{h_{\Gamma Z} \cdot Y_I}{12} \left(R_{\Gamma S} + R_{CS} \right)$$
(44)

stęd

$$L_{max} = 3,75 \cdot h_{rz} \cdot \sqrt{\frac{R_{ra}}{P_z}}$$
(45)

gdzie:

R - średnia wytrzymałość na ściskania skał w sztywnej warstwie stropowej.

Szybkość posuwu frontu górniczego w warunkach zalegania nad pokładem sztywnej belki stropowaj o grubości h_{rz} powinna być nie większa od C₁ [6], a zatam korzystając z (8) będzie

$$V_{v}$$
, $t \leq C_{1}$

stąd

$$V_{x} \leq \frac{0.5 \text{ m}}{t} \sqrt{\frac{P_{z}}{R_{re}}}$$
 [m/d]

(46)

gdzie:

R_{ra} – średnia wytrzymałość warstw strepu zasadniczego.

Czas t potrzebny do przesunięcia czoła ściany na odległość C_1 powinien być zbliżony do czasu t_z niezbędnego na załamanie się stropu (bsłki o grubości h_{rz}). Wynika stęd, że zanim przodek ściany osięgnie odległość C_1 , czyli zbliży się do miejsca występowania maksymalnych naprężeń $G_{\rm zr\ max}$, wcześniej powinien następić zawał (załamanie bełki), a tym samym skrócenie długości L_{max} o wartość co najmniej C_1 .

W przypadku gdy nie następuje załamanie się belki stropowej obserwuje się wzrost jaj długości i przyrost obciężeń, a tym samym wzrost naprężeń przed czołem przodka, które mogę powodować przekroczenie wytrzymałości stropu i pokładu, tj. prowadzić do tępań. Szybkość posuwu frontu dla KWK "Katowice" w warunkach tępiących przy uwzględnianiu wytrzymałości średniej R_{re} = 5,45 MPa (tablica 2), może wynieść

$$V_{\rm X} = 0.5 . 2.0 . \sqrt{\frac{15.8}{5.45}} = 1.7 \, {\rm m/dobe}$$

Natomiast, gdy w stropie zalegają warstwy łupku ilastego o wytrzymałości R_{rs} = 4 MPa, wówczas na głębokości H = 669 m azybkość frontu górnego wyniesie:

$$V_{\rm X} = 0.5 \cdot 2.0 \cdot \sqrt{\frac{15.8}{4}} = 2 \, {\rm m/d}$$

Przy skaploatacji pokładów 504 i 510 w warunkach KWK "Katowice" nad którymi zalegają ławy pieskowcowe R_{rs} = 7,9 MPa i o grubości po 15 m winna wynosić:

$$V_{\chi} = 0.5 . 2.0 . \sqrt{\frac{15.8}{7.9}} = 1.4 \text{ m/dobe}$$

8.2. Energia watrzasów przy łamaniu się stropu zasadniczego a długość ścian zawałowych i podsadzkowych

Energia potencjalna wstrzęsów wywołana nagłym załamaniem się stropu zasadniczego o długości większej od L_{max} wynosi [7]:

- dla systemu wybierania pokładu na zawał:

.

$$E_{p}(z) = 3.75 \cdot u_{z} \cdot h_{rz} \sqrt{p_{z} \cdot R_{rs} \cdot y_{i}}$$
 (47)

W obliczeniach dla rozpatrywanych warunków górniczo-geologicznych KWK "Katowice" przyjęto:

- analogicznie dla systemu z podsadzką hydrauliczną otrzynamy

 $E_{p(p)} = 1.4 E_{p(z)} = 6.4 \cdot 10^8 \cdot 1.4 = 9 \cdot 10^8 J$

(48)

Energia wstrzęsów przy prowadzeniu ścian na podsadzkę hydrauliczną jest większa od energii przy eksploatacji na zawał.

Dlatego ściany z podsadzką hydrauliczną powinny posiadać mniejszą długość L_p od długości L_z ścian zawałowych ponieważ stosunek energii (48) do (47) wynosi 1.4.

Biorąc powyższe pod uwagę możemy napisać zależność:

$$L_{p} = \frac{L_{z}}{1.4}$$
(49)

Przyjmując długość ściany zawałowej L_z = 100 m długość ściany z podsadzką hydrauliczną winna wynieść:

$$L_p = \frac{100}{1,4} = 72 m$$

9. PRZYCZYNY ZWIEKSZONEGO STANU NAPRĘŻEŃ W GÓROTWORZE

W rozdziale tym omówiono ważniejsze czynniki decydujące o wzroście naprężeń w górotworze spowodowane stosowaną technologią wybierania złoża.

9.1. Nateżenie eksploatacji

Podstawowę przyczyną zwiększonego stanu naprężeń w górotworze, a w szczególności w górotworze o wysokiej wytrzymałości warstw stropowo-spęgowych, jest natężenie eksploatacji w t/km²/dobę.

Kopalnie podane w tablicy 4 znajdują się w pierwszej kolejności pod względem tąpań ponieważ posiadają mały obszar eksploatacyjny i wysokie wydobycie.

Natężenie eksploatacji w warunkach, gdzie nie występują tąpania lub ich jest znikoma ilość nie przekracza 1000 t/km²/dobę. Takie natężenie powinno występować przy eksploatacji pod stropami warstw o dużej wytrzyazłości. Wytężenie górotworu w warunkach tąpiących przez intensywną eksploatację w kilku pokładach stanowi zasadniczą przyczynę tąpmń.

Tabela 4

Przykłady	wielkości natężenia	eksploatacji
	w kopalniach	

Kopalnia	Natężenie wydobycia t/km ² /d
Halemba	2700
Ślęsk	3200
Szombierski	2400
Dymitrow	2400
Bielszowice	3600
Ketowice	3000

9.2. Kierunek eksploatacii

Drugą podstawową przyczynę powodującą zwiększenie tąpliwości układu etrop – pokład jest niewłaściwy kierunek eksploatacji i z nie związane obciążenie górotworu na pokład. Szczególnie w przypadku zaleganie warstwy sztywnej w stropie eksploatowanego pokładu kierunek eksploatacji pokładu ma zasadnicze znaczenie, a aianowicie:

9.2.1. Gdy front eksploatacji pokładu zbliża się do górotworu naruszonego (rys. 7) eksploatację, wtedy po dojściu frontu eksploatacyjnego do punktu A na celiznę węglową działają zwiększające się obciążenia górotworu dochodzące nawet do 20 ze względu ne to, że po obu stronach ca-



Rys. 7. Schemat obciążeń i rozkładu naprężeń przy eksploatacji pokładu do przestrzeni wybranej
Fig. 7. Diagram of loads and distribution of stresses in the course of mining in a heading towards the extracted space

lizny o szerokości. X_f wisi belka (płyta) przejmująca obciążenia ne swej długości: 2 L_{max}. Wówczas naprężenim osiągają wmrtość:

$$6_{zs max} = \frac{p_{z}(2 L_{max} + 2 C_{1}) \cdot y_{1}}{(X_{f} - 2 L_{max}) \cdot y_{1}}$$
(50)

gdzie:

X, – szerokość calizny węglowej,

y₁ – długość drontu eksploatacyjnego.

Wzór (50) wekezuje na to, że przez eksploatację pokładu prowadzoną w kierunku górotworu naruszonego szerokość calizny (rys. 7) może być równa gdy X_f = 2 L_{max} <mark>i wówczas naprężenia</mark> osięgną wartości niszczące strop, tj. 6_{ze max} > R_{cs}. Z tego też względu by nie dopuścić do tego groźnego zjawiska szerokość calizny winna wynosić:

$$x_{f} > 2 . 3.75 . h_{rz} \sqrt{\frac{R_{rs}}{P_{z}}}$$
 (51)

Dla rozpatrywanych przykładowo warunków KWK "Katowice"

$$X_{f} > 7,5 \cdot 15 \cdot \sqrt{\frac{8}{15,8}} = 57 \text{ m}$$
 60 m

Gdy grubość warstwy stropu h_{rz} rośnie wówczas należy zwiększać szerokość calizny węglowej utrzymującej równowagę naprężeń, po to aby spełnić warunek (51).

Wymóg ten jest szczególnie wsżny dla ścian zamyksjących lub eksploatacji pokładu na pasy.

9.2.2. Gdy eksploatacja prowadzona jest z dwóch kierunków przeciwnych, np. od granic do środka pola z dwóch stron (rys. 8), to naprężenia wynikajęce z obciążeń działających na zmniejszającą się caliznę górotworu rosnę bardzo znacznie i w granicznym wypadku ich wartość można określić wzorem (50).



Rys. 8. Schemat obciężeń i rozkładu naprężeń przy eksploatacji pokładu z 2 przeciwnych kierunków Fig. 8. Diegram of loads and distribution of stresses in the case of mining a heading from two opposite sides W warunkach tąpiących taki kierunek eksploatacji jest niewskazany. Eksploatacja taka na niektórych szczególnie starych kopalniach ma miejsca.

9.2.3. Gdy eksploatacja prowadzona jest w jednym kierunku do górotworu nienaruszonego (rys. 9) i (rys. 10). Wówczas przez strzelanie wstrzęsowe lub stosowanie podsadzki hydraulicznej itp. istnieje możliwość skrócenia długości belki L_{max}, np. o połowę i wtedy następi zmniejszenie naprężeń poniżej granicy tępliwości układu strop-pokład, które wylicza się ze wzoru

$$G_{ze max} = \frac{L_{max}}{2} \cdot \frac{P_z \cdot Y_1}{2C_1 \cdot Y_1} = P_z \frac{L_{max}}{4C_1}$$
 (52)

Po uwzględnieniu (8) i (45) otrzymamy

$$6_{zs max} = 1.87 \frac{h_{rz}}{a} \cdot R_{rs}$$
(53)

Dla omawianych przykładowo warunków górniczo-geologicznych KWK "Katowice"

$$6_{zs Bax} = 1.87 \cdot \frac{15}{2} \cdot 8 = 114 \text{ MPs} < R_{cs}$$



Rys. 9. Schemat obciążeń i rozkładu naprężeń przy eksploatacji pokładu w jednym kierunku w warunkach sztywnego stropu

Fig. 9. Diagram of loads and distribution of stresses in the case of mining a heading in one direction only with a stiff roof



Rys. 10. Reakcja podłoża (warstw spągowych) w warunkach sztywnego stropu Fig. 10. Reaction of the bed rock (sublayers) in the case of a stiff roof

9.3. Zwiekezony etan naprążeń w szczególnych przypadkach ekeploatacii pokładu

9.3.1. Naprężenie w pokładzie górnym m' i w pokładzie dolnym m[®] przy jednoczesnej ich eksploatacji w tym samya kierunku i nakrywaniu się obu krawędzi pokładów

Zjawisko nakrywania się krawędzi sksploatacji dwóch pokładów prowadzonych jednocześnie w tym samym kierunku występuje w szczególnych przypadkach. Natomiast dość często spotyka się nakrywanie krawędzi czynnej eksploatacji z krawędzią resztki pokładu, filarów lub wyrobisk (starych zrobów) pokładów dolnego i górnego. Po wybraniu pokładu m⁰ powstaje zawał na wysokość Zp_o, którą to wysokość można traktować jako pustkę po wybranym pokładzie "" do czasu pełnej jego konsolidacji. Pustka ta suauje się z wysokością zawału Zp, dając wypadkową wysokość Zp, i rozpiętość strefy zawałowej oraz wypadkowe obciężeń Qw. (rys. 11). Korzystając z wzorów na Le, i Qw, [6]

$$L_{a_{y}} = 51 \text{ m}^{"} \sqrt{\frac{R_{cs1} \cdot Zp_{1} + R_{cs2} \cdot Zp_{2}}{(p_{z1} + p_{z2})(Zp_{1} + Zp_{2})}} \sqrt{\frac{P_{z2}}{R_{cs2}}}$$

$$Qw_y = P_{Z2} - \frac{Ls_y}{2} + Y_j$$







Fig. 11. Destructive undermining of a ledge across the seam and the resultant height of the pressure arch

1.

5

eraz zakładając p_{Z1} ²² p_{Z2}, R_{ce1} ²⁶ R_{ce2}, h_{rz} = Z_p, m² ²⁵ m³⁰ baz uwzględnienia podporności obudowy, która na dużych głębokościach an niewielki wpływ na wialkość naprężeń wyprowadzono wzór na ściskające naprężenia wypadkowe przy eksploatacji zawałowej

$$\vec{b}_{zs max} = 7.8 \sqrt{p_z \cdot R_{cs}}$$
 (54)

Naprężenia te dla przykładowo rozpatrywanych warunków geotechnicznych moge osiegnąć wartość

Naprężenia (54) przekraczaję prawie 2,5-krotnie wytrzysałość skał stropu zasadniczego na ściskanie, a zatem stanowię potencjalne warunki inicjowania tępań.

9.3.2. Nakrywanie się krawędzi pokładów przy ich eksploatacji prowadzonej w przeciwnym kierunku (rys. 12)

W przypadku zbliżenia się frontów w dwóch pokładach prowadzonych z przeciwnych kierunków obciężenia wypadkowe Q_{WY} na długości obu stref zwiększonych naprężeń X_{W1} i X_{W2} jest równe $Q_{WY} = Q' + Q''$.



Rys. 12. Eksploatacja pokżadów m' i m" z przeciwnych kierunków Fig. 12. Mining in the headings m' and m" from two opposite sides

Naprężenia krawędziowe występujące w tym stanie rónowagi zależę od grubości h_{rz} skał zalegających pomiędzy pokładami. Gdy warstwę o grubości h_{rz} stanowi mocna ława piaskowca, tó wówczas w granicznym stania rónowagi naprężenia są

$$G_{zs max}^{k} = \frac{2 Q''}{C_{1}'' \cdot y_{1}} = \frac{4.2 \pi'' \sqrt{p_{z} \cdot R_{cs}}}{2.3 \pi'' \sqrt{\frac{p_{z}}{R_{cs}}}} = 1.83 R_{cs}$$
(55)

Q, C₁", m" - wartość dla pokładu dolnego (rys. 12). Naprężenia te dla KWK "Katowice" wynosi

$$6_{28 \text{ Max}}^{\text{K}} = 1,83 \text{ . 158} = 288 \text{ MPa} > R_{cs}$$

10. PODSUMOWANIE I WNIJSKI KOŃCOWE

Badania modelowe oraz pomiary "in situ" przeprowadzone w kopalniach, jak również wyniki szeregu prac z zakresu określania naprężeń w górotworze w otoczeniu wyrobiek zawałowych wykazują, że zjawiska występujące przy eksploatacji pokładów węgla takie jak: deformacje warstw stropowych nad powstającą pustką poeksploatacyjną, zasięg deformacji, obciążenie i naprężenia nie przebiegają liniowo.

Przebieg tych zjawisk uzałeżniony jest, jak wykazano od warstwowej budowy górotworu oraz od naturalnych własności geomechanicznych skał otaczających eksploatowany pokład na danej głębokości.

Budowę górotworu w obszarze KWK "Katowice" charakteryzuje wysoka wytrzymałość warstw karbońskich (tablica 2), która średnio do głębokości spągu pokładu 510 wynosi:

```
R<sub>c8</sub> = 99,5 MPa
R<sub>rs</sub> = 5,45 MPa
```

Wartość tej wytrzymałości zbliżona jost do wytrzymałości na rozciąganie dla górotworu najbardziej tępiącego w niecce głównej GZW (rejon KWK "Szobierki", "Dymitrew", zbark"). Jak wynika z danych zawartych w tablicy 2 do głębokości prawie 670 m występują piaskowce o grubości 264 m i łupki 332 m, które dacydują o warunkach tępiących w KWK "Katowice". Określone wzorem (22) naprężenia $6_{zr}^{(v)}$ występujące przed czołem ściany prowadzonej na zawał z szybkością większą od szybkości zawału przekraczają nieznacznie wytrzymałość średnią na ściekanie w przeciętnych warunkach eksploatacyjnych.

W przypadku zalegania w stropie sztywnej warstwy piaskowca naprężenia przed czołem ściany (25) $6_{zr\,max}^{(t)}$ = 147,3 MPa są na granicy wytrzymałości warstwy piaskowca na ściskanie. Z wzoru (25) wynika, że w przypadku uzyskania większego postępu zawału, czyli $V_z > V_x$ naprężenia przed czołem ściany ulegną zmniejszeniu.

Zatrzymana ściana (V_X = O) powoduje wzrost naprężeń, analogicznie w przypadku braku zawału (V_Z = O) naprężenia przed czołem ściany rosnę.

Wzór (30) wakazuje na to, że wymuszony zawał (strzelanie wstrząsowe) zmniejsza wydatnie naprężenia, które dla KWK "Katowice" wynoszą 69,3 MPa.

Podobne efekty uzyskać można przez osłabienie wytrzymałości pokładu (np. przez wiercenie itp.).

Określone wzorem (37) i (39) naprężenia w pokładzie i w stropie określają pokł. 504 i 510, jako silnie tępiące spełniające warunek:

$$6_{zst} > 6_{zwt} > R_{cw}$$

w przypadku rozpatrywanych warunków geotechnicznych przedstewia się następująco:

33 > 15,3 > 12

Warunek ten ilustruje linia przerywana na diagramie (rys. 6). Maksymalna szybkość prowadzenia frontu eksploatacyjnego w warunkach KWK "Katowice" zależy od wytrzymałości warstw stropu i przy grubości wybieranej warstwy, np. m = 2 m wynosi:

- gdy w stropie zalega warstwa łupku

$$V_{x_t} = 2 m/d$$

gdy w stropie zalega warstwa piaskowca

$$V_{x_{D}} = 1,4 \text{ m/d}$$

w pozostałych przeciętnych warunkach KWK "Katowice" V = 1,7 m/d.

Energia wstrzęsów w warunkach tępiących KWK "Katowice" (pokł. 504,510) nad którymi zalegaję warstwy wynosić może:

- przy eksploatecji na podsadzkę hydrauliczną i długości ścian

 $y_{1} = 100 m$ $Ep(p) = 9,0.10^{8} J$

- przy eksploatacji na zawał:

 $y_{i} = 100 \text{ m}$ Ep(z) = 6,4 . 10⁸ J

Podane wartości świadczą o tym, że dla zmniejszenia wstrząsów należałoby skrócić długość ścian prowadzonych na podsadzkę hydraulicznę wg wzoru (49). Kierunki eksploatacji posiadają zasadnicze znaczenie dla powstawania tąpań lub ich zwalczania.

Najkorzystniejszym kierunkiem prowadzenia frontu eksploatacyjnego jest kierunek do górotworu nienaruszonego (do granic). Wzór (53) określa zminimalizowane naprężenia.

Jak wynika z przeprowadzonych obliczeń dane liczbowa dotyczące KWK "Katowice" świadczę o konieczności weryfikacji zdolneści produkcyjnej z uwzględnieniem kryteriów ograniczejęcych.

Z podanych wzorów i zależności wynikają następujące ogólne wnioski:

1. Naturalny, warstwowy model górotworu o znanych i mierzalnych własnościach geotechnicznych determinuje jednocześnie opisany w niniejszej pracy mechanizm deformacyjny warstw zalegających nad powstałą pustkę po wybranej części pokładu na zawał, który polega na działaniu momentu zginającego wywołanego obciężeniem jednostajnym pochodzącym od ciśnienia pionowego oraz związanych z tym sił poprzecznych i podłużnych.

2. Podane wzory na określanie naprężeń w górotworze naruszonym eksplostację pokładów węgla mogą być wykorzystane w innych kopalniach, pod warunkiem ustalenia proporcji grubości warstw węglowych i niewęglowych, wytrzymałości skał na ściskanie R_{cs}, na rozcięganie R_{rś}, a także gęstości przestrzennej _{7śr} oraz stosunku wytrzymałości R_{cs} i R_{cw}.

3. Przebieg naprężeń ściskających występujących przed czołem ściany i w otoczeniu przestrzeni frontu eksploatacyjnego jest periodyczny i zależy od stosunku V_z : V_x . Stabilność czasowej równowagi obciążeń działających w otoczeniu pustki powstałej po wybranej części pokładu o określonych wyaiarach (którę można określić za pomocę podanych wzorów) utrzymywana jest przez warstwy (warstwę) o grubości m₁ zalegającej ponad pełnym zawałem Z_p przejaującej w czasie biegu ściany obciążenie pionowe p_z . y_i . Warstwy m₁ przenoszą nacisk przed czołę ściany i na rumosz skalny częściowo sprasowany w odległości L_g od krawędzi eksploatacyjnego pokładu.

Pojawiające się ciśnienie boczne p_x na wysokość Z_p , a nawet aakeyaalnie na wysokość M_b stenowi reakcje siły horyzontalnej Q_H i w zależności od wartości dodatniej lub ujemnej Q_H powoduje większy lub mniejszy stopień deformacji warstwy stropowych wewnątrz sklepienia ciśnień.

4. Podporność obudowy Pr wpływa istotnie na zmniejszenie naprężeń ściskających $\mathbf{6}_{\text{ZT BAX}}$ przed czołem przodka dla głębokości eksploatacji do 400 m. Powyżej 400 m głębokości wybierania pokładów podporność obudowy Pr zaniejsza nieznachnie naprężenia ściekające $\mathbf{6}_{\text{ZT BAX}}$. Zwiększenie podporności obudowy ścienowej powyżej 1 MPa nie posiada uzasadnienim technicznago.

5. Istotą tąpań układu strop-pokład jest przekroczenia zwiękazonej wytrzymałości pokładu na ściakanie R_{cw} przez naprężenia ściakające

6_{zwt} w strefie 2 C₁, w wyniku czego następuje gwałtowne załamanie się sztywnego stropu nad pustką V = m . L_m . y_i.

Załamanie się warstwy sztywnego stropu o grubości h_{rz} występić może w siejscu działania M_{max} względnie w miejscu działania sił poprzecznych T_{may} występujących przy krawędzi pokładu.

6. Działania w zwalczaniu tąpań pokładowych prowadzone powinny być w kierunku zmniejszenia wytrzymałości skał stropowych, zmniejszenia rozpiętości belki (płyty) L_{max} przez zastosowanie podsadzki hydraulicznej pozwalającej osiągnąć warunek L_{max} = L_w, zastosowanie optymalnago postępu przodka V_x mniejszego od postępu zawału V_z względnie przez zwiększenie V_z za pomocą strzelania wstrząsowego, kamufletowego itp. w stosunku do postępu V_y.

LITERATURA

- 1] Borecki M., Chudek M.: Mechanika górotworu. Wyd. Śląsk, 1972.
- [2] Chudek M.: Mechanika górotworu. Skrypt Pol. \$1., Gliwice 1981.
- Chudek M.: Zachowywanie się skaż stropowych nad wyrobiskiem ścianowym w świetle badań modelowych. ZN Pol. Sl., s. Górnictwo z. 30, 1968.
- [4] Chudek M., Iwaszczenko W.: Matematyczne ujęcia wpływu głębokości na odkształcenia górotworu i napreżenia w otoczeniu wyrobisk eksploatacyjnych (ścianowych). ZN Pol. Sl., e. Górnictwo z. 110, 1981.
- [5] Chudek M.: Teoretyczno-graficzne obliczenie odkaztałcenia się warstw skalnych i naprężeń nad wyrobiskiem ścianowym. ZN Pol. Śl., s. Górnictwo, Gliwice 1968.
- [6] Chudek M., Stefański L.: Loads and stress occurring in the orogen in the vicinity of wall headings, remains of coal seams and barrier pillars in underground mines. Wyd. PAN, Ossolineum 1985.
- [7] Chudek M., Stefański L.: Eksploatacja zaważowa warstwy odprężającej o wysokiej wytrzymażości i jej wpływ na ochronę powierzchni. Przegląd Górniczy Nr 11-12, 1987.
- [8] Chudek M., Iwaszczenko W.: Badania modelowe nad wpływem głębokości na odkształcenia skał i naprężenia w otoczeniu wyrobisk ścianowych. ZN Pol. Śl., s. Górnictwo z. 109, 1981.
- [9] Chudek M.: Analiza przyczyn obrywania eię skał w wyrobiskach wybierkowych. ZN Pol. Śl., s. Gornictwo z. 9, 1964.
- [10] Filcek H., Kłeczek Z., Zerychta A.: Poglądy i rozwięzania dotyczące tąpań w kopalniach węgla kamiennego. ZN AGH, Górnictwo nr 123, 1984.
- [11] Mróz Z., Drescher A., Hueckel T., Pietruszczak S., Zublewicz A.: Opracowanie metodyki doświadczalnej badania praktycznego zachowania się skał oraz modelowanie mechanizmów tąpań górotworu. Cz. IV. IPPT PAN, Werszawa 1980.
- [12] Zorychta A.: Kryterium powatawania tapań przy eksploatacji pokładu wegla kamiennego. ZN AGH, Górnictwo z. 125, 1984.

ГОРНЫЕ УДАРЫ В МАССИВЕ СЛОЖНОГО СТРОЕНИЯ

Резюме

На основе анализа состояния равновесия напряжений в окружении выработки с обрушением даны зависимости, определяющие условия возникновения увеличенных напряжений и внезапного разрушения структуры кроали и пласта функционально связанных с прочностью скал карбонского периода, составляющих кровлю пласта, толщиной пласта и прочностью угля, а также с глубиной его залегания.

В работе на основе результатов геомеханических исследований в шахте "Катовице" даны числовые примеры расчета напряжений и иных показателей карактеристических для горных ударов в эртественных геотехнических условиях.

В примерах для расчета приняты наиболее благоприятные (крайне возможные) параметры прочности пород, влияющие на возникновение горных ударов. Даны расчетные формулы для:

 максимальных напряжений перед фронтом лавы с учетом опорности крепи р и подвигания фронта эксплуатации V, а также обрушения кровли V для средних геотехнических условий

$$\delta_{zr\,\text{MBX}}^{(v)} = \frac{P_z}{2C_1} \left[L_s + V_x \cdot t \left(1 - \frac{V_z \cdot t_z}{V_x \cdot t} \right) \right] - \frac{P_r L_w}{C_1}$$
(1)

 максимальных напряжений перед фронтом лавы в условиях горных ударов при залегании в кровле слоя песчаника с высокой прочностью

$$\delta_{zr \ max}^{(t)} = R_{cs} + \frac{P_z}{2C_1} (V_x \cdot t - V_z \cdot t_z) - \frac{P_r \cdot L_s}{C_1}$$
(2)

средних сжимающих напряжений в условиях горных ударов
 в угольном пласте

$$\vec{b}_{zwt} = \frac{P_{cw} \cdot P_z}{0.5 p_z + 0.37 R_{gw}}$$
(3)

- в кровле эксплуатируемого пласта

$$6_{zst} = \frac{R_{cs} \cdot P_z}{1.5 P_z + 0.33 R_{cs}}$$
(4)

Даны условия разрушения системы кровля-пласт с классифицированием ее в четыре группы по степени угрозы горного удара при эксплуатации с обрушением кровли

$I f_{zst} > f_{zwt} > R_{cw}$	сильно оседаемый
II $f_{zst} < f_{zwt} > R_{cw}$	оседаемый
III $6_{zst} > 6_{zwt} < R_{cw}$	склонный к оседанию
IV $6_{zst} < 6_{zwt} < R_{cw}$	не склонный к оседанию

 оптимальной скорости подвигания фронта горных работ в условиях горного удара

$$V_{x} \leq \frac{0.5 \cdot m}{t} \sqrt{\frac{P_{z}}{R_{rs}}} \quad [m/d]$$
(6)

- потенциальной энергии ударов, вызванных внезапным разрушением основной кровли длиной более

$$L_{max} = 3,75 h_{rz} \sqrt{\frac{R_{rs}}{P_z}}$$
(7)

которая составляет для эксплуатации:

- с обрушением кровли

$$E_{p(z)} = 3,75 \cdot U_{z} \cdot h_{rz} \cdot \sqrt{p_{z} \cdot R_{rs}} \cdot y_{1}$$
 (8)

- с гидралической закладкой

$$E_{p(p)} = 1.4 E_{p(z)}$$
 (9)

В работе рассмотрены и обсуждены также причины состояния повышенных напряжений в горном массиве.

ROCK-BURSTS IN STRATIFIED OROGEN

Summary

Basing on en analysis of the state of equilibrium of stresses occurring in the environment of workings with caving, the relations have been found which determine the conditions of the formation of inressed stresses and a sudden destruction of the roof structure and the coal bed, functionally connected with the strength of carboniferous rock constituting the roof of the heading, the thickness of the seam, the resistance of the coal and the depth of its occurrence.

Use has been made of the geomechanical results obtained in the "Katowice" colliery, providing numerical calculations of stresses and other coefficients characterizing rock-bursts under natural geotechnical conditions.

In the provided examples of calculations the most unfavourable (extremely possible) parameters of strength of the rock-mass have been assumed which may contribute to bumps.

Among others, the following formulae have been developed:

- to calculate the maximum stresses in front of the coal-face taking into account the supportability of the lining P_r, the advance of the working front V_x and the break-down of the roof V_z under average geotechnical conditions

$$\mathbf{G}_{zr\,max}^{(r)} = \frac{\mathbf{P}_{z}}{2\mathbf{C}_{1}} \left[\mathbf{L}_{s} + \mathbf{V}_{x} \cdot \mathbf{t} \left(1 - \frac{\mathbf{V}_{z} \cdot \mathbf{t}_{z}}{\mathbf{V}_{x} \cdot \mathbf{t}} \right) \right] - \frac{\mathbf{P}_{r} \cdot \mathbf{L}_{w}}{\mathbf{C}_{1}}$$

- to calculate the maximum stresses in front of the coal-face under rockburst conditions when the roof consists of highly resistant sandstone

$$\frac{6(t)}{2r} = R_{ce} + \frac{P_{z}}{2C_{1}}(V_{x} \cdot t - V_{z} \cdot t_{z}) - \frac{P_{r} \cdot L_{e}}{C_{1}}$$

- to calculate fairly high compressive stresses in the case of rock-burst conditions
 - in the coal seam (coal bed)

$$6_{zwt} = \frac{R_{cw} \cdot P_{z}}{0.5 P_{z} + 0.37 R_{cw}}$$

- in the roof of the heading

$$\vec{b}_{zst} = \frac{R_{cs} \cdot P_z}{1.5 P_z + 0.33 R_{cs}}$$

Conditions of the susceptibility to bumping of the roof (heading system have been given, classifying them into four groups of bumping hazard in the case of longwall mining with caving

I	$6_{zst} > 6_{zwt} > R_{cw}$	high bumping hazard
II	$6_{zet} < 6_{zwt} > R_{cw}$	bumping hazard
III	$6_{zst} > 6_{zwt} < R_{cw}$	susceptible to bumping
IV	$\mathbf{6_{zst}} < \mathbf{6_{zwt}} < \mathbf{R_{cw}}$	not susceptible to bumping

- to calculate the optimal advance of the working front under rock-burst conditions

$$V_{x} \leq \frac{0.5 \text{ m}}{\text{t}} \cdot \sqrt{\frac{P_{z}}{R_{rs}}}$$
 [m/d]

- to calculate the potential energy of quakes due to a sudden break-down of the fundamental roof with a length of more than

$$L_{max} = 3,75 h_{rz} \sqrt{\frac{R_{rs}}{P_z}}$$

which in the case of mining with caving amounts to

$$E_{p(z)} = 3,75 \cdot U_{z} \cdot h_{rz} \sqrt{p_{z} \cdot R_{rs}} \cdot Y_{1}$$

- in the case of hydraulic stowing

$$E_{p(p)} = 1.4 E_{p(z)}$$

The paper discusses also the reasons of increased states of stresses in the rock-mass.

.