

**ZESZYTY
NAUKOWE
POLITECHNIKI
ŚLĄSKIEJ**



40-LECIE
Politechniki Śląskiej

**MIROSŁAW CHUDEK
LUCJAN STEFAŃSKI**

**OBCIĄŻENIA I NAPRĘŻENIA WYSTĘPUJĄCE W GÓROTWORZE
W OTOCZENIU WYROBISK ŚCIANOWYCH, RESZTEK
POKŁADÓW I FILARÓW OPOROWYCH W KOPALNIACH
PODZIEMNYCH**

GÓRNICTWO

**Z. 136
GLIWICE
1985**

POLITECHNIKA ŚLĄSKA

ZESZYTY NAUKOWE

Nr 837

Mirosław CHUDEK

Lucjan STEFAŃSKI

**Obciążenia i naprężenia występujące w górotworze
w otoczeniu wyrobisk ścianowych, resztek pokładów
i filarów oporowych w kopalniach podziemnych**

GLIWICE

1985

KOLEGIUM REDAKCYJNE

Wiesław Gabzdyl (redaktor naczelny), *Miroslaw Chudek* (redaktor działu),
Elżbieta Stinzing (sekretarz redakcji)

OPRACOWANIE REDAKCYJNE

Elżbieta Stinzing

Wydano za zgodą
Rektora Politechniki Śląskiej

PL ISSN 0372-9508

Dział Wydawnictw Politechniki Śląskiej
ul. Kujawska 3, 44-100 Gliwice

Nakł. 280+45+10 Ark. wyd. 13,226 Ark. druk 10,877 Papier offset. kl. III 70x100, 70 g
Oddano do druku 16.4.85 Podpis. do druku 27.5.85 Druk ukończ. w lipcu 1985
Zam. 433/85 K-23 Cena zł 198,-

**Skład, fotokopie, druk i oprawę
wykonano w Zakładzie Graficznym Politechniki Śląskiej w Gliwicach**

SPIS TREŚCI

	Str.
1. Wstęp	7
2. Założenia przyjęte w pracy	9
2.1. Pierwotny stan naprężeń w górotworze nienaruszonym	15
2.2. Stan naprężeń w górotworze naruszonym eksploatacją pokładów węgla	17
3. Mechanizm deformacji warstw stropowych w otoczeniu wyrobiska zawałowego	18
3.1. Moment niszczący warstwy stropowe i wyżej zalegające	25
3.2. Obliczanie głównych wymiarów wyrobiska zawałowego w uzależnieniu od wytrzymałości skał i grubości eksploatowanego pokładu	28
3.3. Obciążenia występujące w otoczeniu wyrobiska zawałowego i ich zmienność	31
3.4. Określenie naprężeń w otoczeniu wyrobiska zawałowego	40
3.5. Bezpieczna odległość M_b pokładu podbierającego od pokładu podbieranego	45
3.6. Obciążenia i naprężenia działające w otoczeniu krawędzi pokładu przy $P_r = 0$	46
3.7. Obciążenia i siły działające w strefie zwiększonego ciśnienia i nad przestrzenią roboczą ściany przy podpórności obudowy $P_r \neq 0$ i ugięciu pokładu oraz stropu $Z \neq 0$	52
3.8. Obciążenia na pokład w przypadku mocnych skał stropowych	56
4. Nacisk wepornika na obudowę i jej podpórność	59
4.1. Podpórność obudowy z uwzględnieniem zmniejszonej wytrzymałości skał na ściskanie w strefie L_w	60
4.2. Nacisk na obudowę w przypadku skał o niskiej wytrzymałości (skały kruche)	61
4.3. Wytrzymałość skał stropowych w strefie L_w	61
5. Wpływ podpórności obudowy na stan naprężeń przed czołem frontu eksploatacyjnego ściany prowadzonej z zawałem stropu i z pod-sadzką hydrauliczną	64
6. Wpływ podsadzki hydraulicznej na wielkość naprężeń przed czołem ściany	69

	Str.
7. Ugięcie wspornika przedniego Z_s i pokładu węgla U_p	72
8. Naprężenie w stropie i w pokładzie w warunkach tąpniętych	78
8.1. Warunki powstawania tępnię pokładowych	80
8.2. Warunki zmniejszania zagrożeń tąpnięciami	82
9. Naprężenia występujące w otoczeniu wyrobiska ścianowego przy zbliżaniu się eksploatacji do krawędzi pokładu, resztek i filarów	83
9.1. Naprężenie w pokładzie górnym m' i w pokładzie dolnym m'' przy jednoczesnej eksploatacji w tym samym kierunku i nakrywania się obu krawędzi pokładów	83
9.2. Nakrywanie się krawędzi pokładów przy ich eksploatacji prowadzonej w przeciwnym kierunku	89
9.3. Minimalne odległości pionowe i poziome zbliżania się frontu wybierania do krawędzi eksploatacji, resztek pokładów, filarów itp. przy eksploatacji na zawał	91
10. Naprężenia w resztkach pokładów i filarach	100
11. Naprężenia przed czołem ściany w pokładach nachylonych $\alpha > 10^\circ$	104
11.1. Eksploatacja po wzniesie pokładu	104
11.2. Naprężenia w przypadku eksploatacji pokładów po upadzie	109
11.3. Naprężenia w otoczeniu krawędzi pokładu nachylonego dla $P_r \neq 0$	112
12. Wpływ postępu frontu eksploatacyjnego V_x na wielkość naprężeń przed czołem ściany	115
12.1. Wielkość postępu przodka V_p ze względu na warunki geotechniczne na danej głębokości eksploatacji i sposobu kierowania stropem	120
12.1.1. Eksploatacja z zawałem stropu w przeciętnych warunkach geotechnicznych	120
12.1.2. Postęp przodka V_{ps} w warunkach występowania mocnych warstw stropowych przy eksploatacji z zawałem stropu	124
12.1.3. Postęp frontu eksploatacyjnego w warunkach mocnych skał stropowych przy zastosowaniu podszedki hydraulicznej	127
12.1.4. Naprężenia przed czołem ściany w warunkach geotechnicznych słabych skał karbońskich przy $P_r \neq 0$ i $V_x \neq 0$	129
12.1.5. Naprężenia w warunkach sztywnego stropu przy $P_r \neq 0$ i $V_x \neq 0$	132
12.1.6. Podporność obudowy w warunkach mocnych skał stropowych przy eksploatacji z zawałem stropu w uzależnieniu od postępu przodka V_z	134

	Str.
12.1.7. Podporność obudowy w warunkach mocnych skał stropowych przy eksploatacji z zawieszaniem stropu (rys. 6) w uzależnieniu od postępu przodka V_z .	137
13. Analityczne wyprowadzenie wzorów na zmianę ciśnień poziomych i wytrzymałość węgla w otoczeniu frontu eksploatacyjnego	139
14. Podsumowanie i wnioski końcowe	151
15. Zestawienie wzorów końcowych do praktycznego wykorzystania ...	155
Literatura	166
Streszczenia	168

1. WSTĘP

Znajomość problematyki prognozowania obciążeń na obudowę wyrobisk ścianowych, wielkość i rozkład naprężeń w otoczeniu frontu eksploatacyjnego posiada duże znaczenie dla bezpiecznego, racjonalnego i ekonomicznego wybierania złóż w kopalniach podziemnych.

Wymienione zagadnienia w decydującym stopniu uzależnione są od charakteru i przebiegu pomieszczeń (deformacji) górotworu naruszonego szczególnie w otoczeniu prowadzonej eksploatacji, jak również od współpracy obudowy z górotworem.

Rozwiązanie tych zagadnień było przedmiotem szeregu prac naukowych w kraju i za granicą, do których m.in. zaliczyć należy: Awierszina S.E. [1], Boreckiego M. [4, 5], Budryka W. i inni [6], Bilińskiego [2, 3], Sałustowicza A. [25], Filcka H. [19], Ewerlinga G. [18], Kłeczka Z. [22], Ryncarza T. [23], Robskiego St. [29], Chudka M. i in.: [7, 10, 11, 12, 13, 16, 17].

W przedstawionej z tego zakresu, chociaż niepełnej literatury można wnosić, że omawiane zagadnienia rozwiązywano na drodze teoretycznej, empirycznej, badań "in situ" i badań modelowych.

W wielu pracach teoretycznych, przy rozpatrywaniu szczególnie stanu naprężeń, przyjmuje się, że górotwór jest jednorodny i izotropowy lub jako ośrodek sprężysto-lepki, nieważki itd. Założenie to jest uproszczeniem modelu górotworu, który składa się z poszczególnych warstw karbońskich posiadających znane i mieralne naturalne parametry, takie jak: wytrzymałość i gęstość przestrzenną decydujących o przebiegu zjawisk zachodzących pod wpływem eksploatacji górniczej.

Uwzględniając naturalne parametry górotworu rozpatrzono w niniejszej pracy m.in. następujące zagadnienia:

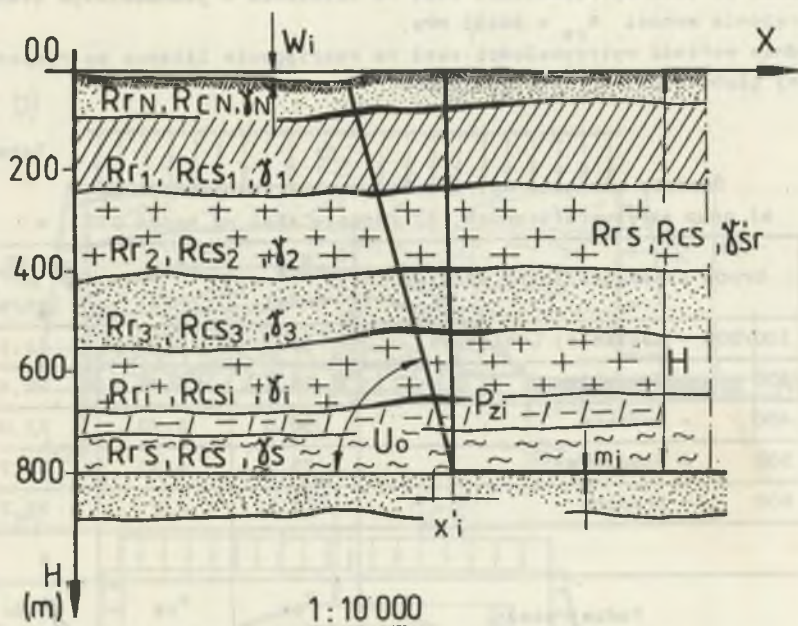
- nacisk stropu na obudowę ściany jako kryterium jej podporności dla stropów kruchych i mocnych, podając również warunki tąpliwości układu strop-pokład,
- minimalne odległości pionowe i poziome zbliżenia się frontów dwóch pokładów podbierającego i podbieranego oraz w stosunku do starych zrobów, resztek pokładów i krawędzi przy nadbieraniu oraz podbieraniu,
- prognozowanie naprężeń w resztkach pokładów oraz w otoczeniu filarów oporowych wraz z ich minimalną szerokością,
- wpływ postępu frontu eksploatacyjnego na zmianę naprężeń przed czołem ściany zawałowej i z podsadzką hydrauliczną, podając przy tym prędkość optymalną,

- ugięcia stropu i pokładu z podaniem wielkości kątów ugięcia oraz obciążenia i naprężenia występujące w otoczeniu wyrobiska zawałowego w pokładach silnie nachylonych oraz stromych.

Powyższe metody stanowią próbę dalszego uściślenia rozpatrywanych zagadnień, jako funkcji własności geomechanicznych skał górotworu i głębokości.

2. ZAŁOŻENIA PRZYJĘTE W PRACY

Warstwowa budowa górotworu karbońskiego, jak wykazały badania modelowe [10, 12, 14, 15, 16, 17, 23] i pomiary "in situ" [27, 29] oraz praktyka górnicza, stanowi głównie o mechanizmie przebiegu zjawisk występujących w otoczeniu wyrobisk górniczych a zwłaszcza w otoczeniu ściany zawałowej.



Rys. 1. Wyrobisko zawałowe na danej głębokości H w otoczeniu górotworu o znanych parametrach naturalnych

Z danych statystycznych Ministerstwa Górnictwa i Energetyki [26] wynika, że na około 400 pokładów węgla zalegających w Górnośląskim Zagłębiu Węglowym do głębokości 1000 m, 200 pokładów zaliczyć można do bilansowych, zaś około 100 pokładów posiada wartość przemysłową w obecnych warunkach technicznych i przyszłościowych. Uwzględniając grubość tych pokładów i zmienne ich ilości występowania w poszczególnych rejonach GZW można przyjąć (poza wyjątkiem KWK "Kazimierz Juliusz"), że grubość warstw węglowych m_w zalegających do danej głębokości H (rys. 1) wynosi średnio:

$$m_w = 0,1 \cdot H$$

natomiast grubość warstw skalnych:

$$m_s = 0,9 \cdot H$$

Wytrzymałość warstw m_s jest znacznie wyższa od wytrzymałości pokładów węgla, stąd ich decydujące znaczenie w mechanizmie deformacji górotworu nad wybranym pokładem.

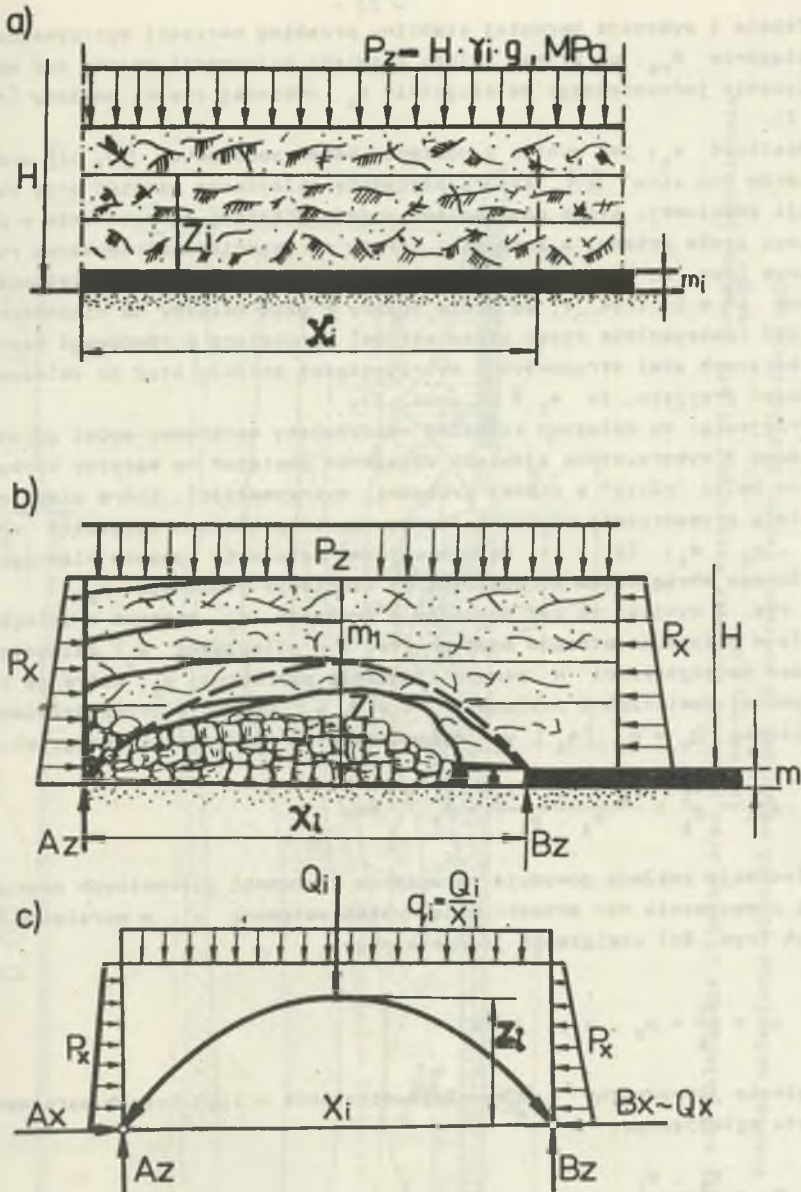
Z badań wytrzymałości przeprowadzonych w GIG dla skał karbońskich zalegających w GZW (tab. 1) wynika, że:

- średnia wartość wytrzymałości skał na ściskanie w jednoosiowym stanie naprężenia wynosi $R_{cs} = 60 \pm 63$ MPa,
- średnia wartość wytrzymałości skał na rozciąganie liczona do rozpatrywanej głębokości $R_{rs} = 3,0 \pm 3,3$ MPa.

Tabela 1

Średnie wartości wytrzymałości skał karbońskich wg
a) grup stratygraficznych, b) rodzaju skał wg badań GIG a

Lp.	Grupa stratygraficzna warstwy	R_{cs} (MPa)	R_{rs} (MPa)	ρ_r (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	75,0	4,30	22,7
5	600 - Brzeźne	75,6	4,8	23,7
				b
Lp.	Rodzaj skały	R_{cs} (MPa)	R_{rs} (MPa)	ρ_r (kN/m^3)
1	Zlepieniec	77,80	3,8	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	2,6	24,6
5	Łupek ilasty	48,0	3,3	24,8
6	Węgiel	13,7	0,7	13,0



Rys. 2. Schemat kształtowania się obciążeń wokół wybranej części pokładu o rozpiętości x_i i wysokości z_i

- a) układ górotworu wraz z pokładem przed jego wyeksploatowaniem na długości x_i , b) schemat ciśnień i przebiegu deformacji skał w stropie wyrobiska, c) schemat układu sił po uzyskaniu i-tego zawału pełnego z_i

Tabela 1 wykazuje bardziej stabilny przebieg wartości wytrzymałości na rozciąganie R_{rs} , od której zależą zjawiska deformacji warstw pod wpływem obciążenia jednostajnego na długości x_1 wybiierki części pokładu (rys. 2 i 3).

Wielkość x_1 , jak wynika z pomiarów badań modelowych [10, 15] oraz z pomiarów "in situ" [27] jest rozpiętością sklepienia ciśnień przy eksploatacji zawałowej, które oparte jest z jednej strony na pokładzie w pobliżu jego czoła ściany, a z drugiej strony na częściowo sprasowanym rumoszu skalnym (rys. 2, 3). Ponieważ sklepienie ciśnień przenosi obciążenia główne $\frac{Q_1}{z} = Q$ (rys. 3) od czoła ściany w głąb calizny na nieznaczną odległość (maksymalnie rzędu kilku metrów) wynikającą z równowagi naprężeń ściskających skał stropowych i wytrzymałości pokładu stąd do dalszych rozważań przyjęto, że $x_1 \approx L_s$ (rys. 3).

Przyjmując do dalszych rozważań rzeczywisty warstwowy model górotworu, założono i wykorzystano zjawisko działania obciążeń na warstwy karbońskie jak na belki "płyty" o znanej grubości, wytrzymałości, które ulegają nad powstałą przestrzenią po eksploatacji części pokładu o objętości $v_1 = x_1 \cdot y_1 \cdot m_1$; ($y_1 = 1$) deformacyjnemu działaniu momentu niszczonego wywołanego obciążeniem pochodzącym od ciśnienia pionowego p_z .

Z rys. 2 wynika, że nad pokładem o grubości m_1 minimum w odległości z_1 (a w przypadku stropów mocnych rys. 6 w odległości m_1) zalegającym poziomo na głębokości H panuje ciśnienie pierwotne p_z , które na rozpatrywanej powierzchni pokładu $F_1 = x_1 \cdot y_1$ wywołuje przez działanie obciążenia $Q_1 = p_z \cdot x_1 \cdot y_1$ pierwotny stan naprężeń ściskających:

$$\sigma_{z1} = \frac{Q_1}{F_1} = \frac{p_z \cdot x_1 \cdot y_1}{x_1 \cdot y_1} = p_z, \quad \text{MPa} \quad (1)$$

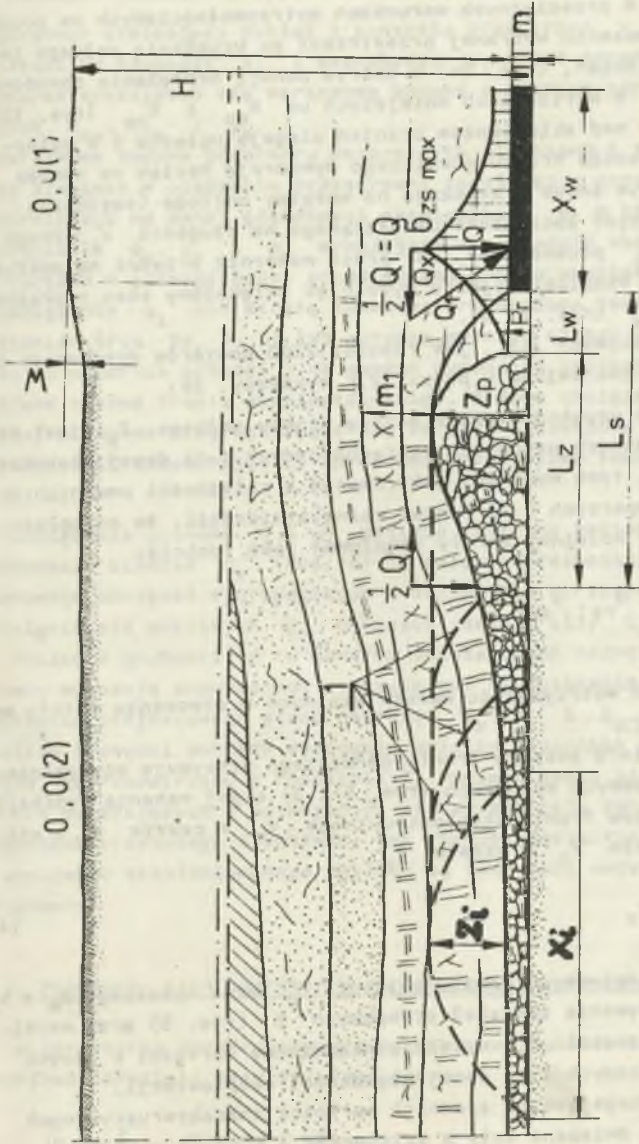
Eksploatacja pokładu powoduje naruszenie równowagi pierwotnych naprężeń (1) i powstawania nad przestrzenią wyeksploatowaną v_1 w warstwach stropowych (rys. 2c) obciążenia jednostajnego:

$$q_1 = \frac{Q_1}{x_1} = p_z \cdot y_1; \quad \text{MN/m} \quad (2)$$

Obciążenie jednostajne q_1 wywołuje działanie w tych i-tych warstwach momentu zginającego:

$$M_1 = \frac{q_1 \cdot x_1}{8} \quad (3)$$

Jeżeli $M_1 > W_{x1} \cdot (R_{cs1} + R_{rs1})$, co zachodzi w czasie w przeciętnych warunkach geotechnicznych, to wówczas następuje deformacja warstw na wysokość z_1 a tym samym zawał w strefie x_1 (rys. 2b). Deformacja stropu zatrzymywana jest przez warstwy wyżej zalegające, które swoją wytrzymało-



Rys. 3. kształtowanie się sklepienia ciśnieniowego oraz przebieg uginania warstw nad strefą zawieszoną (oznaczenia jak na rys. 5)

1 - czasowe sklepienie ciśnieniowe wdrażające za postępowaniem frontu eksploatacyjnego

ścię (sztywnością) przejmują obciążenie pierwotne stabilizując nad przestrzenią wyeksploatowaną v_1 względny czasowy stan równowagi (rys. 2c). Wskutek działań ciśnień p_x i p_y przy dalszej eksploatacji, w miarę upływu czasu, działania siły ciężkości następują dalsze odkształcenia warstw nadległych. W przeciętnych warunkach wytrzymałościowych na początku tworzy się w otoczeniu wybranej przestrzeni po uzyskaniu pełnego zawału, sklepienie ciśnień, (rys. 2c) w którym panują naprężenia obwodowe σ_t i radialne σ_r o wartościach mniejszych od R_{cs} i R_{rs} (rys. 10).

Warstwy nadległe nad sklepieniem ciśnień ulegają ugięciu i w odległości $x_1 \approx L_s$ od czoła frontu górniczego wywierają nacisk na rumosz skalny (rys. 3) a tym samym przekazują na warstwy podłoża (częściowo skonsolidowanego) część obciążenia działającego na długości x_1 . Druga część obciążenia Q_1 przenoszona jest przez wspornik przedni na pokład przed czołem frontu eksploatacyjnego wywołując zwiększony stan naprężeń ściskających σ_{zmax} (rys. 3, 5).

Wyniki badań modelowych [15], jak również 2300 pomiarów dokonanych w ścianach zawałowych zestawione w pracy [27] wykazały, że:

- wielkość x_1 przy uzyskaniu przez ścianę zawału pełnego Z_p jest prawie niezmienna w danych warunkach geotechnicznych i na danej głębokości H . Z interpretacji tych wyników, jak również z zależności podanych w niniejszej pracy opartych o te wyniki można stwierdzić, że odległość x_1 jako szerokość kolejnej strefy zawałowej jest funkcją:

$$x_1 = f(m, R_{cs}, R_{rs}, H_{\acute{s}r})$$

gdzie:

R_{cs}, R_{rs} - średnia wytrzymałość warstw skalnych w otoczeniu strefy zawałowej.

Wielkość x_1 w miarę postępu frontu górniczego utrzymuje się osiąga-
jąc stałą wartość w danych warunkach (rys. 5 i 3) a jej wahania wynikają
także ze zmiany postępu frontu eksploatacyjnego V_x w czasie t w sto-
sunku do postępu zawału V_z w czasie t_z

$$V_x \cdot t \geq V_z \cdot t_z \quad (4)$$

- wysokość zawału częściowego, zawału pełnego Z_p oraz wysokiego $Z_w = S_0$ (rys. 5), kąt załamania się skał stropowych Z (rys. 5) oraz współczynnik rozluzowania skał k_r wykazują niezmiennie wartości w danych warunkach geotechnicznych i na danej głębokości eksploatacji,
- wyniki pomiarów odbiegające od średnich wartości charakterystycznych dla danych warunków związane były z załeganiem w stropie sztywnych warstw i wówczas obserwowano wydłużenie się x_1 względnie wynikały one z dużego kąta nachylenia pokładów około 18° , który wpływa na zmianę wielkości liniowych i naprężeń w otoczeniu wyrobiska zawałowego.

Uwzględniając wyniki badań modelowych [12, 10, 15, 22], jak również wyniki pomiarów długości stref zawałowych i wysokości zawału częściowego i pełnego oraz kąta załamania się skał stropowych nad strefą zawałową do dalszych rozważań przyjęto następujące założenie:

- górotwór otaczający pokład i powstałą przestrzeń v_1 po wybraniu jego części na długości x_1 i szerokości y_1 jest ośrodkiem rzeczywistym charakteryzującym się warstwową budową o znanych parametrach naturalnych R_{cs} , R_{rs} i γ_s .
Warstwowa budowa górotworu determinuje ilościowo i jakościowo zachodzące zjawiska w otoczeniu przestrzeni zawałowej i przed czołem frontu górniczego na danej głębokości eksploatacji H , z którą związane jest ciśnienie p_z , p_x i p_y wywołujące odpowiednie obciążenie i przyrost naprężeń w szczególności przed czołem frontu eksploatacyjnego.
- obciążenie q_1 nad strefą zawałową przenoszona jest przez sklepienie ciśnień (rys. 2c, 3, 5) lub sztywną warstwę stropu bezpośredniego (rys. 6) na wspornik przedni i na pokład powodując zwiększony stan naprężeń przed czołem frontu eksploatacyjnego. Połowa obciążenia przenoszona jest przez warstwę uginającą się za strefą zawałową - która uzyskała podporność spoczywając na sprasowanym częściowo rumoszu skalnym (rys. 3 i 5).

Obciążenie pionowe $Q = \frac{Q_1}{2}$ posiada składową poziomą Q_H i styczną do sklepienia ciśnień Q_1 (rys. 5). W dalszych rozważaniach przyjęto, że równowaga obciążeń występujących w sklepieniu utrzymywana jest przez działanie sił poziomych Q_H będących reakcją siły Q_x (rys. 2c, 3 i 5).

Pokład o grubości m w strefie zwiększonych naprężeń przed czołem ściany wykazuje podwyższoną wytrzymałość na ścislenie R_{cw} , co wynika z działania trójosiowego stanu naprężeń p_z , p_x i p_y . W strefie spękań w pobliżu krawędzi pokładu występuje ugięcie wspornika przedniego i pokładu węgla, co rozpatrzono w rozdziale 7. Pomieszczenia pionowe w_1 (rys. 1) warstw osiadających i uginających się poza strefę zawałową oraz ugięcie wspornika przedniego i pokładu, jak również wszystkie zjawiska zachodzące w otoczeniu eksploатовanego pokładu są funkcjami naturalnych parametrów górotworu.

2.1. Pierwotny stan naprężeń w górotworze nieneruszonym

W górotworze nieneruszonym o poziomym załaganu warstw pierwotny stan naprężeń określają trzy składowe główne:

$$p_z = \gamma_{sr} \cdot H \cdot g, \quad \text{MPa} \quad (5)$$

$$p_x = p_x = \eta \cdot p_z, \quad \text{MPa} \quad (6)$$

gdzie:

$\gamma_{\delta r}$ - gęstość przestrzenna skał określona jako średnia wartość do rozpatrywanej głębokości H ,

g - przyspieszenie ziemskie,

η - współczynnik poziomego rozpięcia,

$$\eta = \frac{\nu}{1 - \nu},$$

ν - współczynnik Poissona.

Stan naprężeń pierwotnych w warstwach o nachyleniu $\alpha > 10^\circ$ do płaszczyzny poziomej określa składowe działające prostopadle do płaszczyzny uławiczenia p_z i składowe działające w tych płaszczyznach $p_x = p_y$, które ujmują wzory:

$$p_z = \gamma_{\delta r} \cdot H \cdot g \cdot (\cos^2 \alpha + n \sin^2 \alpha) \quad (7)$$

$$p_{x\alpha} = p_{y\alpha} = \gamma_{\delta r} \cdot H \cdot g \cdot (\sin^2 \alpha + n \cdot \cos^2 \alpha) \quad (8)$$

Jeżeli założy się, że górotwór charakteryzuje izotropia transversalna, co wynika ze zmian własności ośrodka w kierunku działania obciążeń pionowych p_z , podczas gdy w kierunkach do nich prostopadłych własności pozostają stałe - wówczas współczynnik poziomego rozpięcia zależy od stosunku wytrzymałości R_r do R_c skał danej warstwy na danej głębokości.

Jak wynika z wartości liczbowych zawartych w tabeli 1 stosunek wytrzymałości na rozciąganie R_{rs} do wytrzymałości na ściskanie R_{cs} dla warstw karbońskich zalegających w GZW mieści się w wąskim przedziale i wynosi:

$$A = \frac{R_{rs}}{R_{cs}} \approx 0,05 \text{ do } 0,06 \quad (9)$$

Równowaga naprężeń w elementarnej warstwie górotworu o wymiarach $z = x = y = 1$, wywołanym ciśnieniem pionowym p_z i jego reakcją $-p_z$ w pozostałych kierunkach układu kartezjańskiego utrzymywana jest przez cztery składowe ciśnienia boczne:

$$p_{x'} = p_x, \quad p_{y'} = p_y$$

co wynika z równania równowagi ciśnień:

$$p_z + (-p_z) + p_x + (-p_x) + p_y + (-p_y) = 0 \quad (10)$$

Uwzględniając symetrię układu można napisać:

$$p_x + p_y = A \cdot p_z; \quad \text{a ponieważ } p_x = p_y$$

wówczas ciśnienie poziome w górotworze nieneruszonym określa związek:

$$p_x = p_z \cdot \frac{R_{r\delta}}{2 \cdot R_{c\delta}}; \quad \text{MPa} \quad (11)$$

Średnia wartość ciśnienia poziomego dla warunków geotechnicznych GZW, tj. dla $R_{c\delta} = 60 \div 63$ MPa i $R_{r\delta} = 3 \div 3,1$ MPa w górotworze nieneruszonym wykorzystując podane zależności na p_x i p_z , A wynosi:

$$p_x = p_z (0,025 \text{ do } 0,03), \quad \text{MPa} \quad (12)$$

W warunkach LZW, gdzie ciśnienie pionowe p_z jest prawie równe wytrzymałości skał na ściskanie $p_z = R_{c\delta}$, ciśnienie poziome (11)

$$p_x = \frac{R_{r\delta}}{2} \approx 1,5 \text{ MPa.}$$

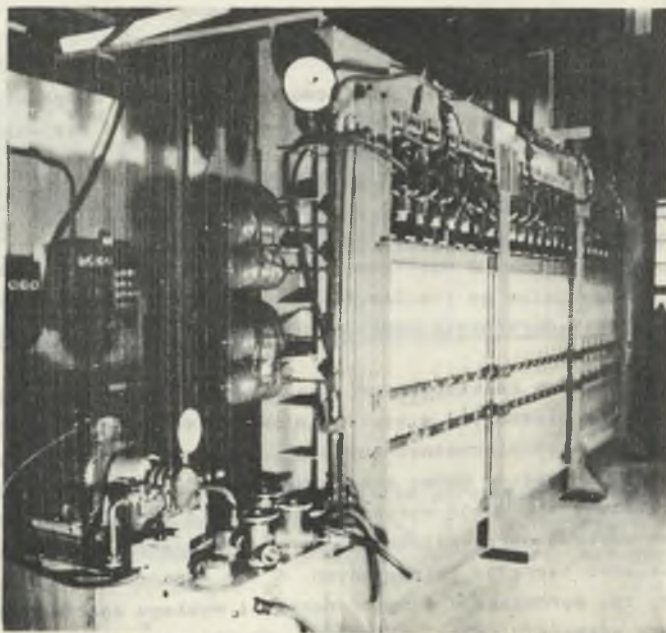
Zmianę równowagi naprężeń pierwotnych powoduje wykonanie wyrobiska górniczego. Stan naprężenia i odkształcenia wytwarzający się w sąsiedztwie i otoczeniu wyrobiska zależny jest także od ich wymiarów. W przekrojach prostopadłych do osi symetrii wyrobiska korytarzowego lub eksploatacyjnego, gdy kształt frontu jest regularny i jeden z wymiarów jest dostatecznie długi (γ_1) występuje płaski stan odkształcenia.

2.2. Stan naprężeń w górotworze naruszonym eksploatacją pokładów węgla

Wyrobisko górnicze w zależności od swych wymiarów powoduje odsłonięcie górotworu za pomocą płaszczyzn o kształcie związanym z jego funkcją. Tym samym składowe naprężeń pierwotnych działające w kierunkach do tych płaszczyzn nie są zrównoważone wobec czego następuje zachwianie równowagi górotworu. Pojawiają się wokół wyrobiska naprężenia radialne i obwodowe przewyższające wartość wytrzymałości skał na rozciąganie i ściskanie.)
Analizując wielkość naprężeń ściskających σ_c w otoczeniu wyrobiska eksploatacyjnego, tj. wyrobiska o długim froncie i wybiegu znacznie większym od poprzecznego przekroju można stwierdzić, że stan naprężeń w otoczeniu ściany zawałowej określają obciążenia pochodzące od ciśnienia pierwotnego p_z , które na długości powstałej przetrzeni po wybranej części pokładu o grubości m wywołują moment nieznaczny M_{\max} , np. (rys. 6) powodujący powstanie zawału częściowego, pełnego i wysokiego oraz zmianę naprężeń i odkształceń górotworu w otoczeniu wyrobiska zawałowego a także warstw nadległych i wyżej zalegających.

3. MECHANIZM DEFORMACJI WARSTW STROPOWYCH W OTOCZENIU WYROBISKA ZAWAŁOWEGO

Na rys. 2, 3 i 4 pokazano schemat przebiegu deformacji warstw nad powstałą przestrzenią po wybraniu części pokładu o grubości m zalegającego na głębokości H , z utworzonym pełnym zawałem stropu o znanej wytrzymałości na ściskanie R_{cs} , na rozciąganie R_{rs} oraz gęstości przestrzennej γ_{sr} (tabela 1) bez uwzględnienia podporności obudowy.



Rys. 4. Deformacje warstw górotworu w czasie badań modelowych przy rozruchu ściany

a - stoisko do badań modelowych Instytutu Projektowania, Budowy Kopalń i Ochrony Powierzchni Politechniki Śląskiej w Gliwicach

Rys. 3 i 5 przedstawia schemat przebiegu deformacji warstw skalnych i kształtowanie się obciążeń w otoczeniu wyrobiska zawałowego i czoła frontu eksploatacyjnego przy pełnym biegu ściany.

W przypadku zalegania w stropie bezpośrednim warstw mocnych ulegających zawałowi w większej odległości od czoła ściany, tj. w odległości $L > L_g$, rozkład obciążeń i naprężeń przedstawia rys. 6.



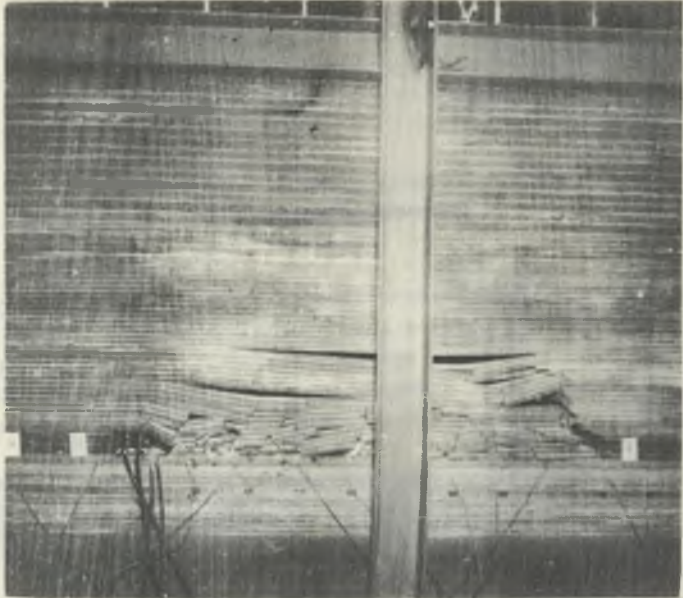
Rys. 4. Deformacje warstw górotworu w czasie badań modelowych przy rozruchu ściany

b - m = 1,5 m, H = 200 m, zbiór 8



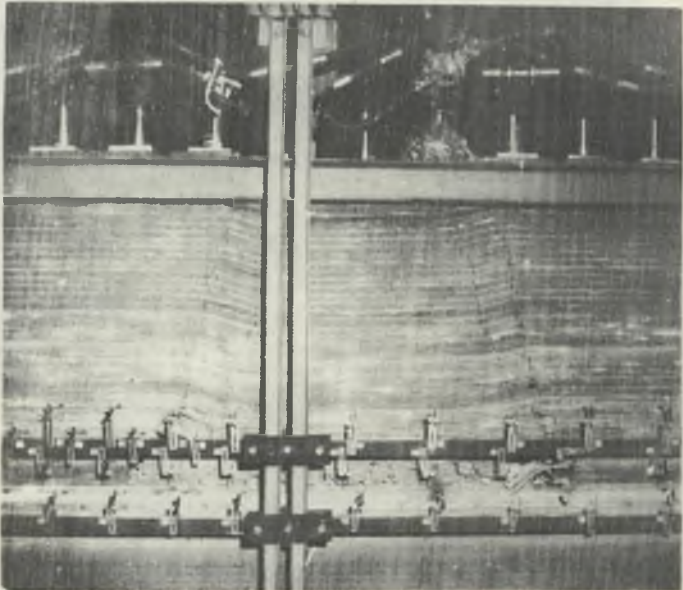
Rys. 4. Deformacja warstw górotworu w czasie badań modelowych przy rozruchu ściany

c - m = 1,5 m, H = 500 m, zbiór 10



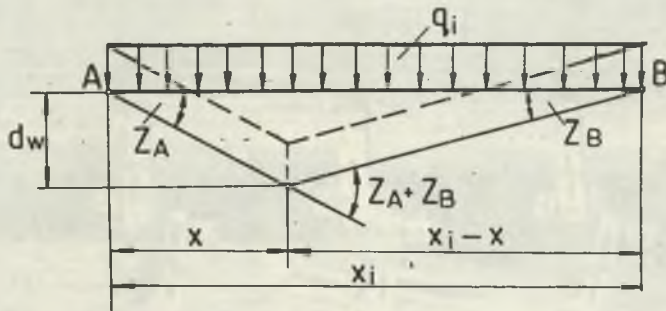
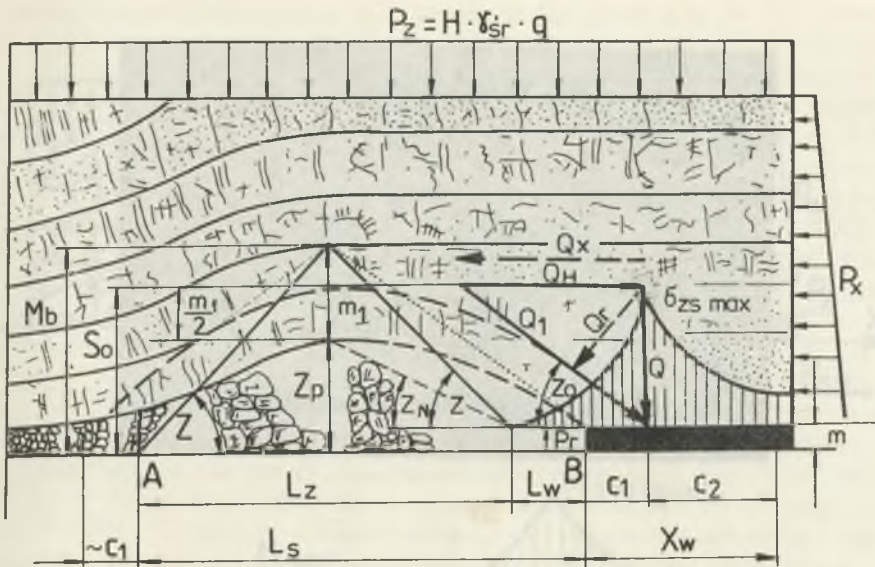
Rys. 4. Deformacje warstw górotworu w czasie badań modelowych przy rozruchu ściany

$d - m = 1,5 \text{ m}$, $H = 600 \text{ m}$, zabiór 8



Rys. 4. Deformacje warstw górotworu w czasie badań modelowych przy rozruchu ściany

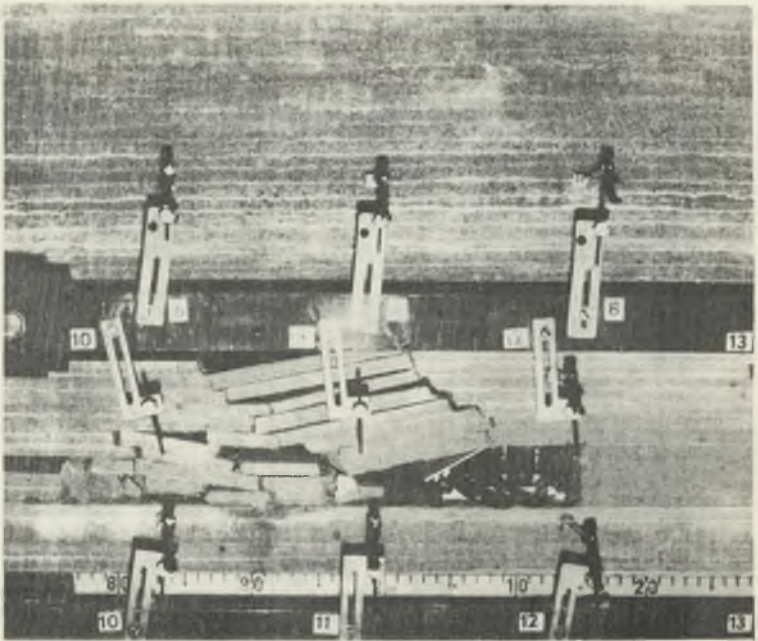
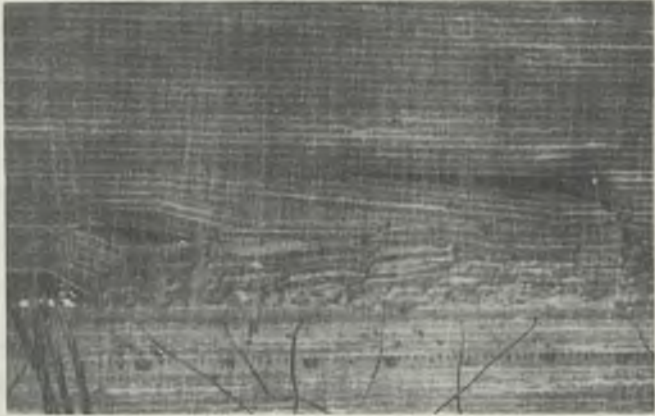
e - uginanie karbonu po zakończeniu eksploatacji



Rys. 5. Deformacja warstw stropowych

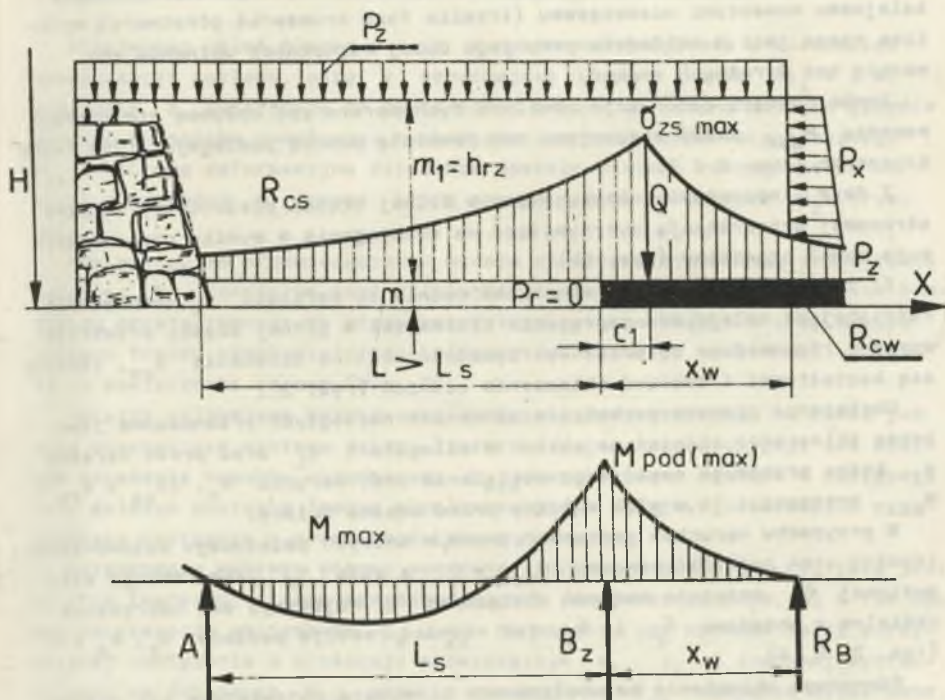
a - stan wyrobiska zawałowego i obciążenie górotworu w jego otoczeniu po wybiegu ściany n. L_z (czyli przy pełnym biegu ściany), b - schemat do obliczeń załamania się warstw stropowych

1 - sklepienie wspornikowe Q_H , reakcja obciążenia poziomego Q_x



Rys. 5. Deformacja warstw stropowych

c - tworzenie się sklepienia ciśnień, d - przykład załamania się skał stropowych za przedziałem roboczym



Rys. 6. Schemat obciążeń i rozkład naprężeń ściskających w warstwie stropowej mocnej

Na pokład o grubości m zalegający w górotworze nienaruszonym na głębokości H działa ciśnienie pierwotne $p_z = H \cdot g \cdot \gamma_{gr}$ (rys. 2a). Ciśnienie to na rozpatrywanej powierzchni (długości x_1) wywołuje obciążenie jednostajne $q_1 = p_z \cdot y_1$ MN/m, które wywołuje w poszczególnej warstwie pierwotny stan naprężeń:

$$\sigma_z = \frac{H \cdot \gamma_{gr} \cdot g \cdot x_1 \cdot y_1}{x_1 \cdot y_1} = H \cdot \gamma_{gr} \cdot g, \quad \text{MPa} \quad (13)$$

gdzie:

g - przyspieszenie ziemskie,

y_1 - 1 m (układ płaski).

Eksploatacja pokładu o grubości m_1 powoduje naruszenie równowagi sił oraz zmiany wokół powstającej przestrzeni po wybraniu części pokładu pierwotny stan naprężeń (13). Zmiany te obejmują warstwy stropu na wysokość minimum z_1 , ponad którą utrzymuje się czasowy stan równowagi obciążeń (rys. 2b, 2c, 3, 5). Czasowy stan równowagi obciążeń utrzymuje się do

czasu, gdy warstwy wyżej zalegające przy dalszym wybiegu ściany ulegną kolejnemu momentowi niszczącemu (trzecia faza zruszenia górotworu), wynikiem czego jest w nakładzie przy jego dużej miąższości uginanie się warstw bez wyraźnych spękań.

Zanim nastąpi deformacja zawałowa tych warstw pod wpływem niszczącego momentu M_{\max} skały otaczające nad powstałą pustką podlegają trzem fazom zruszenia (rys. 2 i 3).

I faza - naprężenia rozciągające w dolnej części odcłonionej warstwy stropowej przekraczają wytrzymałość na rozciąganie w wyniku czego następuje zawał częściowy (rys. 2b).

II faza - wybieg ściany stopniowo rośnie do wartości x_1 , naprężenia rozciągające maleją, zaś naprężenia ściskające w górnej części przekroju warstwy równoważone są przez wytrzymałość skał na ściskanie R_{cs} , zaczyna się kształtować i tworzyć sklepienie ciśnień (rys. 2).

Obciążenie pionowe pochodzące od warstw nadległych przenoszone jest przez sklepienie ciśnień na pokład w odległości c_1 oraz przez warstwę m_1 , która przejmuje część tego obciążenia przy warunku $W_x \cdot (R_{cs} + R_{rs}) > M_{\max}$ przenosząc je w głąb calizny przed czołem ściany.

W przypadku warunków geotechnicznych, w których zainicjuje kołowo-asymetryczny stan naprężeń, wówczas $M_{\max} = 0$, a siła Q_H jako reakcja siły poziomej Q_x osiągnie wartość obciążenia Q . Pojawiają się naprężenia radialne i obwodowe σ_r i σ_t , jak również reakcje podłoża B_z , R_B i A (rys. 2, 5, 6).

Równowagę sklepienia parabolicznego utrzymują pojawiające się ciśnienia boczne p_x (rys. 2b i 6) i siła Q_H będąca reakcją siły Q_x (rys. 2c i 5a).

III faza - dotyczy pełnego biegu ściany a więc powstanie nad zawałem pełnym zawału wysokiego strefy spękań $S_0 = Z_w = 1/2 m_1 + Z_p$ (rys. 5) oraz pełnego sklepienia ciśnień (rys. 2, 5) utrzymującego równowagę sił nad przestrzenią wybraną v_1 o szerokości L_s przenoszące siły pionowe na przedni i tylny wspornik (rys. 2, 3, 5). Przez dalsze zwiększenie się wybiegu ściany, moment niszczący powoduje deformację warstw wyżej zalegających i przemieszczanie pod wpływem ciężenia zruszonej ich części w kierunku powstałej pustki. W ten sposób mechanizm niszczącego momentu zginającego przy warstwowej budowie górotworu wywołuje skutki eksploatacji pokładu aż do powierzchni ziemi.

Znajdując mechanizm deformacji poszczególnych warstw górotworu nad przestrzenią powstałą po wybranej części pokładu, aż do chwili powstania zawału pełnego (rys. 2, 4) oraz przy pełnym biegu ściany (rys. 3 i 5) wykorzystano zasady statyki do wyprowadzenia zależności na obliczenie obciążeń i naprężeń występujących w otoczeniu frontu eksploatacyjnego.

3.1. Moment niszczący warstwy stropowe i wyżej zalegające

Przyjmując układ płaski z osią x skierowaną zgodnie z kierunkiem eksploatacji pokładu, osią y oznaczającą długość frontu ($y_1 = 1$ m) oraz osią z skierowaną do powierzchni terenu określono kolejno głównie wymiary wyrobiska zawałowego wychodząc z wartości momentu zginającego M_{\max} , którego deformacyjne działanie zostało czasowo zatrzymane na warstwie o grubości m_1 , ponad którą panuje ciśnienie pionowe p_z (rys. 5a).

Aby nastąpiło przemieszczenie warstw górotworu w kierunku przestrzeni wybranej V_w konieczne jest załamanie się poszczególnej warstwy lub kompleksu warstw tworzących strop zasadniczy i bezpośredni, a przy długim wybiegu frontu eksploatacyjnego również deformowanie warstw nadległych, aż do powierzchni terenu (rys. 3).

Warstwy zalegające bezpośrednio nad pokładem wybieranym na zawał już przy nieznacznym wybiegu ściany licząc od jej rozruchu ulęgają pod wpływem działania momentu niszczącego M_{\max} spękanom i załomom a następnie przy dalszym postępie frontu eksploatacyjnego kolejnym deformacjom przechodzące następnie w zawał częściowy i pełny.

Zwiększenie wybiegu ściany powoduje wydłużenie belki (płyty), jaką jest warstwa (warstwy) stropu bezpośredniego i zasadniczego (rys. 5), a tym samym zwiększenie obciążenia $q_1 \cdot x_1$ do momentu gdy nośność belki utrzymującej obciążenie o przekroju prostokątnym $m_1 \cdot y_1$ i średniej wytrzymałości na ściekanie R_{cs} oraz na rozciąganie R_{rs} zostanie wyczerpane. Powstaną wtedy trzy przeguby plastyczne, jako wynik mechanizmu zniszczenia (rys. 5b). Korzystając z zasady prac wirtualnych [28] można dla schematu obciążeń pokazanego na rys. 5a określić maksymalny moment graniczny niszczący M_{\max} , który pojawia się gdy całkowita praca sił zewnętrznych δ_L na przemieszczeniach wirtualnych d_w będzie zużyta w procesie odkształcenia plastycznego belki (płyty) i przewyższy swoją wartość pracą sił wewnętrznych δ_V na przemieszczeniach wirtualnych d_w .

Przyjmując, że w górotworze obciążeniem granicznym jest obciążenie jednostajne $q_1 = p_z \cdot y_1$ działające nad odsłoniętą warstwą karbońską przez wybranie pokładu na długości x_1 wartość pracy sił zewnętrznych δ_L i pracy sił wewnętrznych δ_V przy przemieszczeniach wirtualnych d_w (rys. 5a) wynosi:

$$\delta_L = \sum_{i=1}^n p_i \cdot d_{wi} = q_1 \cdot x \cdot \frac{1}{2} d_w + q_1 (x_1 - x) \frac{d_w}{2} = \frac{q_1 \cdot x_1 \cdot d_w}{2} \quad (14)$$

gdzie:

p_1 - wartość sił zewnętrznych działających na warstwę (warstwy) karbońską na odległość x_1 .

$$\delta_V = \sum_{i=1}^n M_i \cdot \varphi_i = M_A \cdot z_A + M_B \cdot z_B + M_{\max}(z_A + z_B) \quad (15)$$

gdzie:

- φ_i - kąt załamania się i-tej warstwy (warstw) stropowej,
- M_i - moment niszczący w i-tej warstwie w stropie wyrobiska ścianowego,
- M_A, M_B - momenty działania sił w stosunku do reakcji A i B,
- Z_A, Z_B - kąty załamania się warstwy stropowej w punktach A i B,
- P_i - wartość sił zewnętrznych działających na warstwę (warstwy) karbońską w stropie w odległości x_i .

Uwzględniając przy tym wartości kątów załamania (rys. 5b)

$$\operatorname{tg} z_A = \frac{d_w}{x} \approx z_A, \quad \operatorname{tg} z_B = \frac{d_w}{x_1 - x} \approx z_B$$

oraz że

$$M_A = M_B = M_{\max} \cdot \lambda$$

gdzie:

λ - jest stosunkiem momentu granicznego M w przekroju na podporze do momentu granicznego przekroju w przęśle M_{\max} . W przypadku belki o stałym przekroju i sztywności E, J, wartość $\lambda = 1$.

Ostatecznie wartości momentu niszczącego granicznego przedstawia zależność:

$$M_{\max} = \frac{q_1 \cdot x \cdot (x_1 - x)}{2m(1 + \lambda)} \quad (16)$$

Wartość maksymalna momentu granicznego wystąpi w miejscu x spełniającym warunek:

$$\frac{dM_{\max}}{dx} = 0 \quad \text{oraz} \quad \frac{d^2M_{\max}}{dx^2} < 0$$

Wyrażenie (16) osiąga maksimum dla $x = \frac{x_1}{2}$ i wynosi

$$M_{\max} = \frac{q_1 \cdot x_1^2}{16}$$

Zniszczenie warstw stropowych nad powstałą przestrzenią po wybranej części pokładu nastąpi, gdy:

$$M_{\max} = \frac{q_1 \cdot x_1^2}{16} \geq W_x \cdot R_g$$

Dla belek o znacznym przekroju poprzecznym i różniących się wytrzymałościami na ściekanie R_c i rozciąganie R_r w miejsce wytrzymałości na zginanie R_g należy uwzględnić:

$$M_{\max} \geq W_{x1} \cdot R_c \quad \text{oraz} \quad M_{\max} \geq W_{x2} \cdot R_r \quad (17)$$

Wskaźnik wytrzymałości górnej części przekroju poprzecznego warstwy m_1 (m_1 - grubość 1-tej warstwy (warstw 1-tych)) w nadkładzie eksploатовanego pokładu utrzymujących czasową równowagę sił i naprężeń. Ze względu na symetrię W_{x1} równy jest wskaźnikowi dolnej części przekroju W_{x2} w stosunku do osi objętej i wynosi

$$W_{x1} = W_{x2} = \frac{y_1 \cdot m_1}{12} \quad (18)$$

Uwzględniając zależności (17) i (18) ostateczny warunek równowagi obciążeń i momentu niezcześnie w warstwie stropowej o grubości m_1 określa zależność:

$$M_{\max} = \frac{q_1 \cdot x_1^2}{16} = \frac{y_1 \cdot m_1^2}{12} (R_{cs} + R_{rs}) \quad (19)$$

$$M_{\max} = \frac{q_1 \cdot x_1^2}{8} = \frac{y_1 \cdot m_1^2}{\epsilon} (R_{cs} + R_{rs})$$

gdzie:

R_{rs}, R_{cs} - średnia wartość wytrzymałości na rozciąganie i ściekanie warstw deformowanych w otoczeniu strefy zawałowej.

Wartość M_{\max} (19) jest wartością momentu występującego w belce wolnopodpartej obciążonej jednostajnie, któremu ulegają związane warstwy nadległe nad powstającą przestrzenią wyeksploatowaną v_1 sięgając aż do powierzchni terenu, w wyniku czego powstaje niecka niepełna, pełna i zupełna.

Dla określenia powyższych i dalszych zależności wyprowadzonych w pracy konieczna jest znajomość R_{rs} i R_{cs} .

Skały karbońskie, jako osadowe, charakteryzują się warstwową budową a ich wytrzymałość związana jest z czasem i okresem sedimentacji. Stąd wytrzymałość R_{cs} i R_{rs} posiadają zmienne wartości nawet w zakresie tych samych warstw stratygraficznych. Prace [5, 9, 21, 25, 27] określiły minimalne i maksymalne wartości wytrzymałości skał karbońskich na ściekanie

i rozciąganie, zaś w wyniku badań GIG w ostatnim okresie określono wartość wytrzymałości dla kopalni pilotująco-wydobywczej w LZW.

Z danych literaturowych oraz z danych zawartych w tabeli 1 wynika, że pomiędzy wytrzymałością na ściskanie i rozciąganie skał karbońskich zachodzą następujące proporcje:

$$20 \cdot R_{rs} = R_{cs} \quad (20)$$

przy średniej wartości w GZW $R_{cs} = 60$ MPa oraz $R_{rs} = 3$ MPa, zaś zależność wytrzymałości pokładów węglowych R_{cw} (R_{cw} - wytrzymałość na ściskanie węgla w jednoosiowym stanie naprężeń) w stosunku do skał wynosi:

$$6 \cdot R_{cw} = R_{cs} \quad (21)$$

W obliczeniach dla konkretnego przypadku należy przyjmować wartości średnie:

$$R_{rs} = \frac{\sum_{i=1}^n R_i \cdot m_i}{H}, \quad \text{MPa} \quad \text{oraz} \quad (22)$$

$$\gamma_{\text{śr}} = \frac{\sum_{i=1}^n \gamma_i \cdot m_i}{H}, \quad \text{kN/m}^3 \quad (23)$$

gdzie:

R_i - wytrzymałość na ściskanie lub rozciąganie skał w i -tej warstwie do głębokości H ,

m_i, γ_i - grubość i gęstość przestrzenna skał w i -tej warstwie.

3.2. Obliczenie głównych wymiarów wyrobiska zawałowego w zależności od wytrzymałości skał i grubości eksploatowanego pokładu

Wyniki przeprowadzonych pomiarów [27] na kopalniach w GZW oraz badania modelowe [15, 23] wskazują, że wielkości opisujące przestrzeń zawałową i roboczą (szerokość i wysokość) w pełnym biegu ściany są niezmiennie w danych warunkach górniczo-geologicznych. Pozostałe wymiary pokazane na rys. 5 również posiadają wartości stałe na danej głębokości i w niezmiennych warunkach geotechnicznych.

Analiza wyników pomiarów zawałów częściowego, pełnego i wysokiego [15, 27] wykazała, że kąt zniszczenia warstw stropu przechodzącego kolejno w zawał częściowy, pełny i wysoki mieści się w granicach 24° do 28° , zaś maksymalna jego wartość przy bardzo słabych skałach wynosi $\text{tg}\alpha_N = 33^\circ$.

Wartość kątów zależna jest od grubości pokładów oraz od kolejnych coraz to większych wybiegów przodka, które przy danej długości x_1 (rys. 3) określają optymalny czasowy stan równowagi otaczających skał.

Średnia wartość wysokości zawału pełnego określona z badań modelowych [15] dla ścian prowadzonych na głębokości 400-800 m wynosi statystycznie $Z_p = 3$ m, co potwierdzają również pomiary "in situ" [27].

Nad zawałem pełnym, który można przyjąć jako wysokość sklepienia parabolicznego (rys. 5) istnieją w danych warunkach warstwa (warstwa) o grubości m_1 przejmujące obciążenie jednostajne na długości x_1 . Warstwa ta utrzymuje względny stan równowagi nad przesuującą się strefą zawałową.

Wykorzystując wyniki pomiarów wysokości zawału pełnego oraz kąta zasięgu Z_N strefy spękań można napisać:

$$\frac{Z_p}{x_1} = \operatorname{tg} Z_N \quad \text{a stąd} \quad x_1 = \frac{6 \cdot \text{m}}{\operatorname{tg} 33^\circ} = 9,3 \cdot \text{m} \quad (24)$$

gdzie:

$\operatorname{tg} Z_N$ - kąt zniszczenia warstw stropu bezpośredniego przechodzących (tworzących) w zawał Z_p z pomiarów i z badań modelowych,

x_1 - wybieg ściany, przy którym następuje względny stan równowagi w otoczeniu przestrzeni wyeksploatowanej (m).

Wartości x_1 spełniają pomierzone średnie wybiegi ściany [27] oraz uzyskane z badań wynoszące 18 ± 24 m. Z warunku równowagi (19) momentów po uwzględnieniu związków (20) i (24) otrzymuje się grubość warstwy (półki) utrzymującej czasową równowagę obciążeń nad przestrzenią zawałową:

$$m_1 = 0,19 \cdot x_1 \cdot \sqrt{\frac{p_z}{R_{rs}}}$$

Uwzględniając w powyższym wzorze zależność (20) otrzymamy:

$$m_1 = 0,19 \cdot 9,3 \cdot \text{m} \cdot \sqrt{\frac{p_z}{R_{rs}}} = 1,8 \cdot \text{m} \cdot \sqrt{\frac{p_z}{R_{rs}}} \quad (25)$$

Wzór (25) po uwzględnieniu wytrzymałości na ściskanie R_{cs} (20) posiada postać:

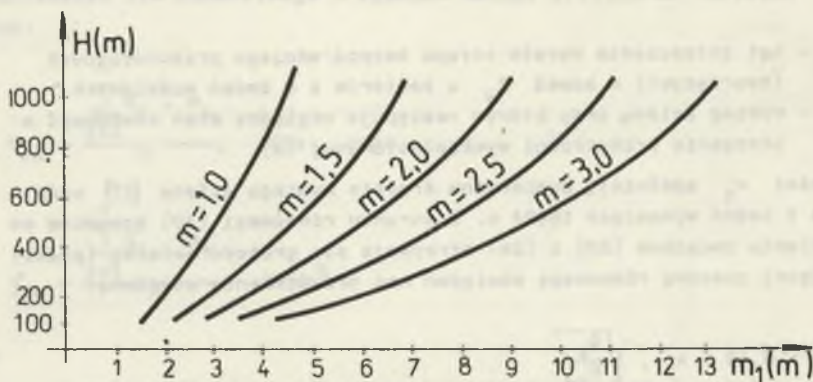
$$m_1 = 8,1 \cdot \text{m} \cdot \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} \quad (26)$$

Wielkości wynikające ze wzoru (26) zestawiono w tabeli 2 i na rys. 7 dla zmiennych parametrów górotworu i głębokości dla warunków GZW. Rozpiętość strefy zawałowej L_z dla uzyskania zawału pełnego Z_p przy grubości półki m_1 można określić z warunku równowagi momentów (rys. 3 i 5).

Tabela 2

Grubość półki skalnej m_1 nad zawałem pełnym obliczona wzorem (26) dla zmiennych parametrów górotworu i głębokości

Lp.	H [m]	γ_{sr} [kN/m ³]	R_{cs} [MPa]	Grubość pokładu [m]				
				1	1,5	2	2,5	3,0
				grubość m_1 m				
1	200	22	20	3,9	5,9	7,8	9,8	11,7
2	400	23	40	4,9	6,0	8,0	10,0	12,0
3	600	24	60	4,1	6,1	8,1	10,3	12,3
4	800	25	70	4,5	6,7	9,0	11,4	13,5
5	1000	26	80	4,7	7,1	9,4	11,8	14,3



Rys. 7. Grubość półki skalnej m_1 wynikająca z tabeli 2
 m - grubość pokładu wybranego

$$\frac{p_z \cdot L_z^2 \cdot \gamma_1}{8} = \frac{(M_b - Z_p)^2 \cdot \gamma_1}{6} \cdot (R_{cs} + R_{rs}) \quad (27)$$

gdzie:

M_b - statystyczna odległość minimalna między pokładem podbierającym a podbierającym,

M_b - (5÷6) · m = 5,5 · m/wg 2300 pomiarów na 47 ścianach zawałowych wg [27].

Po wstawieniu powyższych wartości do wzoru (27) szerokość strefy zawałowej, przy której uzyskuje się utworzenie zawału pełnego Z_p (rys. 5) wyniesie:

$$L_z = 14 \cdot m \cdot \sqrt{\frac{R_{rs}}{p_z}} = 3 \cdot m \cdot \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}} \quad m \quad (28)$$

Długość wspornika L_w nad przestrzenią roboczą (rys. 6 i 5) przy poprzednio podanych zależnościach i wielkościach momentu zginającego dla belki jednostronnie utwierdzonej obciążonej równomiernie wyznaczono z zależności:

$$\frac{p_z \cdot L_w^2 \cdot y_1}{2} = \frac{(M_b - Z_p)^2 \cdot y_1}{6} (R_{cs} + R_{rs}) \quad (29)$$

stąd po przekształceniu otrzymamy długość wspornika:

$$L_w = 7 \cdot m \cdot \sqrt{\frac{R_{rs}}{p_z}} = 1,53 \cdot m \cdot \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}} \quad m \quad (30)$$

Szerokość sklepienia ciśnien jest sumą szerokości strefy zawałowej L_z (28) i długości wspornika L_w (30) i wynosi:

$$L_s = L_z + L_w = 21 \cdot m \cdot \sqrt{\frac{R_{rs}}{p_z}} = 4,6 \cdot m \cdot \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}} \quad m \quad (31)$$

3.3. Obciążenia występujące w otoczeniu wyrobiska zawałowego i ich zmienność

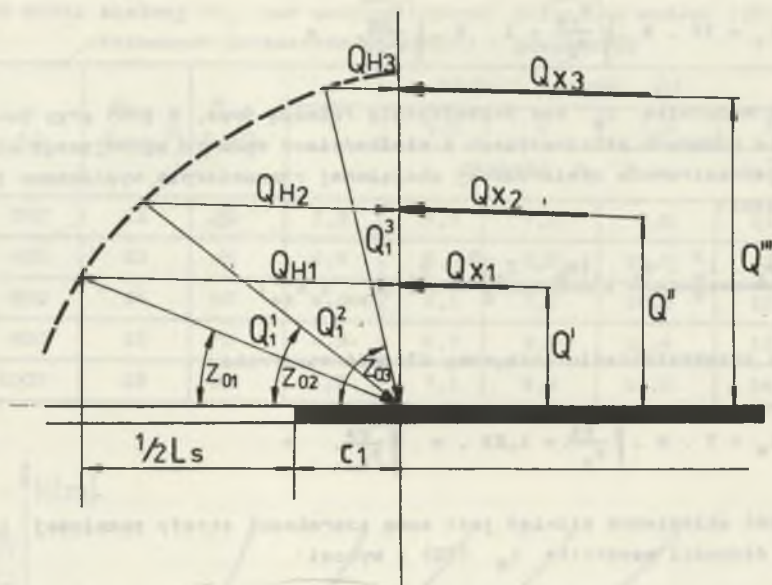
Znając rozpiętość, na której występuje ciśnienie pionowe p_z i stąd obciążenie jednostajne p_z i y_1 (rys. 5a), można określić obciążenie działające w otoczeniu krawędzi pokładu węgla pochodzące od sklepienia ciśnien, a mianowicie:

$$Q_1 = p_z \cdot \frac{L_s}{2} \cdot y_1 = 2,3 \cdot m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot y_1 \quad MN \quad (32)$$

Zmienność obciążeń pochodzących od ciśnienie pionowego p_z i poziomego p_x działających w otoczeniu czoła ściany pokazano na rys. 8.

Obciążenie Q_1 w zależności od wytrzymałości warstw stropu R_{cs} , grubości pokładu m osiąga na danej głębokości H stałe wartości spełniające warunek równowagi sił składowych:

$$Q_1^1 = Q_{H1} \hat{=} Q^I$$



Rys. 8. Zmienność układu sił w otoczeniu krawędzi przodka

$$Q_1^3 = Q_{H3} \hat{+} Q^{III}$$

$$Q_1^1 = Q_{H1} \hat{+} Q_i$$

Wielkość tych składowych zależy od kąta z_0 nachylenia siły głównej Q_1 do płaszczyzny poziomej

$$\operatorname{tg} z_0 = \frac{z_D + \frac{1}{2} m_1}{\frac{1}{2} L_s + C_1} \approx 6,9 \frac{p_z}{R_{cs} + p_z}$$

co jest związane z wytrzymałością warstw stropowych (rys. 5a). Składowe pionowe układu sił Q (rys. 8) działające w odległości C_1 od krawędzi przodka w głębi pokładu dla średniej wartości w GZW kąta załamania się warstw przy zatrzymanym froncie eksploatacji i dostatecznie długim czasie $z \approx z_0 \approx 62^\circ$ (rys. 5a i rys. 10)

$$Q = Q_1 \cdot \sin 62^\circ = 2,1 \cdot m \cdot \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot \gamma_1 \quad (33)$$

Są to warunki przeciętne działania spowodowane przeciętnymi parametrami geotechnicznymi.

Równowagę układu sił (rys. 8) utrzymuje siła horyzontalna Q_H , która osiąga (przy zwiększającym się w miarę wzrostu wysokości sklepienia ciśnieniu do wysokości Z_p) wartości:

$$0 \leq Q_H \leq Q_1$$

Siła pozioma Q_H (rys. 5 i 8) równoważąca ciśnienie boczne p_x utrzymuje sklepienie cieniów w równowadze jako reakcja siły Q_x (rys. 8).

Maxymalna wartość siły Q_H przy normalnym biegu ściany i kącie załamania się warstw stropu bezpośrednio nad przestrzenią zaważową przy początkowym wystąpieniu kolejnego zawału stropu $Z = 28^\circ$ wyniesie: (rys. 4a,b)

$$Q_{H_{\max}} = Q \cdot \operatorname{tg}62^\circ = 4 \cdot m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot y_1 \cdot MN \quad (34)$$

Wartość średnia siły Q_H przy długim okresie czasu deformacji warstw skalnych i zatrzymanym froncie eksploatacji przy $z = 62^\circ$ (przeciętnie w GZW)

$$Q_{H_{\text{śr}}} = Q \cdot \operatorname{tg}28^\circ = 1,1 \cdot m \cdot \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot y_1 \quad (35)$$

Analizując wartości siły Q_H , jako reakcji składowej obciążenia głównego Q_1 i Q , można stwierdzić, że w zależności od wytrzymałości warstw stropu R_{cs} , R_{rs} i ciśnienia pionowego p_z wartość tej siły mieści się w granicach $0 \leq Q_H \leq Q_1$.

Równowagę sklepienia utrzymuje ciśnienie boczne p_x , które na powierzchni $Z_p \cdot y_1$ daje reakcję $Q_H = p_x \cdot Z_p \cdot y_1$ siły Q_x . Równowaga w górotworze następuje gdy $Q_H = Q_x$ a stąd wartość parcia bocznego w otoczeniu wyrobiska zaważowego:

$$p_x = \frac{Q_H}{Z_p \cdot y_1}; \quad \text{MPa} \quad (36)$$

Wartość siły Q_1 a także jej składowych Q_H i Q zmienia się w zależności od szerokości sklepienia cieniów L_b powstającego w wyniku deformacji warstw stropu, którego zmienność wynika z postępu przodka V_x o wielkość $dL_b = V_x \cdot t$ lub ubytku szerokości sklepienia - $dL_b = V_z \cdot t_z$ powstałego wskutek załamania się warstw stropowych w strefie zawału z postępem V_z .

Zmienne długości belki (płyty) $L(v)$ /stropu zasadniczego (rys. 6) nad powstałą pustką $m \cdot L_b \cdot y_1$ obciążonej jednostajnie ($p_z \cdot y_1$) jest funkcją obu szybkości V_x i V_z , czyli:

$$L(v) = L_s + dL_s$$

$$L(v) = L_s + v_x \cdot t - v_z \cdot t, \quad \text{dla } tz = t$$

$$L(v) = t(v_x - v_z) + L_s$$

Jeżeli oznaczymy przez $\frac{v_x}{v_z} = n$, to wówczas:

$$L(v) = v_x \cdot t(1 - n) + L_s \quad (37)$$

W przypadku, gdy postęp ściany v_x będzie równy postępowi zawału v_z , wówczas:

$$L(v) = L_s = \text{constans}$$

Stała szerokość sklepienia cieniń w danych warunkach geotechnicznych utrzymuje stałą wartość obciążenia przed czołem przodka.

$$\begin{aligned} Q(v) &= \frac{1}{2} [L(v) \cdot p_z \cdot y_1] = \frac{1}{2} [L_s \cdot p_z \cdot y_1 + \\ &+ t(v_x - v_z) \cdot p_z \cdot y_1] = \\ &= \frac{1}{2} [t \cdot v_x \cdot (1 - n) \cdot p_z \cdot y_1 + L_s \cdot p_z \cdot y_1] \end{aligned}$$

Po uwzględnieniu w powyższym równaniu zależności (31) i (37) otrzymamy:

$$\begin{aligned} Q(v) &= \frac{1}{2} [4,6 \text{ m} \cdot \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}} \cdot p_z \cdot y_1 + t(v_x - v_z) p_z \cdot y_1] \\ Q(v) &= 2,3 \text{ m} \cdot \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot y_1 + \frac{t}{2} (v_x - v_z) p_z \cdot y_1 \end{aligned} \quad (38)$$

gdy nastąpi równowaga postępów zawału i frontu eksploatacyjnego $v_x = v_z$, to wówczas

$$Q(v) = Q_1.$$

Gdy postęp przodka v_x jest większy od postępu zawału v_z , czyli $v_x \gg v_z$, wówczas obciążenie osiąga wartość:

$$Q_{\max} = Q_1 + \frac{t \cdot \Delta v \cdot p_z \cdot y_1}{2}$$

gdzie:

$$\Delta V = V_x - V_z.$$

Po wstawieniu we wzorze za Q_1 wartości (32) otrzymamy:

$$Q_{max} = 2,3 \cdot \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot y_1 + \frac{\tau}{2}(V_x - V_z)p_z \cdot y_1$$

Gdy postęp przodka $V_x \ll V_z$ lub $V_z \gg V_x$, wówczas obciążenie główne przed czołem ściany wynosi:

$$Q_{min} = Q_1 + (-\Delta V)\frac{\tau}{2} p_z \cdot y_1$$

$$Q_{min} = Q_1 - (V_x - V_z)\frac{\tau}{2} p_z \cdot y_1$$

Przy skałach kruchych występujących w stropie nad powatałą pustką obserwuje się skracanie szerokości sklepienia $L(V) = L_0 - dL_0$ oraz zmniejszenie się wartości obciążeń przed czołem ściany. Odpowiednio dla obu sytuacji zawałowych wystąpić może przypadek (poprzednio omówiony), gdy ściana jest zatrzymana $V_x = 0$. Wtedy postęp zawału może być $V_z \neq 0$, przez co nastąpi skrócenie długości sklepienia. Obciążenie główne osiągnie wartość minimalną:

$$Q_{min} = Q_1 - \tau_z \cdot V_z \cdot p_z \cdot y_1 \tag{39}$$

Obserwowany w praktyce górniczej wzrost ciśnienia na obudowę czasowo zatrzymanej ściany spowodowany jest zmniejszeniem się odległości C_1 działania siły Q_1 i Q przed czołem przodka. Z rys. 8 wynika, że wartość sił poziomych Q i jej reakcji $Q_H = p_x \cdot Z_p \cdot y_1$ są zmienne i zależne od zmienności obciążenia głównego $Q(V)$. Na periodyczność przebiegu sił i naprężeń występujących przed czołem przodka zwrócił uwagę W. Budryk opisując to zjawisko za pomocą fali ciśnień.

Z rys. 5 i rys. 8 również wynika, że różnica sił poziomych może osiągać wartości:

$$\Delta Q_H = Q_H - Q_x > 0$$

$$\Delta Q_H = 0$$

$$\Delta Q_H < 0$$

Gdy $\Delta Q_H > 0$, wówczas obserwuje się stabilną równowagę górotworu w otoczeniu wyrobiska zawałowego i krawędzi pokładu. Gdy $\Delta Q_H < 0$, wtedy równowaga jest zachwiana i następuje zmiana naprężeń ściekających w warstwie

stropu bezpośredniego tworzącej sklepienie ciśnien na naprężenia rozciągające.

Naprężenia obwodowe spowodowane siłą Q_H w warstwie stropu nad prze-strzeżenią roboczą (w wsporniku) na wysokość Z_p sklepienia (jako reakcja ciśnienia bocznego) nie powinny przekraczać zmniejszonej wytrzymałości na ściskanie (wskutek strukturalnego osłabienia górotworu), która w tej strefie spękań jest prawie dwukrotnie mniejsza od wytrzymałości laboratoryjnej (tabela 1). Tak więc naprężenia obwodowe w sklepieniu na wysokości Z_p wynoszą:

$$\sigma_t = \frac{Q_{H \max}}{Z_p \cdot y_1} \leq 0,5 \cdot R_{cs} \quad (40)$$

stąd po uwzględnieniu we wzorze (40) zależności (33) i (34) otrzymamy wzór na obliczenie wysokości zawału pełnego:

$$Z_p = \frac{3,9 \cdot m \sqrt{p_z \cdot R_{cs} \cdot y_1}}{0,5 \cdot R_{cs} \cdot y_1} = 7,8 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} \quad (41)$$

co graficznie przedstawiono na rys. 9, a wyniki obliczeń podano w tabeli 3.

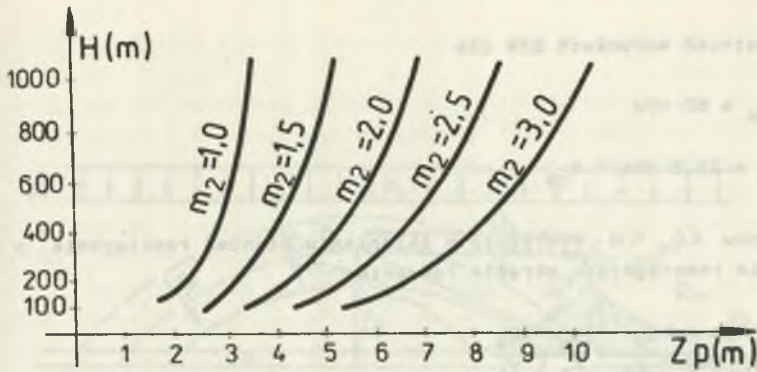
Tabela 3

Wartości zawału pełnego Z_p obliczone wzorem (45) dla zmiennych parametrów górotworu i głębokości

H [m]	ϕ_{sr} [kN/m ³]	R_{cs} [MPa]	Grubość pokładu [m]				
			1	1,5	2,0	2,5	3,0
			Z_p [m]				
200	22	20	3,6	5,5	7,3	9,2	11,0
400	23	40	3,8	5,7	7,5	9,4	11,4
600	24	60	3,9	5,8	7,7	9,6	11,6
800	25	70	4,2	6,3	8,4	10,5	12,7
1000	26	80	4,5	6,7	8,9	11,3	13,5

Uwzględniając przelicznik wytrzymałości na ściskanie i rozciąganie (20) wysokość sklepienia parabolicznego równoważna wysokości zawału pełnego wynosi:

$$Z_p = 1,7 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{rs}}} \quad m$$



Rys. 9. Graficzny przebieg zależności (26) - zmienność zawału pełnego Z_p

Znając wysokość zawału pełnego, czyli wysokość sklepienia ciśnień Z_p (41) można określić naprężenia ściskające σ_c występujące w sklepieniu, które utrzymują względny stan równowagi nad przestrzenią zawałową, dla $\Delta Q_H > 0$ (ściskanie w sklepieniu) naprężenia wynoszą:

$$\sigma_c = \frac{\Delta Q_H}{Z_p \cdot y_1} = \frac{4 \cdot m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot y_1 - p_x \cdot Z_p \cdot y_1}{Z_p \cdot y_1} \quad (42)$$

$$\sigma_c = 0,5 R_{cs} - p_x > 0.$$

Warunek $\Delta Q_H > 0$ istnieje wówczas, gdy pozioma reakcja górotworu osiąga najmniejsze wartości:

$$Q_x = p_x \cdot Z_p \cdot y_1 = 1,1 m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot y_1$$

a zatem, gdy:

$$p_x = \frac{1,1 m \cdot \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot y_1}{7,8 m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}} \cdot y_1}} = 0,14 R_{cs} \quad (43)$$

Wobec (43) naprężenia (42) wyniosą:

$$\sigma_c = 0,5 R_{cs} - p_x = 0,5 R_{cs} - 0,14 R_{cs} = 0,36 R_{cs}$$

W przeciętnych warunkach GZW dla

$$R_{cs} = 60 \text{ MPa}$$

$$\sigma_c = 21,5 \text{ MPa} < R_{cs}$$

Dla warunku $\Delta Q_H < 0$ występują w sklepieniu ciśnienia rozciągające, a zatem naprężenia rozciągające określa równanie:

$$\sigma_{ro} = \frac{-\Delta Q_H}{Z_p \cdot Y_1} = \frac{Q_x - Q_H}{Z_p \cdot Y_1}$$

Po uwzględnieniu zależności na Q_x i Q_H otrzymamy:

$$\sigma_{ro} = \frac{p_x \cdot Z_p \cdot Y_1 - 4 m \cdot \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot Y_1}{Z_p \cdot Y_1}$$

$$\sigma_{ro} = p_x - 0,5 R_{cs} < 0 \quad (44)$$

Warunek $\Delta Q_H < 0$ wystąpi, gdy reakcja pozioma górotworu osiągnie wartość maksymalną

$$Q_x = 4 \cdot m \cdot \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot Y_1 = p_x \cdot Z_p \cdot Y_1$$

czyli

$$p_x = \frac{4 m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot Y_1}{7,8 m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}} \cdot Y_1}} = 0,5 R_{cs} \quad (45)$$

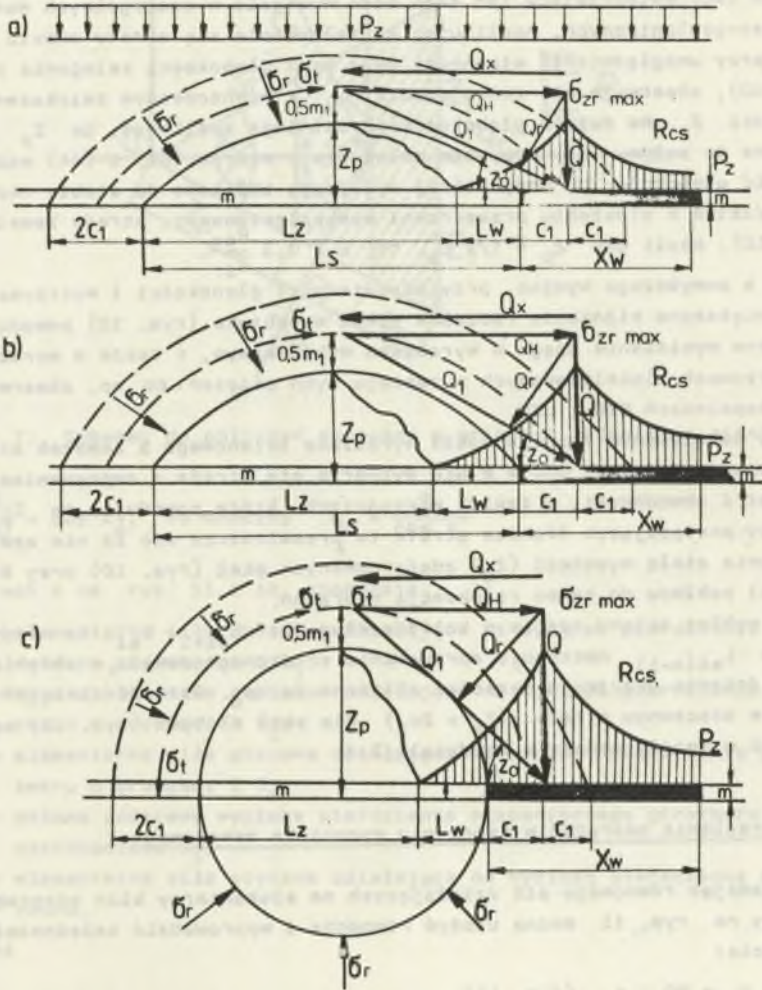
Stąd naprężenia rozciągające σ_{ro} osiągają wartości:

$$\sigma_{ro} = 0,5 R_{cs} - 0,5 R_{cs} = 0$$

W sklepieniu ciśnien występują naprężenia ścisające σ_c . Wartość siły poziomej Q_x z jej reakcją Q_H (rys. 5a) może być równa sile głównej:

$$Q_H = Q_x = Q \quad (46)$$

pionowej Q , co jest możliwe jedynie przy kącie $z_0 = 45^\circ$ (z_0 - kąt nachylenia siły Q_1 stycznej do linii sklepienia rys. 5a do płaszczyzny



Rys. 10. Zmienność zawału pełnego Z_p i długość strefy zawałowej wraz z głębokością eksploatacji przy zatrzymanym froncie

a) $H = 200-400$ m, $Z_p = \frac{1}{5} L_s$, b) $H = 400-800$ m, $Z_p = \frac{1}{3} L_s$, c) $H = 800-1000$ m, $Z_p = \frac{1}{2} L_s$

poziomej). Wtedy mamy do czynienia w przybliżeniu z kołowo-symetrycznym stanem naprężeń.

Wysokość sklepienia ciśnień w naturalnych warunkach nie osiągnie wartości większej od połowy szerokości strefy zawałowej L_s . Równowaga sił poziomych (46) wytwarzająca ten stan może wystąpić w szczególnych warunkach górniczo-geologicznych. Analizując kształtowanie się strefy zawału pełnego, przy uwzględnieniu własności skał oraz głębokości zalegania pokładu (rys. 10), obserwuje się zmniejszenie L_s z równoczesnym zwiększeniem wysokości Z_p . Na dużych głębokościach istnieje możliwość, że Z_p będzie zbliżona do połowy L_s . Przy tym założeniu w wzorów (31) i (44) można określić głębokość H , przy której występują zbliżone do siebie naprężenia radialne w otoczeniu przestrzeni wyeksploatowanej, strefy zawałowej (rys. 10), czyli gdy $Z_p \approx 1/2 L_s$, to $H \geq 0,3 \frac{R c_s}{\gamma s_r}$.

Jak z powyższego wynika, przy odpowiedniej głębokości i wytrzymałości skał zwiększone ciśnienie radialne wokół wyrobiska (rys. 10) powoduje nadmierne wyciskanie spęgu w wyrobisku wybierkowym, a także w wyrobiskach korytarzowych zlokalizowanych w zasięgu tych ciśnień, co np. obserwuje się w kopalniach GZW i LZW.

Przy zatrzymanym froncie wokół wyrobiska ścianowego z zawałem stropu na głębokości poniżej 800 m w GZW wytwarza się strefa z naprężeniami radialnymi i obwodowymi, o takich wartościach, które powodują, że $Z_p \approx \frac{1}{2} L_s$. Przy postępującym froncie strefa ta przemieszcza się za nim zachowując prawie stałą wysokość (Z_p) zdeformowanych skał (rys. 10) przy stałej grubości pokładu do czasu relaksacji naprężeń.

Gdy wybieg ściany rośnie o kolejne długości L_{s1+1} , L_{s1} , to wtedy w strefie $L_{s1(n-1)}$ następuje sprasowanie zruszonego zawału, w obrębie którego ciśnienia przyjmują wartości zbliżone do p_z . Wartość obciążeń i naprężeń w otoczeniu strefy ($Z_p + 2c_1$) dla skał słabych (rys. 11) można wyliczyć w sposób podany w rozdziale 3.4.

3.4. Określenie naprężeń w otoczeniu wyrobiska zawałowego

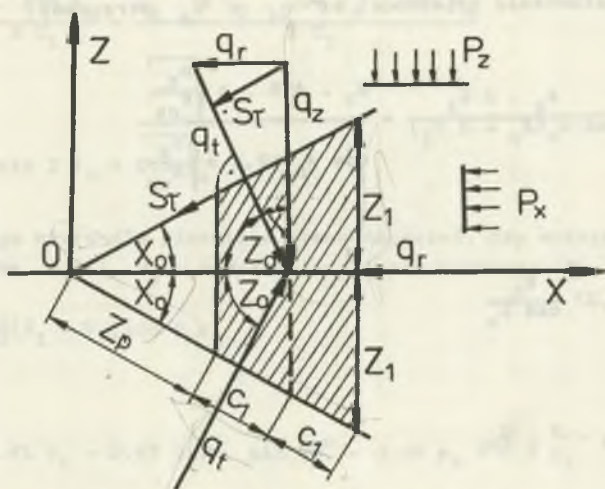
Zakładając równowagę sił działających na elementarny klin górotworu pokazany na rys. 11 można ułożyć równanie i wyprowadzić zależności, a mianowicie:

1) Dla $z_0 = 90 - x_0$ (rys. 11)

$$2qt \cdot \cos z_0 = q_r = p_x \cdot 2Z_1 = p_x \cdot 2(Z_p + 2 \cdot C_1) \sin x_0,$$

z czego elementarna siła obwodowa wynosi:

$$q_t = p_x (Z_p + 2 \cdot C_1) \gamma_1, \text{ a ponieważ siła pionowa:}$$



Rys. 11. Schemat do obliczeń naprężeń w ośiach sklepienia ciśnień

$$\frac{q_z}{q_t} = \cos x_0, \text{ to wówczas } q_t = \frac{q_z}{\cos x_0}$$

we wzorach i na rys. 11 i 12 oznaczają:

- q_t - elementarna siła obwodowa działająca na wycinek pierścienia górotworu o grubości $2 C_1$,
- q_r - elementarna siła radialna działająca na wycinek pierścienia górotworu o grubości $2 C_1$,
- q_z - elementarna siła pionowa działająca na wycinek pierścienia górotworu o grubości $2 C_1$,
- z_1 - połowa podstawy wycinka pierścienia elementarnego górotworu o szerokości $2 C_1$,
- s_t - elementarna siła styczna działająca na wycinek pierścienia górotworu,

poniważ

$$q_z = p_z \cdot 2 C_1 \cdot y_1,$$

wówczas

$$q_t = \frac{p_z \cdot 2 C_1 \cdot y_1}{\cos x_0} = p_x (Z_p + 2 C_1) y_1$$

z czego po wstawieniu zależności za C_1 i Z_p otrzymamy:

$$P_x = \frac{p_z \cdot 2 C_1}{\cos x_0 (Z_p + 2 C_1)} = \frac{p_z \cdot 4,6 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}}{\cos x_0 \cdot 12,4 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}} \quad (47)$$

stąd:

$$P_x = 0,37 \frac{p_z}{\cos x_0} \quad (48)$$

zaś

$$q_r = P_x \cdot 2 \cdot C_1$$

Naprężenia radialne i obwodowe (rys. 11) wynoszą:

$$\sigma_r = \frac{q_r}{2 C_1} = \frac{P_x \cdot 2 C_1}{2 \cdot C_1} = P_x = 0,37 \frac{p_z}{\cos x_0} \quad (49)$$

$$\sigma_t = \frac{q_t}{2 C_1} = \frac{p_x}{\cos x_0} \quad (50)$$

2) Dla $x_0 = 0^\circ$, czyli $z_0 = 90^\circ$

naprężenia są równe

$$\sigma_r = 0,37 p_z$$

$$\sigma_t = p_z$$

3) Dla $x_0 = 45^\circ$, czyli $z_0 = 45^\circ$

z rys. 11 wynika, że:

$$s_t = q_z \cdot \sin x_0 \quad \text{zaś} \quad q_z = p_z \cdot 2 C_1$$

stąd:

$$s_t = p_z \cdot 2 C_1 \cdot \sin x_0$$

Naprężenia styczne (dla przekroju $2 C_1 \cdot y_1$) górotworu pod kątem $x_0 = 45^\circ$ (rys. 11) wynoszą:

$$\tilde{\tau} = \frac{\sigma_z \cdot \cos x_0}{2 C_1} = \frac{p_z \cdot 2 C_1 \cdot \cos x_0 \cdot \sin x_0}{2 C_1}$$

stąd:

$$\tilde{\tau} = \frac{p_z}{2} \sin 2 x_0 = 0,5 p_z$$

Według ogólnego wzoru dla płaskiego stanu naprężeń, gdy występują dwa naprężenia główne σ_1 i σ_2 - naprężenia styczne wynoszą:

$$\tilde{\tau}_{45^\circ} = \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_2) \sin 2 x_0$$

stąd:

$$\tilde{\tau} = \frac{1}{2}(1,41 p_z - 0,53 p_x) \cdot \sin 90^\circ = 0,44 p_z \cong 0,5 p_z$$

Wartości naprężeń głównych z równania Mohra wynoszą:

$$\sigma_{1,2} = \frac{1}{2}(\sigma_r + \sigma_t) + \frac{1}{2} \sqrt{(\sigma_t - \sigma_r)^2 + 4\tilde{\tau}^2}$$

dla $x_0 = 0$, gdy $\tilde{\tau} = 0$

$$\sigma_1 = \sigma_t = p_z, \text{ a}$$

$$\sigma_2 = \sigma_r = 0,37 p_z$$

dla $x_0 = 45^\circ$ gdy $\tilde{\tau} = 0,5 p_z$

$$\sigma_1 = \frac{1}{2} \left(0,37 \frac{p_z}{0,71} + \frac{p_z}{0,71} \right) + \frac{1}{2} \sqrt{\left(\frac{p_z}{0,71} - \frac{0,37 p_z}{0,71} \right)^2 + 4 \cdot 0,5 p_z^2}$$

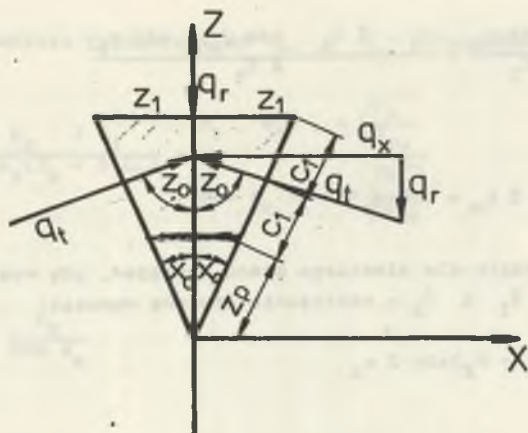
$$\sigma_1 = 0,97 p_z + 0,67 p_z = 1,64 p_z$$

$$\sigma_2 = 0,3 p_z$$

4) Dla $x_0 = 90^\circ$, czyli $z_0 = 0^\circ$ (rys. 12)

$$q_r = p_z \cdot 2 Z_1$$

$$q_r = \frac{p_z \cdot 2 Z_1}{2 Z_1} = p_z$$



Rys. 12. Schemat do obliczeń naprężenia w stropie sklepienia wyrobiska za-
ważowego

$$\sigma_t = \frac{q_x}{2 C_1} = \frac{p_x \cdot 2 C_1}{2 C_1} = \frac{0,53 p_z \cdot 2 C_1}{2 C_1} = 0,53 p_z$$

Naprężenia główne w sklepieniu przy $\tilde{\nu} = 0$ wynoszą:

$$\sigma_1 = \frac{1}{2}(0,53 p_z + p_z) + \frac{1}{2}\sqrt{(0,53 p_z - p_z)^2} = 0,53 p_z \quad (51)$$

$$\sigma_2 = \frac{1}{2}(0,53 p_z + p_z) - \frac{1}{2}\sqrt{(0,53 p_z - p_z)^2} = p_z \quad (52)$$

Uzyskane wartości z wyprowadzonych wzorów na

$$\sigma_r, \sigma_t, \sigma_1, \sigma_2 \text{ i } \tilde{\nu}$$

zestawiono w tabeli 4.

Tabela 4

Zestawienie wartości naprężeń obwodowych, radialnych i głównych (rys. 10
i 11)

x	0°	45°	90°
σ_t	p_z	$1,41 p_z$	$0,53 p_z$
σ_r	$0,37 p_z$	$0,53 p_z$	p_z
σ_1	p_z	$1,64 p_z$	$0,53 p_z$

cd. tabeli 4

X	0°	45°	90°
δ_2	0,37 P_z	0,4 P_z	P_z
	0	(0,44) 0,5 P_z	0

3.5. Bezpieczna odległość M_b pokładu podbierającego od pokładu podbieranego

Z rys. 5a] widać, że odległość pionowa M_b , ponad którą występuje ciśnienie p_z , jest sumą $m_1 + Z_p$. Zatem korzystając z (26) i (41) otrzymamy:

$$M_b = 1,8 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{rs}}} + 1,7 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{rs}}}$$

wobec czego:

$$M_b = 3,5 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{rs}}} = 16 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} \quad m. \quad (53)$$

gdzie $m = m_2$ (tabela 5).

Tabela 5

Wartości M_b dla zmiennych parametrów górotworu i głębokości na przykładzie kopalń węgla kamiennego wynikające ze wzoru (53)

Pokład podbierający Kopalnia	H [m]	M_{rz} [m]	R_{cs} [MPa]	Rodzaj skały δ_{sr} [kN/m ³]	Odległość M_b			
	m_2 [m]				wg Chudka i in.	wg Kuźnicowa	wg Staronia	wg autorów
1	2	3	4	5	6	7	8	9
404/5 Kato- wice	400 2,2	17,0	50,0	łlasty 23,8	14,6	55,4	13,2	15,5
405/3 Knurów	450 4,3	25	80,0	p. dro- bno- ziarni- sty 25	26,0	28,6	18,9	26,0
406/1 Wawel	150 1,6	14,0	50	ł. łlasty 23,8	10,6	34,5	9,6	6,9

1	2	3	4	5	6	7	8	9
407/1 Kato- wice	500	24,0	60	24,5	13,8	38,6	10,4	14,7
506 N. Wi- rek	700 1,4	12,5	84	25,0	10,4	30,8	8,6	10,3

M_{rz} - rzeczywista odległość między pokładami,

m_2 - grubość pokładu podbierającego.

Kształtowanie się wielkości M_b dla konkretnych warunków górnico-geologicznych wg (53) i innych autorów zestawiono w tabeli 5. Wzór (53) pozwala na obliczenie minimalnej odległości pokładu podbierającego od podbieranego w warunkach, gdy upad pokładów $\alpha \leq 10^0$. Wysokość strefy odprężonej (rys. 4 i 5a) jest następująca:

$$S_0 = Z_p + 1/2 m_1 = 2,6 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{rs}}}, \quad m \quad (54)$$

We wzorze (54) przyjęto wartość $1/2 m_1$ (rys. 5a) do określenia wysokości strefy odprężonej równoważnej zawałowi wysokiemu Z_w , co wynika z działania w połowie dolnej części warstwy m_1 naprężeń rozciągających, które nad zawałem pełnym zwiększają zasięg deformacji stropowych.

Pozostałe wielkości charakteryzujące przestrzeń zawałową przedstawiono na rys. 5a i 6, natomiast w tabeli 5 podano wyniki obliczeń M_b dla niektórych warunków geotechnicznych.

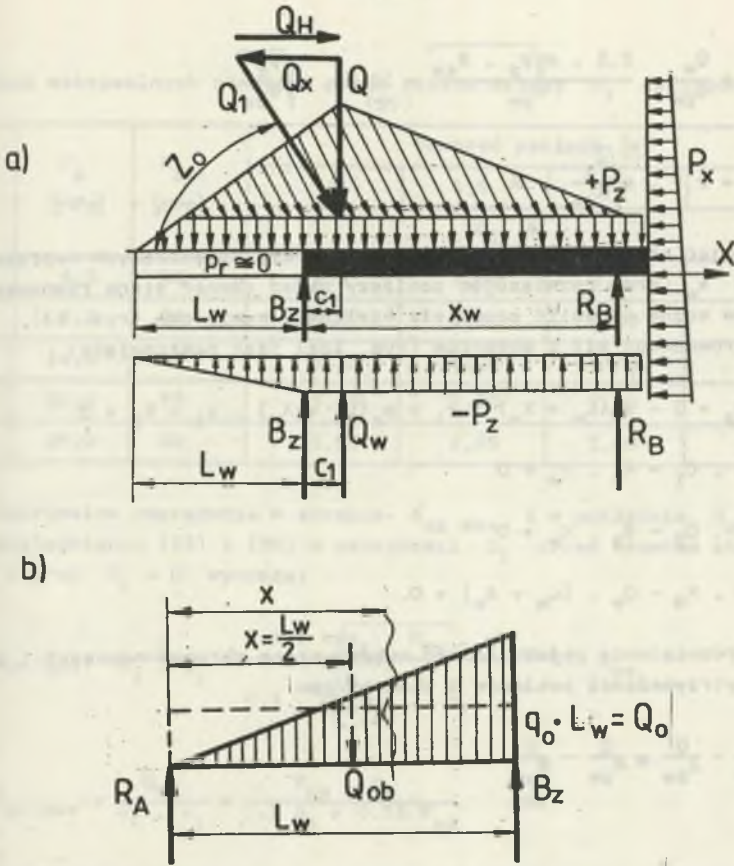
3.6. Obciążenia i naprężenia działające w otoczeniu krawędzi pokładu przy

$$\underline{P_r = 0}$$

W układzie sił działających w wsporniku i pokładzie węgla, pokazanym na rys. 13a, nie uwzględniono ugięcia pokładu i wspornika przedniego nad krawędzią pokładu.

Obciążenie Q rozkłada się na długości $(L_w + X_w)$, tj. we wsporniku i nad pokładem w całości, powodując w tych warstwach zwiększony stan naprężeń ściskających σ_{zs} , a na długość X_w część obciążenia przenosi się na pokład i podłoże, przy czym siła Q wywołuje reakcje B_z i R_B powodując w pokładzie zwiększony stan naprężeń, a w odległości C_1 ich maksymalną wartość $\sigma_{zw \max}$.

Warunek równowagi sił i naprężeń pomiędzy stropem i pokładem (również spągami) (rys. 13a) jest następujący:



Rys. 13. Układ obciążeń we waporniku, pokładzie węgla i na obudowę

$$\frac{Q}{(L_w + x_w) y_1} = \frac{Q_w}{x_w \cdot y_1}, \quad \text{MN/m}^2 \quad (55)$$

gdzie:

Q_w - reakcja pokładu dla $P_r = 0$ (rys. 13).

Zwiększone naprężenia ściskające w pokładzie na długości x_w po uwzględnieniu w (55) zależności (33) wynoszą:

$$\sigma_{zw} = \frac{Q_w}{x_w \cdot y_1} = \frac{2,1 \cdot \sqrt{P_z \cdot R_{cs} \cdot y_1}}{x_w \cdot y_1}, \quad \text{MPa} \quad (56)$$

W granicznym stanie naprężeń $\sigma_{zw} = R_{cs}$. Uwzględniając istniejącą proporcję między R_{cw} i R_{cs} (skał karbońskich) dla wartości średnich dla GZW $6 R_{cw} = R_{cs}$ i $R_{cs} = 20 R_{pe}$, wówczas z (56) otrzyma się długość strefy zwiększonych naprężeń w pokładzie:

$$x_w = \frac{Q_w}{\sigma_{zw}} = \frac{2,1 \cdot m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}}}{R_{cw}} = 12,6 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} \quad (57)$$

$$x_w = 2,7 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}, \quad m \quad (58)$$

Przyjmując obliczoną wartość długości strefy zwiększonych naprężeń w pokładzie x_w oraz rozwiązując poniższy układ równań stanu równowagi sił i momentów można określić pozostałe wielkości wymiarowe (rys. 13).

Układ równowagi sił i momentów (rys. 13a) jest następujący:

$$1^{\circ} - B_z + Q + p_z(L_w + x_w) \cdot y_1 - p_z(L_w + x_w) \cdot y_1 - R_B = 0$$

$$2^{\circ} - Q \cdot C_1 - R_B \cdot x_w = 0$$

$$3^{\circ} - Q \cdot C_2 - B_z \cdot x_w = 0$$

$$4^{\circ} - Q \cdot x_w - Q_w \cdot (L_w + x_w) = 0.$$

Celem rozwiązania układu równań wykorzystano warunek naprężeń i granicznej wytrzymałości pokładów i skał stropu

$$\frac{Q}{\sigma_{zw}} - \frac{Q}{\sigma_{zs}} = \frac{Q}{R_{cw}} - \frac{Q}{R_{cs}}$$

gdzie:

$$\delta_{zs} = \frac{Q}{L_w + x_w} = \frac{2,1 \cdot m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}}}{1,53 \cdot m \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}} + 12,6 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}}$$

Ostatecznie po uproszczeniu otrzymamy

$$\delta_{zs} = \frac{2,1 p_z \cdot R_{cs}}{1,53 R_{cs} + 12,6 p_z} = \frac{p_z \cdot R_{cs}}{0,73 R_{cs} + 6 p_z} \quad (58a)$$

W wyniku rozwiązania układu równań z uwzględnieniem podanej (20) i (21) proporcji istniejącej pomiędzy R_{cs} , R_{cw} , R_{rs} ostatecznie otrzymamy:

1. Odległość działania maksymalnych naprężeń w stropie i pokładzie liczona od krawędzi frontu eksploatacyjnego

$$C_1 = 2,3 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} = 0,5 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{rs}}} \quad (59)$$

Wielkości wynikające ze wzoru (59) zestawiono w tabeli 6.

Tabela 6

Odległość maksymalnych naprężeń przed czołem ściany C_1 obliczona wzorem (59)

H [m]	P_z [MPa]	R_{cs} [MPa]	Grubość pokładu [m]			
			1	1,5	2	3
			C_1 [m]			
200	4,4	20	1,1	1,65	2,20	3,30
400	9,2	30	1,27	1,90	2,50	3,80
600	14,4	40	1,35	2,00	2,70	4,10
800	20,0	50	1,45	2,20	2,80	4,30
1000	25,0	60	1,50	2,25	3,00	4,50

2. Maksymalne naprężenia w stropie $\sigma_{zs \max}$ i w pokładzie $\sigma_{zw \max}$ przy uwzględnieniu (33) i (59) w odległości C_1 przed frontem eksploatacyjnym i przy $P_r = 0$ wynoszą:

$$\sigma_{zs \max} = \frac{Q}{C_1 \cdot y_1} = \frac{2,1 \cdot m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot y_1}{2,3 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} \cdot y_1} \approx 0,9 R_{cs} \quad (60)$$

$$\sigma_{zw \max} = \frac{Q_w}{C_1 \cdot y_1} = \frac{R_{cs} \cdot p_z}{1,1 p_z + 0,13 R_{cs}}, \quad \text{MPa} \quad (61)$$

lub w zależności od wytrzymałości węgla R_{cw} wzór (62):

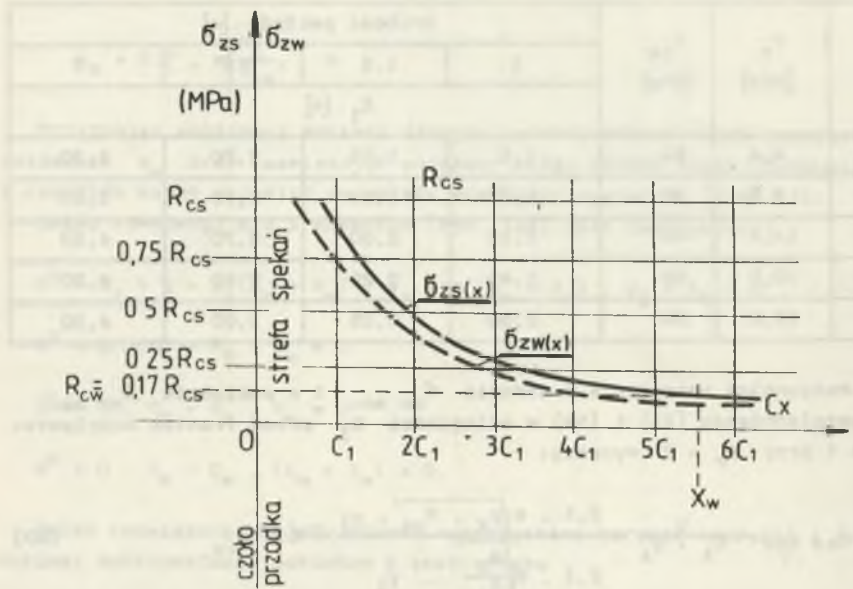
$$\sigma_{zw \max} = \frac{R_{cw} \cdot p_z}{0,18 p_z + 0,13 R_{cw}}, \quad \text{MPa} \quad (62)$$

Na rys. 14 i 15 pokazano przebieg naprężeń ściskających w stropie i pokładzie oraz w wsporniku przednim. Rozkład ten jest zbliżony z pomiarami (rys. 16).

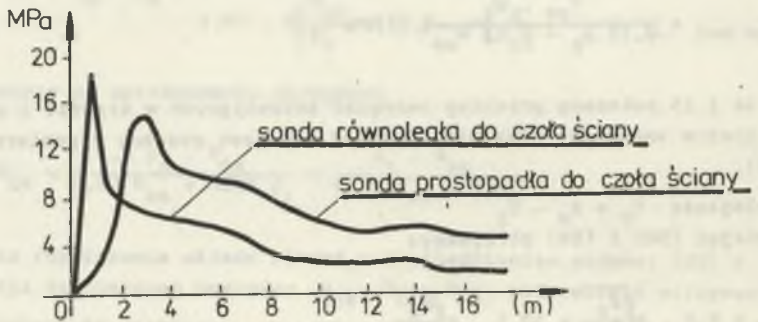
3. Odległość $C_2 = x_w - C_1$ uwzględniając (58) i (59) otrzymamy:

$$C_2 = 2,2 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} = 10,3 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} \quad (63)$$

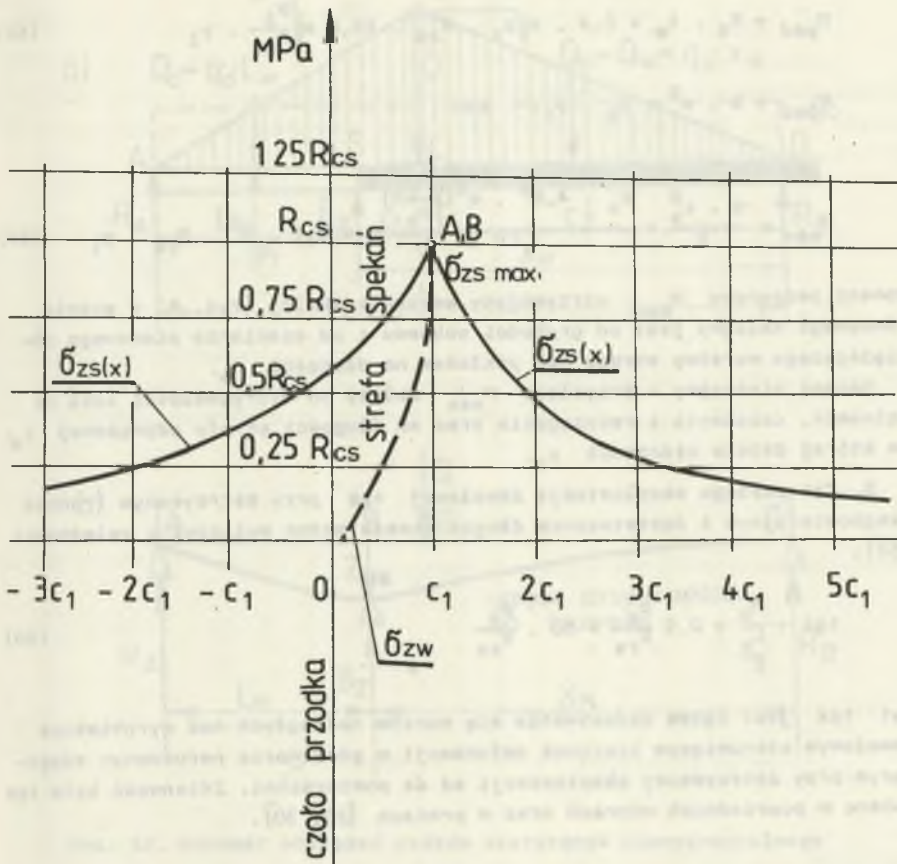
4. Reakcje podporowe na krawędzi pokładu i na końcu strefy zwiększonych naprężeń przy założeniu $P_r = 0$ oraz dla wytrzymałości skał w wspor-



Rys. 14. Wykres naprężeń ściskających przed czołem ściany
 σ_{zs}, σ_{zw} - naprężenie przy $P_r = 0$



Rys. 16. Wartość naprężeń ściskających przed czołem ściany wg pomiarów za pomocą sondy



Rys. 15. Wykres naprężeń ściskających w wsporniku przednim i w pokładzie węgla

niku R_{cs} można wyliczyć wykorzystując układ równowagi sił i momentów. Końcowe wzory mają postać:

$$B_z = 1,7 \cdot m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} = 7,8 \cdot m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}}, \quad \text{MN} \quad (64)$$

$$R_B = 0,4 \cdot m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} = 1,85 \cdot m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}}, \quad \text{MN} \quad (65)$$

5. Momenty podporowy M_{pod} i przęsłowy M_{max} (rys. 6) po uwzględnieniu zależności (29), (19) wynoszą:

$$M_{\text{pod}} = R_B \cdot X_W = 0,4 \cdot m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot 12,6 m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} \cdot y_1 \quad (66)$$

$$M_{\text{pod}} = 5 \cdot m^2 \cdot p_z \cdot y_1 \quad \text{kNm}$$

$$M_{\text{max}} = \frac{q \cdot L_s^2}{8} = \frac{p_z \cdot 4,6^2 \cdot m^2 \left(\sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}\right)^2}{8} = 2,6 \cdot m^2 \cdot R_{cs} \cdot y_1 \quad (67)$$

Moment podporowy M_{pod} utrzymujący wspornik skalny (rys. 6) w stanie równowagi zależy jest od grubości pokładu i od ciśnienia pionowego obciążającego warstwę stropu nad pokładem na długości X_W .

Moment niszczący - przeszłowy M_{max} zależy od wytrzymałości skał na zginanie, ścislenie i rozciąganie oraz od długości strefy odprężonej L_s , na której działa ciśnienie p_z .

6. Kąt zasięgu eksploatacji zawałowej tgz przy zatrzymanym froncie eksploatacyjnym i dostatecznie długim czasie można wyliczyć z zależności (68):

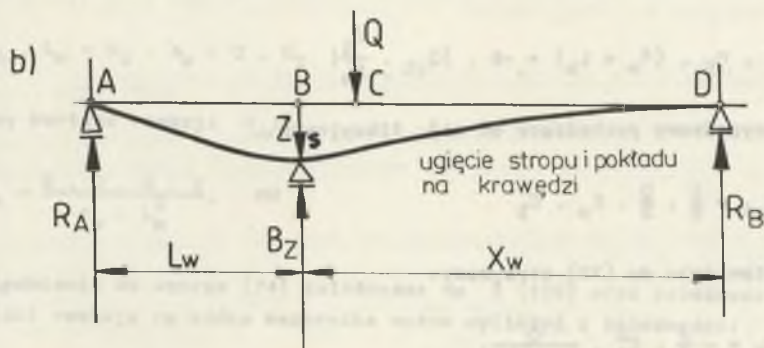
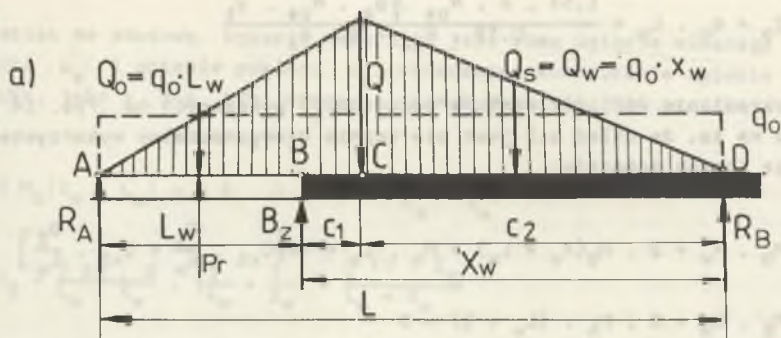
$$\text{tgz} = \frac{M_b}{\frac{L}{Z}} = 0,5 \frac{p_z}{R_{rs}} = 10 \cdot \frac{p_z}{R_{cs}} \quad (68)$$

Kąt tgz jest kątem załamywania się warstw nadległych nad wyrobiskiem zawałowym stanowiącym kierunek deformacji w górotworze naruszonym sięgającym przy zatrzymanej eksploatacji aż do powierzchni. Zmienność kąta tgz podano w poprzednich wzorach oraz w pracach [26, 30].

3.7. Obciążenia i siły działające w strefie zwiększonego ciśnienia i nad przestrzenią roboczą ściany przy podporności obudowy $P_r \neq 0$ i ugięciu pokładu oraz stropu $Z_o \neq 0$

Na rys. 17a i b¹ pokazano schemat układu sił działających w otoczeniu krawędzi pokładu wybieranego na zawał. Obciążenie pionowe określone jako siła skupiona Q przenosi się na długość $L = L_W + X_W$, co pozwala na obliczenie średniej wartości obciążeń w obu przedziałach L_W i X_W . Średnia wartość obciążenia jednostajnego (rys. 17) wynosi:

$$q_0 = \frac{Q}{L} = \frac{Q}{L_W + X_W} = \frac{p_z \cdot R_{cs} \cdot y_1}{0,73 R_{cs} + 6p_z} \quad \text{MN/m} \quad (69)$$



Rys. 17. Schemat obciążeń układu statycznie niewyznaczalnego

Stąd siła skupiona Q_s działająca pośrodku strefy x_w pochodząca od obciążenia równomiernego q_0 (rys. 17) wynika z zależności:

$$Q_s = Q_w = q_0 \cdot x_w = \frac{Q \cdot x_w}{L_w + x_w}$$

a po uwzględnieniu równań (30), (58), (69) wartość tej siły jest następująca:

$$Q_s = Q_w = \frac{12,6 \cdot m \cdot p_z \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot y_1}{0,73 \cdot R_{cs} + 6 \cdot p_z} \quad (70)$$

Siła skupiona działająca pośrodku wspornika skalnego (rys. 17) po uwzględnieniu (30), (60) wynosi:

$$Q_0 = q_0 \cdot L_w = \frac{1,53 \cdot m \cdot R_{cs} \cdot \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot y_1}{0,73 \cdot R_{cs} + b \cdot p_z} \quad (71)$$

Celem określenia wartości reakcji podporowych pokazanych na rys. 14 ze względu na to, że układ sił jest statycznie niewyznaczalny wykorzystano równanie trzech momentów:

$$M_D \cdot x_w + 2 \cdot M_B(x_w + L_w) + M_A \cdot L_w = -6 \left[Q_{x1} \cdot \frac{C_1}{x_w} + Q_{x2} \cdot \frac{B_z}{L_w} \right]$$

$$M_B \cdot L_w + 2 \cdot M_A \cdot (L_w + Q) = 0$$

Ponieważ momenty zginające warstwę stropu w punktach D i A są równe $M_D = M_A = 0$ oraz $Q_{x2} = 0$. Stąd równanie momentów przyjmuje postać:

$$2 \cdot M_B \cdot (x_w + L_w) = -6 \cdot \left(Q_{x1} \cdot \frac{C_1}{x_w} \right) \quad (72)$$

Moment wypadkowy pochodzący od sił fikcyjnych:

$$Q_{x1} = \frac{1}{2} \cdot \frac{Q}{2} \cdot x_w \cdot C_1$$

Po podstawieniu do (72) otrzymamy:

$$M_B = -\frac{3}{4} \cdot C_1^2 \cdot \frac{Q}{x_w + L_w}$$

a ponieważ:

$$M_B = R_B \cdot x_w - C_1 \cdot Q$$

stąd reakcja R_B wyniesie:

$$R_B = Q \cdot (0,183 - 0,0137) = 0,169 \cdot 2,1 \cdot m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot y_1$$

$$R_B = 0,35 \cdot m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot y_1 \cdot \text{MN} \quad (73)$$

Jak wynika z układu obciążeń (rys. 17a) wartość reakcji na końcu wspornika skalnego R_A zależna jest od ugięcia wspornika. W przypadku sztywnego pokładu $E \cdot J = \text{constans}$ oraz sztywnych warstw w wsporniku reakcja R_A posiada wartości ujemne. Z praktyki górniczej wiadomo, że warstwa stropu zalegająca nad przestrzenią roboczą ściany ulega ugięciu, z czym związany

jest naciek na obudowę. Ugięcie wspornika jest sumą ugięcia własnego wspornika u_s i ugięcia pokładu u_p . Oznaczając sumarycznie ugięcie wspornika, jako z rys. 17b] równanie trzech momentów (72) przyjmuje postać:

$$2 M_B (X_W + L_W) = 6 E \cdot J \cdot Z_s \cdot \left(\frac{1}{L_W} + \frac{1}{X_W} \right)$$

$$M_B = \frac{3 E J \cdot Z}{L_W + X_W} \cdot \left(\frac{1}{L_W} + \frac{1}{X_W} \right) = \frac{3 E J \cdot Z_s}{L_W + X_W}$$

Uwzględniając równania równowagi obciążeń i momentów:

$$M_B = R_B \cdot X_W - Q \cdot C_1$$

$$R_A \cdot L_W = R_B \cdot X_W - Q \cdot C_1$$

otrzymamy wartość reakcji R_A :

$$R_A = \frac{3 \cdot E \cdot J \cdot Z}{X_W \cdot L_W^2} \cdot MN \quad (74)$$

Po uwzględnieniu we wzorze (74) zależności na Z (116) oraz zależności (57) i (30) reakcję na końcu wspornika można wyliczyć z zależności:

$$R_A = 0,07 \cdot \sqrt[3]{\frac{R_{cs}^3}{p_z} \left(0,73 \frac{p_z \cdot R_{cs}}{R_{cs} + 6 p_z} - P_r \cdot y_1 \right) \left(1 + \frac{p_z}{4 R_{cs}} \right)} \quad (75)$$

W przeciętnych warunkach geotechnicznych moment bezwładności wspornika skalnego wynosi:

$$J = \frac{z_p^3 \cdot y_1}{12}$$

a wobec tego wzór na wielkość reakcji R_A bez uwzględnienia podporności obudowy przyjmie postać końcową:

$$R_A = \frac{3 \cdot E \cdot Z \cdot z_p^3 \cdot y_1}{12 \cdot X_W \cdot L_W^2} = 0,5 \cdot E \cdot Z_s \cdot \frac{z_p^2}{R_{cs}^2} \cdot y_1 \quad (76)$$

Wykorzystując (73) oraz (76) w równaniu $Q = B_z + R_A + R_B$ otrzymamy wartość reakcji występującej na krawędzi pokładu:

$$B_Z = Q - R_R - R_A$$

$$B_Z = 1,75 \cdot m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot \gamma_1 - 0,5 \cdot z_s \frac{p_z}{R_{cs}} \cdot \gamma_1 \quad \text{MN} \quad (77)$$

Ze wzoru (76) można wnioskować, że im wyżej jest wytrzymałość skał w wsporniku skalnym tym nacisk R_A jest mniejszy, zaś czym większa głębokość eksploatacji i większe ciśnienie pionowe tym obciążenie ze strony warstw wspornika jest większe.

Reakcję R_A wspornika skalnego przyjmuje obudowa ściany i w przypadku, gdy jej podporność jest równa $p_r = R_A$, wtedy reakcja B_Z osiąga znacznie mniejsze wartości w stosunku do określonej przy $p_r = 0$. Jeżeli ugięcie stropu i pokładu $Z_s = 0$, wówczas na krawędzi pokładu następują maksymalne naprężenia i maksymalna wartość reakcji B_Z .

3.8. Obciążenia na pokład w przypadku mocnych skał stropowych

W przypadku załęgania nad pokładem mocnym skał o wysokiej wytrzymałości R_{cs} , R_{ra} (rys. 6) obciążenia osiągają większe wartości, a mianowicie:

- siła główna Q ze względu na to, że $z = 90^\circ$ osiąga wielkość siły Q_1 , czyli

$$Q = Q_1 = 2,3 \cdot m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot \gamma_1 \quad \text{MN}$$

- długość wspornika przedniego, jak wykazały pomiary oraz badania modelowa, jest znacznie wydłużona i wynosi:

$$L_w = L_s \cdot \frac{1}{2}$$

Przy tych założeniach reakcja R_B osiąga wartość (65), a w związku z tym reakcje występujące na końcu wspornika skalnego R_A można wyznaczyć z równania momentów utworzonych wokół punktu B:

$$R_A \cdot \frac{1}{2} L_s + Q \cdot C_1 - R_B \cdot X_w = 0$$

skąd po przekształceniu:

$$R_A = \frac{R_B \cdot x_w - Q \cdot C_1}{\frac{1}{2} L_s} = \frac{0,4 \sqrt{p_z R_{cs}} \cdot 12,6 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}}{2,3 \cdot m \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}} - \frac{2,3 \cdot m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot 2,3 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}}{2,3 \cdot m \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}}$$

$$R_A = -0,13 \cdot m \cdot p_z \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}; \text{ MN} \quad (78)$$

Pozostałe reakcje z równania równowagi sił działających nad pokładem wynoszą:

$$B_Z = 2,03 \cdot m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot y_1, \text{ MN} \quad (79)$$

$$R_B = 0,4 \cdot m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot y_1, \text{ MN} \quad (80)$$

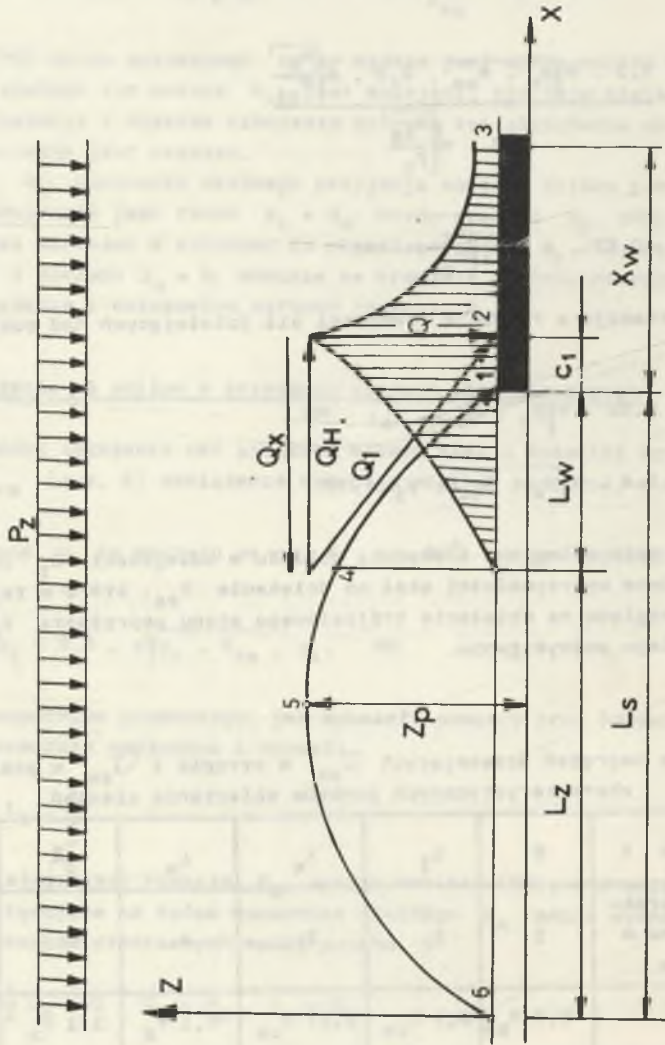
Naprężenia maksymalne nad krawędzią pokładu w odległości C_1 osiągnęły wartości równe wytrzymałości skał na ściskanie R_{cs} , która w tej części strefy ze względu na działanie trójosiowego stanu naprężenia $P_x, P_y, -P_y, p_z$ ulega podwyższeniu.

Tabela 7

Zestawienie naprężeń ściskających G_{zs} w stropie i G_{zw} w pokładzie dla charakterystycznych punktów sklepienia ciśnien

Odległość x	0	C_1	x_w	L_w	$\frac{L_s}{2}$	L_s
Punkty charakterystyczne w sklepieniu	1	2	3	4	5	6
G_{zs}	$0,7 R_{cs}$	$0,9 R_{cs}$	$0,17 R_{cs}$	$1,1 P_z$	$1,1 P_z$	P_z
G_{zw}	$4,2 R_{cw}$	$5,4 R_{cw}$	R_{cw}	0	0	0

Naprężenia w charakterystycznych punktach sklepienia ciśnien pokazano na rys. 18, a ich wartości zestawiono w tabeli 7.



Rys. 18. Charakterystyczne punkty sklepienie parabolicznego

4. NACISK WSPORNIKA NA OBUDOWĘ I JEJ PODPORNÓŚĆ

Ugięcie wspornika przedniego powoduje przeniesienie obciążenia pochodzącego od siły Q na obudowę ściany.

Z [rys. 13a] wynika, że obciążenie nad przestrzenią roboczą ściany jest typu trójkątnego, tj. rośnie od wartości 0 przy reakcji R_A do wartości B_z nad krawędzią pokładu. Dla takiego przebiegu obciążenia (rys. 13b) wartość siły Q_{ob} w dowolnym przekroju wspornika utwierdzonego momentem M_{pod} można określić wzorem:

$$Q_{ob} = \frac{q \cdot x^2}{2 \cdot L} = \frac{q_0 \left(\frac{L_w}{2}\right)^2}{2 \cdot L_w} = \frac{q_0 \cdot L_w}{8} = \frac{Q_0}{8} \quad (81)$$

gdzie:

jeżeli $L = L_w$, to

za $x \approx \frac{L_w}{2}$ - przyjęto, że podporność obudowy dzięki jej sztywności może działać jako siła skupiona w pośrodku wspornika równa reakcji nacisku.

Stan naprężeń i obciążeń w tej strefie wspornika wynika z działania momentu zginającego pochodzącego od obciążenia głównego występującego nad krawędzią pokładu. Przy założeniu stałej sztywności warstwy wspornika EJ wartość nacisku jako reakcja R_A określona wzorem (78) w rzeczywistych warunkach osiąga wielkości dodatnie, z uwagi na to, że wspornik wykazuje zmienną wytrzymałość na zginanie $R_g(x)$ malejącą od 0 przy reakcji R_A . Wobec tego malejąca wartość obciążeń i malejąca wartość wytrzymałości na zginanie skał utrzymują względny stan równowagi wspornika nad przestrzenią roboczą.

Stan ten warunkuje stały wskaźnik wytrzymałości przekroju warstw wspornika, który przy uwzględnieniu (23), (24) wynosi:

$$w_x = \frac{z_p^2 \cdot \gamma_1}{6} = \frac{7,8^2 \cdot m^2}{6} \cdot \frac{p_z}{R_{cs}} \cdot \gamma_1 = 10 \cdot m^2 \cdot \gamma_1 \frac{p_z}{R_{cs}} \quad (82)$$

Jak wynika z (82), stała wartość wskaźnika zależy w danych warunkach od wytrzymałości skał wspornika i od głębokości eksploatacji. Wprowadzając (71) do (81) otrzymamy obciążenie stropu na obudowę Q_{ob} (rys. 13b) w postaci:

$$Q_{ob} = \frac{1,53 \cdot m \cdot R_{cs} \sqrt{p_z \cdot R_{cs}}}{8 \cdot (0,73 R_{cs} + 6 p_z)} \cdot \gamma_1, \quad \text{MN} \quad (83)$$

Obciążenie (Q_o) według zależności (71) działa pośrodku wspornika i w związku z tym obliczone obciążenie Q_{ob} dla $L_w/2$ jest jego reakcją w tym "założonym" przekroju.

Nacisk stropu N_s na jednostkę powierzchni 1 m^2 i zastosowaniu obudowy o podporności $P_r \geq N_s$ po uwzględnieniu (80), (30) wynosi:

$$N_s = \frac{Q_{ob}}{L_w \cdot \gamma_1} = \frac{R_{cs} \cdot p_z}{6 R_{cs} + 48 \cdot p_z}, \quad \text{MPa} \quad (84)$$

Wartości N_s (81) dla zmiennych parametrów górotworu i głębokości zestawiono w tabeli 8.

Tabela 8

Nacisk stropu N_s na obudowę wg zależności (84)

H [m]	δ_{sr}^* [kN/m ³]	P_z [MPa]	R_{cs} [MPa]				
			20	40	60	80	100
			N_s [kPa]				
200	22	4,4	270	390	460	520	540
400	23	9,2	330	540	690	800	880
600	24	14,4	360	620	820	990	1130
800	25	20,0	370	670	910	1110	1280
1000	26	26,0	390	700	970	1240	1400

4.1. Podporność obudowy z uwzględnieniem zmniejszonej wytrzymałości skał na ściskanie w strefie L_w

Z analizy wytrzymałości skał w strefie L_w wynika, że w odpowiednim stopniu jak wytrzymałość na zginanie ulega zmniejszeniu wytrzymałość na ściskanie. Dlatego też uzasadnione jest przyjęcie przy określeniu nacisku powierzchniowego stropu na obudowę zmniejszonej wytrzymałości skał na ściskanie $R_{cn} \approx 0,7 R_{cs}$. A. Biliński podaje, że przeciętne zmniejszenie wytrzymałości wynosi $0,5 R_{cs}$. Przyjmując $R_{cn} \approx 0,7 R_{cs}$ (MPa) nacisk stropu na obudowę N_n wyznaczyć można w podobny sposób, jak (84).

$$N_n = \frac{R_{cs} \cdot p_z}{6 R_{cs} + 68 p_z}, \quad \text{kPa} \quad (85)$$

Tabela 9

Nacisk stropu N_n na obudowę wg zależności (85)

H [m]	$\gamma_{\text{śr}}$ [kN/m ³]	P_z [MPa]	N_n [kPa]				
			R_{cs} [MPa]				
			20	40	60	80	100
200	22	4,4	210	330	400	450	490
400	23	9,2	250	430	560	670	690
600	24	14,4	260	480	650	790	920
800	25	20,0	270	500	700	870	1040
1000	26	25,0	280	530	750	940	1100

W tabelicy 9 zestawiono wartości wynikające z (85) dla średnich parametrów górotworu w GZW.

Uwzględniając zmniejszoną wytrzymałość skał karbońskich w strefie L_w potrzebna podporność obudowy powinna wynosić:

$$P_r > N_n$$

4.2. Nacisk na obudowę w przypadku skał o niskiej wytrzymałości (skały kruche)

Gdy w stropie zasadniczym zalegają warstwy o niskiej wytrzymałości R_{cs} wtedy, jak wynika ze wzoru (30), długość wspornika L_w jest zmniejszona a obciążenie stropu na obudowę stanowi ciężar skał nadległych na wysokość zawału Z_p . Wówczas nacisk powierzchniowy po uwzględnieniu (45) określa zależność:

$$N_k = Z_p \cdot \frac{L_w \cdot \gamma_{\text{śr}} \cdot \gamma_1 \cdot n_0}{L_w \cdot \gamma_1} = 12 \cdot m \cdot \gamma_{\text{śr}} \sqrt{\frac{P_z}{R_{\text{cs}}}} \quad \text{kPa} \quad (86)$$

gdzie:

n_0 - współczynnik dynamicznego oddziaływania obciążenia, $n_0 = 1,55$.

4.3. Wytrzymałość skał stropowych w strefie L_w

Wytrzymałość skał stropowych określona laboratoryjnie dla GZW jest znacznie mniejsza od wytrzymałości R_{cs} w górotworze nienuższonym. Dla określenia tej wytrzymałości A. Biliński i W. Konopko uwzględniają odpowiednie współczynniki zmniejszające wytrzymałość, a mianowicie:

- k_1 - współczynnik efektywnego wykorzystania wytrzymałości $0,33 \pm 0,5$,
- k_2 - współczynnik reologiczny $0,6-0,7$,
- k_3 - współczynnik zmniejszający wytrzymałość ze względu na wilgotność $0,3 \pm 0,7$.

W strefie L_w występują spękania górotworu i jak wynika z obserwacji dołowych za pomocą techniki elektrooporowej w górnej części przekroju wspornika skalnego występują rozciągania, zaś w części dolnej - ściskania. Obudowa o znacznej podporności w warunkach skał słabych (kruchych) może spowodować zmianę naprężeń w obu częściach przekroju na odwrotne. Stan równowagi stropu nad obudową utrzymywany jest m.in. dzięki zmniejszającej się wartości momentu zginającego, który na końcu L_w osiąga najmniejsze wielkości. Dla obciążenia pokazanego na rys. 17 moment zginający w każdym przekroju wspornika można określić w zależności:

$$M_x = \frac{q \cdot x^3}{6 \cdot L} = \frac{q \cdot L_w \cdot L_w^2}{6 \cdot L_w} = \frac{Q_0 \cdot L_w^2}{6} = \frac{Q_0 \cdot L_w}{6} \quad (87)$$

Moment $M_x = W_x \cdot R_g$ równoważny jest w każdym przekroju wspornika przy zmiennym obciążeniu Q_x , stałym wskaźnikiem wytrzymałościowym przekroju W_x (82), (87).

Po przyrównaniu momentów (87) i wstawieniu podanych poprzednio zależności otrzymamy wartość wytrzymałości na zginanie w strefie L_w w postaci:

$$R_g = \frac{0,235 \cdot R_{cb}^2}{4,4 R_{cb} \cdot p_z + 36 \cdot p_z^2}, \quad \text{MPa} \quad (88)$$

Zakładając największą wartość $R_{cb} = 110$ MPa i ciśnienie $p_z = 20$ MPa wytrzymałość na zginanie obliczona przykładowo wzorem (85) wynosi 13 MPa.

Uwzględniając wyniki przeprowadzonych badań [16] we wzorze (88) wprowadzono współczynnik dynamicznego oddziaływania $n_0 = 1,55$. Wyniki obliczeń (za pomocą 85) wartości nacisku dla zmiennych parametrów górotworu zestawiono w tabeli 10.

Dane zawarte w tabelach 9 i 10 wskazują na zmienność nacisku stropu kruchego w zależności od głębokości i grubości pokładu m . Oprócz ciężaru warstw kruchych działa również ciśnienie pionowe p_z zwiększając wartość

N_k .

Tabela 10

Nacisk N_k na obudowę pochodzący od ciężaru warstw nadległych nad przedziałem roboczym (86) przy skałach kruchych

H [m]	$\lambda_{\text{śr}}$ [kN/m ³]	P_z [MPa]	$R_{cs} = 20$ [MPa]			$R_{cs} = 40$ [MPa]		
			m = 1	2	3	1	2	3
200	22	4,4	130	260	390	90	180	270
400	23	9,2	190	380	570	130	260	390
600	24	14,4	250	500	750	170	340	510
800	25	20,0	300	600	900	210	420	630
1000	26	25,0	360	720	1080	250	500	750

5. WPŁYW PODPORNOŚCI OBUDOWY NA STAN NAPRĘŻEŃ
PRZED CZOLEM FRONTU EKSPLOATACYJNEGO ŚCIANY
PROWADZONEJ Z ZAWAŁEM STROPU I Z PODSADZKĄ HYDRAULICZNĄ

Zagadnienie wpływu podporności obudowy na stan naprężeń przed czołem ściany podano między innymi w pracach [6, 11, 12], z których wynika, że podporność obudowy przejmuje część obciążeń głównych górotworu a tym samym wpływa na zmniejszenie naprężeń maksymalnych przed czołem ściany.

Celem uzależnienia maksymalnych naprężeń panujących przed czołem ściany od podporności obudowy i naturalnych parametrów fizykomechanicznych górotworu a głównie od ciśnienia na danej głębokości i wytrzymałości skał karbońskich - wykorzystano równowagę obciążeń (rys. 13 i 17):

$$Q_r = Q_s + Q_o - Q_{ob} \quad (89)$$

Maksymalne wartości naprężeń ściskających z uwzględnieniem podporności obudowy p_r przed czołem ściany oraz równań (70), (71) wynosi:

$$\sigma_{zr \max} = \frac{Q_r}{C_1 \cdot Y_1} = \frac{Q_s + Q_o - Q_{ob}}{C_1 \cdot Y_1} = \frac{Q - Q_{ob}}{C_1 \cdot Y_1} \quad (90)$$

Uwzględniając we wzorze (90) wartość $Q_{ob} = p_r \cdot L_w \cdot Y_1$ otrzymamy wzór na określenie naprężeń maksymalnych w postaci:

$$\sigma_{zr \max} = \frac{Q}{C_1 \cdot Y_1} - \frac{p_r \cdot L_w \cdot Y_1}{C_1 \cdot Y_1}, \quad \text{MPa} \quad (91)$$

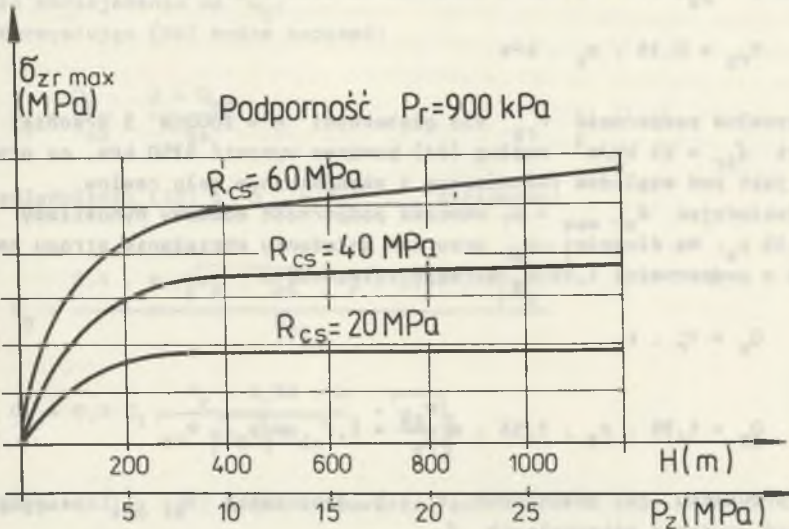
gdzie:

$$\sigma_{zs \max} = \frac{Q}{C_1 \cdot Y_1}$$

Wstawiając za L_w i C_1 do (91) podane poprzednio zależności (30), (31) otrzymamy ostatecznie wzór pozwalający ustalić wielkość maksymalnych naprężeń przed czołem ściany w danych warunkach geotechnicznych z uwzględnieniem podporności obudowy. Tak więc,

$$\sigma_{zr \max} = 0,9 \cdot R_{cs} - p_r \cdot \frac{0,67 \cdot R_{cs}}{p_z}, \quad \text{MPa} \quad (92)$$

Na podstawie wzoru (92) dla przykładu wykreślono przebieg naprężeń przy założeniu największej nominalnej podporności obudowy $P_r = 900$ kPa stosowanej na kopalniach (typ FAZOS) (rys. 19).



Rys. 19. Przebieg maksymalnych naprężeń przed czołem ściany w zależności od podporności obudowy i głębokości

Analizując zależność (92) za pomocą ekstremalnych wartości wówczas otrzyma się:

- gdy podporność $P_r = p_z$ wtedy naprężenia osiągną wielkości minimalne

$$\sigma_{zr \max} = 0,23 \cdot R_{cs} \approx R_{cw}$$

- zmniejszenie naprężeń maksymalnych do wartości i ciśnienia pionowego

$\sigma_{zr \max} = p_z$ wymagałoby zwiększenia podporności obudowy, co wynika z zależności wyprowadzonej we wzorze (92).

Dla przyjętego założenia potrzebną podporność obudowy (która może mieć miejsce przy bardzo mocnych stropach) można wyliczyć ze wzoru:

$$P_{ra \max} = 1,35 \cdot p_z - 1,5 \frac{p_z^2}{R_{cs}}, \quad \text{kPa} \quad (93)$$

- w granicznym stanie równowagi naprężeń, maksymalna jego wartość w strefie podwyższonych ciśnień górotworu x_w nie powinna przekraczać wytrzymałości skał na ściskanie R_{cs} , czyli

$$\sigma_{zr \max} \leq R_{cs}$$

Przy tym założeniu, korzystając z równania (92), można określić podporność obudowy P_{rg} , która powinna utrzymać naruszony górotwór w równowadze.

$$P_{rg} = 0,15 \cdot p_z \quad \text{kPa} \quad (94)$$

Maksymalna podporność P_{rg} dla głębokości $H = 1000$ m i średniej gęstości $\gamma_{sr} = 25 \text{ kN/m}^3$ według (94) powinna wynosić 3750 kPa, co praktycznie jest pod względem technicznym i ekonomicznym mało realne.

Zakładając $\sigma_{zr \max} = 0$, wówczas podporność obudowy wynosiłaby $P_r = 1,35 p_z$. Na długości L_w przy tym założeniu obciążenie stropu na obudowę o podporności $1,35 p_z$ określa zależność:

$$Q_p = P_r \cdot L_e$$

$$Q_p = 1,35 \cdot p_z \cdot 1,53 \cdot \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}} = 2,1 \cdot \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \quad (95)$$

- w przypadku, gdy podporność $P_r = 0$, naprężenia $\sigma_{zr \max}$ osiągają wartość naprężeń maksymalnych $\sigma_{zs \max}$.

Z (rys. 19) wynika, że podporność obudowy P_r posiada znaczny wpływ na zmniejszenie naprężeń przed czołem przodka przy eksploatacji na mniejszych głębokościach, tj. do ok. 400 m. Wtedy $\sigma_{zr \max}$ (92) osiągają wartość $\sigma_{zr \max} \approx 0,8 R_{cs}$.

Uwzględniając ten fakt można określić odległość od czoła frontu eksploatacyjnego w głąb calizny węglowej C_{01} , w której występują maksymalne naprężenia ściskające

$$C_{01} = \frac{Q_r}{0,8 R_{cs}} = \frac{Q - Q_{ob}}{0,8 R_{cs}} = 2,6 \cdot \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} - \frac{1,9 \cdot m \cdot P_r}{p_z \cdot R_{cs}}$$

Po uwzględnieniu wartości na Q_r , Q , Q_{ob} otrzymamy

$$C_{01} = 1,13 C_1 - \frac{1,9 \cdot m \cdot P_r}{\sqrt{p_z \cdot R_{cs}}}, \quad \text{m} \quad (96)$$

Porównując zależności (59) i (96) stwierdzamy, że:

$$C_{01} > C_1$$

Na większych głębokościach eksploatacji, gdzie ciśnienia pionowe p_z osiąga wartości o wiele większe, podporność obudowy P_r wpływa nieznacznie na zmniejszenie naprężeń przed czołem ściany. Naprężenia te (92) w granicznym stanie równowagi wynoszą $\sigma_{zr \max} \leq R_{cs}$. Odległość C_1 ulega wówczas zmniejszeniu do C_g .

Wykorzystując (96) można napisać:

$$C_g = \frac{Q_r}{R_{cs}} = \frac{Q - Q_{ob}}{R_{cs}}$$

Po uwzględnieniu (33) i $Q_{ob} = P_r \cdot L_w$, otrzymamy:

$$C_g = \frac{2,1 \cdot m \cdot \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} - P_r \cdot 1,53 \cdot m \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}}{R_{cs}}$$

$$C_g = 0,9 C_1 - \frac{P_r \cdot 1,53 \cdot m}{\sqrt{p_z \cdot R_{cs}}}, \quad m \quad (97)$$

Porównując (97) z (59) można stwierdzić, że

$$C_g < C_1$$

Dla pokładów o mocnych stropach, gdzie $\sigma_{zr \max} = R_{cs}$, naprężenia maksymalne przed czołem ściany z uwzględnieniem podporności obudowy wynoszą:

$$\sigma_{zr \max}^t = \frac{Q_r}{C_g \cdot V_1} = \frac{Q_1 - Q_{ob}}{C_g \cdot V_1} \quad (98)$$

gdzie:

$\sigma_{zr \max}^t$ - maksymalne naprężenie przed czołem ściany przy eksploatacji na zwał przy mocnych skałach stropowych i z uwzględnieniem podporności obudowy P_r .

Wstawiając do zależności (98) podane poprzednio wartości (21) i (97) oraz $Q_{ob} = P_r \cdot L_w$ otrzymamy:

$$\sigma_{zr \max}^t = \frac{2,3 \cdot m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} - P_r \cdot 1,53 \cdot m \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}}{0,9 \cdot 2,3 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} - \frac{1,53 \cdot m \cdot P_r}{\sqrt{p_z \cdot R_{cs}}}}$$

a po uporządkowaniu wyrazów, naprężenia ściskające określa zależność:

$$\sigma_{zr \max}^t = R_{cs} \cdot \frac{2,3 p_z - 1,53 P_r}{2,1 p_z - 1,53 P_r} \quad \text{MPa} \quad (99)$$

Dla stałej podporności, np.: $P_r = 0,9$ MPa, naprężenia $\sigma_{zr \max}^t = 1,3 R_{cs}$.
Z wzorów (94) i (99) wynika, że obudowa przejmuje część obciążenia górotworu, co powoduje zbliżenie obciążenia $Q_r = Q - Q_{ob}$ w otoczeniu krawędzi pokładu, które powoduje wzrost naprężenia w tej części calizny.

W przypadku zastosowania wysokiej podporności obudowy, np. $P_r = 1,35$ p_z , wartość $C_g \approx C_{O1} = 0$ oraz $\sigma_{zr \max}^t \rightarrow 0$.

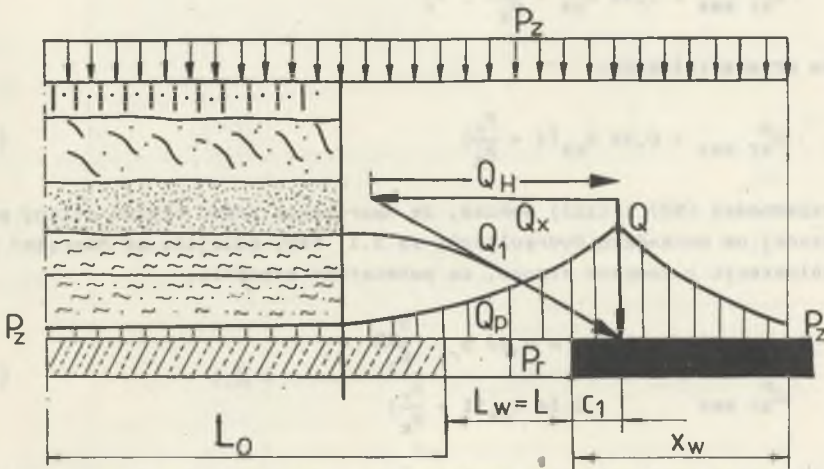
6. WPŁYW PODSADZKI HYDRAULICZNEJ
NA WIELKOŚĆ NAPRĘŻEŃ PRZED CZOLEM ŚCIANY

Obciążenie nad wspornikiem (rys. 20) wynosi:

$$Q_p = \frac{P_z \cdot L_w \cdot y_1}{2},$$

zaś obciążenie działające na obudowę (to znaczy jakie może przejąć obudowa) z uwagi na jej podporność wynosi

$$Q_{ob} = \frac{P_r \cdot L_w \cdot y_1}{2} \quad (100)$$



Rys. 20. Schemat do obliczeń naprężeń nad czołem ściany z podsadzką hydrauliczną

Naprężenia przed czołem ściany dla $P_r = 0$ są określane zależnością:

$$\sigma_{zs}^p \max = \frac{Q_p}{c_1 \cdot y_1} = \frac{P_z \cdot L_w \cdot y_1}{2c_1 \cdot y_1} = \frac{P_z \cdot 1,53 \cdot m \sqrt{\frac{R_{cs}}{P_z}}}{2 \cdot 2,3 \cdot m \sqrt{\frac{P_z}{R_{cs}}}}$$

stad

$$\sigma_{zs}^p \max = 0,34 R_{cs} \quad (101)$$

Maksymalne naprężenia przed czołem ściany w odległości C_1 przy eksploatacji z podszawką hydrauliczną z uwzględnieniem podpórności obudowy wynoszą:

$$\sigma_{zr}^p \max = \sigma_{zs}^p \max - \frac{Q_{ob}}{2 \cdot C_1} \quad (102)$$

zaś po wstawieniu (100) i (101) otrzymamy:

$$\sigma_{zr}^p \max = 0,34 R_{cs} - \frac{P_r \cdot L_w}{2 C_1}$$

Podstawiając we wzorze wartość za L_w i C_1 (30), (59) otrzymamy:

$$\sigma_{zr}^p \max = 0,34 R_{cs} - \frac{R_{cs}}{\rho_z} \cdot P_r$$

a po przekształceniu:

$$\sigma_{zr}^p \max = 0,34 R_{cs} \left(1 - \frac{P_r}{\rho_z}\right) \quad (103)$$

Z zależności (92) i (103) wynika, że naprężenie przed czołem ściany prowadzonej na podszawkę hydrauliczną są 2,1 razy mniejsze od naprężeń przy eksploatacji z zawalem stropu, co potwierdza stosunek:

$$\frac{\sigma_{zr}^t \max}{\sigma_{zr}^p \max} = \frac{0,9 R_{cs} - 0,67 P_r \cdot \frac{R_{cs}}{\rho_z}}{0,34 R_{cs} \left(1 - \frac{P_r}{\rho_z}\right)} = 2,1 \quad (104)$$

Zmniejszenie naprężeń przez zastosowanie podszawki hydraulicznej uwydatnia się w warunkach sztywnego stropu o wysokiej wytrzymałości R_{cs} , który stwarza najczęściej możliwość powstawania tępów.

Zmniejszenie wartości naprężeń określa stosunek:

$$\frac{\sigma_{zr}^t \max}{\sigma_{zr}^p \max} = \frac{R_{cs} \left(1 - \frac{2 P_r}{\rho_z}\right)}{0,34 R_{cs} \left(1 - \frac{P_r}{\rho_z}\right)} = 3 \quad (105)$$

Stosowanie podsadzki hydraulicznej do kierowania stropem w warunkach tąpnięcych jest uzasadnione możliwością 3-krotnego zmniejszenia naprężeń przed czołem ściany w wyniku skrócenia L_s do wartości około L_w .

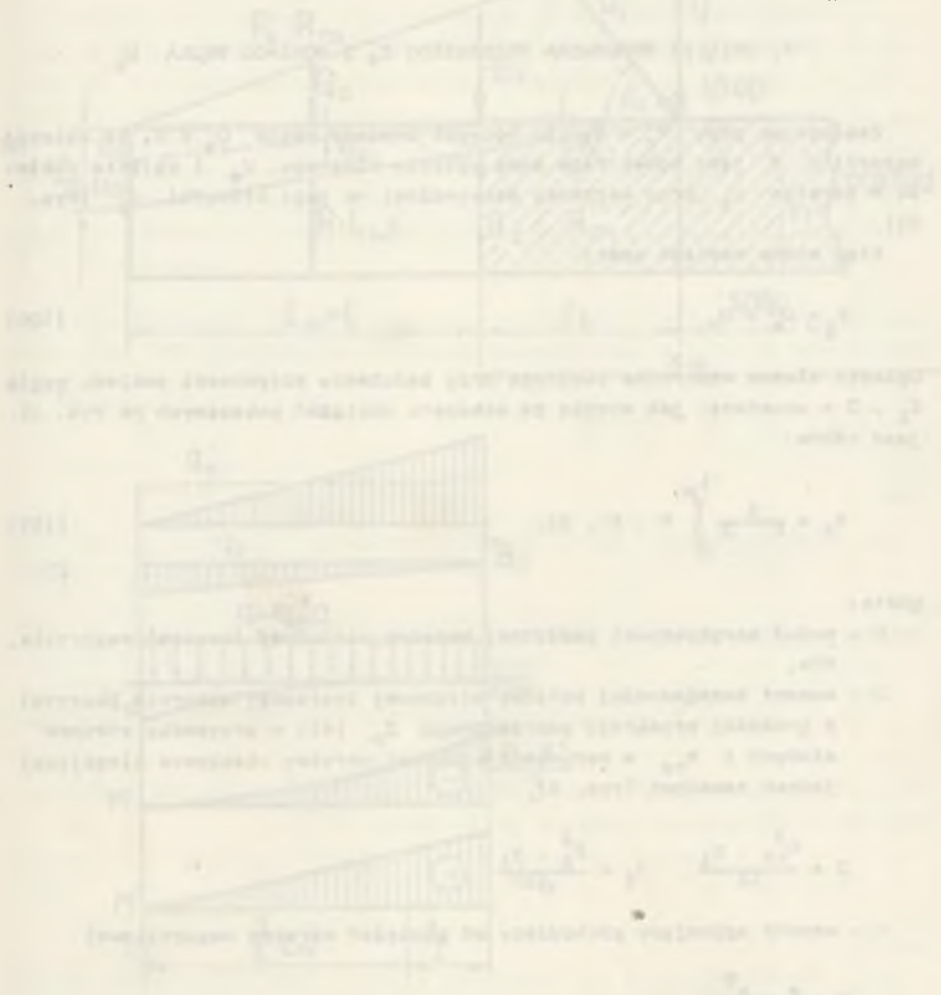


Fig. 11. Standard diagram of the dam with hydraulic cushion and stress distribution.

$$\sigma_x = \dots$$

7. UGIĘCIA WSPORNIKA PRZEDNIEGO Z_s I POKŁADU WĘGLA U_p

Zakładając przy $P_r = 0$, że ugięcie pokładu węgla $U_p \neq 0$, to ugięcie wspornika Z jest wobec tego sumą ugięcia własnego U_s i ugięcia pokładu w strefie C_1 przy wartości maksymalnej na jego krawędzi U_p (rys. 21).

Stąd można napisać wzór:

$$Z_s = U_s + U_p \quad (106)$$

Ugięcie własne wspornika skalnego przy założeniu sztywności pokładu węgla $E_1 \cdot J = \text{constans}$, jak wynika ze schematu obciążeń pokazanych na rys. 21, jest równe:

$$U_s = \frac{1}{E \cdot J} \int_0^{L_w} M \cdot M' \cdot dx, \quad (107)$$

gdzie:

E - moduł sprężystości podłużnej warstwy stropowej (warstw) wspornika, MPa,

J - moment bezwładności warstwy stropowej tworzącej wspornik (warstw) o grubości przekroju poprzecznego Z_p (41) w przypadku stropów słabych i h_{rz} w warunkach sztywnej warstwy piaskowca ulegającej jednak zawałowi (rys. 6)

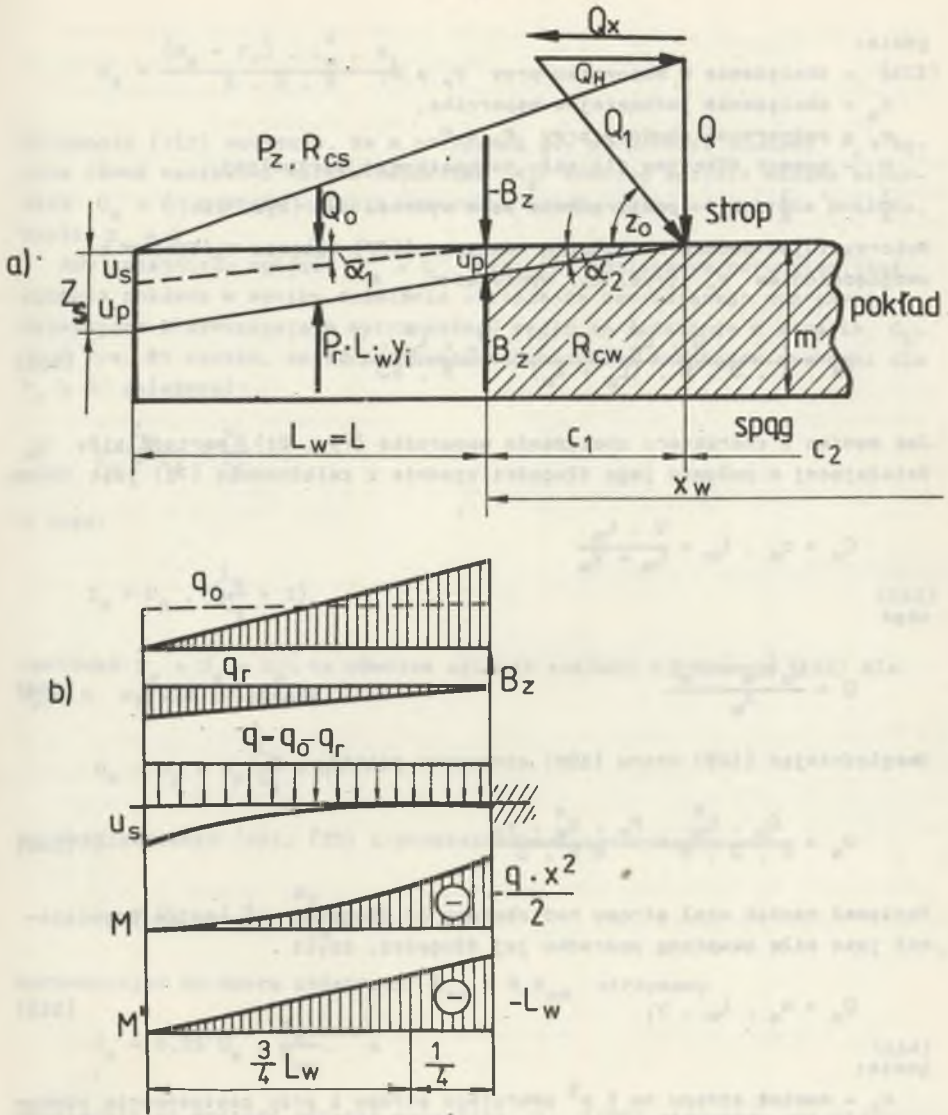
$$J = \frac{h_{rz}^3 \cdot y_1}{12}, \quad J_1 = \frac{Z_p^3 \cdot y_1}{12}$$

M - moment zginający pochodzący od obciążeń warstwy wspornikowej

$$M = \frac{q \cdot x^2}{2}$$

$$q = q_0 - q_r$$

$$q_0 = \frac{Q}{L_w + x_w}, \quad q_r = \frac{P_r \cdot L_w \cdot y_1}{L_w}$$



Rys. 21. Schemat obciążeń do obliczeń ugięcia wspornika przedniego i zginania pokładu

gdzie:

q - obciążenie w wsporniku przy $P_r \neq 0$,

q_0 - obciążenie jednostajne wspornika,

q_r - podporność obudowy przy $P_r \neq 0$,

M - moment fikcyjny dla siły jednostkowej wirtualnej.

$\frac{3}{4} \cdot M' = \frac{3}{4} \cdot L_w$ - powierzchnia pola wykresu M (rys. 21b).

Wykorzystując podane wartości w równaniu (107) ugięcie wspornika z uwzględnieniem P_r (rys. 21) wyniesie:

$$U_8 = \frac{Q \cdot L_w^4}{E \cdot J \cdot 8 \cdot (L_w + x_w)} - \frac{P_r \cdot L_w^4 \cdot y_1}{8 \cdot EJ} \quad (108)$$

Jak wynika z charakteru obciążenia wspornika (rys. 21), wartość siły Q_0 działającej w połowie jego długości zgodnie z zależnością (71) jest równa:

$$Q_0 = q_0 \cdot L_w = \frac{Q \cdot L_w}{L_w + x_w}$$

skąd

$$Q = \frac{Q_0 (L_w + x_w)}{x_w} \quad (109)$$

Uwzględniając (109) wzoru (108) otrzymamy postać:

$$U_8 = \frac{Q_0 \cdot L_w^3}{E \cdot J \cdot 8} - \frac{P_r \cdot L_w^4 \cdot y_1}{8 E \cdot J} \quad (110)$$

Ponieważ nacisk skał stropu nad obudową na długości L_w można przedstawić jako siłę skupioną pośrodku jej długości, czyli

$$Q_0 = N_8 \cdot L_w \cdot y_1 \quad (111)$$

gdzie:

N_8 - nacisk stropu na 1 m^2 odkrytego stropu i przy zastosowaniu obudowy o podporności P_r

$$N_8 = \frac{Q_{ob}}{L_w \cdot y_1}$$

wobec tego ugięcie wspornika jako funkcja nacisku N_8 (MPa) i podporności obudowy P_r (MPa). Po uwzględnieniu we wzorze (110) zależności (111) oraz po uproszczeniu i przekształceniu końcowy wzór pozwalający obliczyć ugięcie wspornika ma postać:

$$U_s = \frac{(N_s - P_r) \cdot L_w^4 \cdot \gamma_1}{E \cdot J \cdot 8} \quad (112)$$

Zależność (112) wskazuje, że w przypadku gdy podporność obudowy P_r będzie równa naciskowi warstw wepownika N_s , wówczas ugięcie własne wepownika $U_s = 0$ a wtedy ugięcie wepownika zależy tylko od ugięcia pokładu, czyli $Z_s = U_p$.

Aby zaistniało ugięcie $Z_s = U_p$ (rys. 21) koniecznym warunkiem jest ugięcie pokładu w wyniku działania obciążenia powodującego naprężenia ściskające przewyższające wytrzymałość węgla na ściskanie w strefie C_1 .

Z rys. 21 wynika, że na podstawie podobieństwa trójkątów zachodzi dla $P_r = 0$ zależność:

$$\frac{Z_s}{L_w + C_1} = \frac{U_p}{C_1}$$

z stąd:

$$Z_s = U_p \cdot \left(\frac{L_w}{C_1} + 1 \right) \quad (113)$$

Ponieważ $Z_s = U_s + U_p$, to wówczas ugięcie pokładu z równania (113) dla $P_r = 0$ wyraża zależność

$$U_s + U_p = U_p \left(\frac{L_w}{C_1} + 1 \right)$$

po uwzględnieniu (59), (30) i przekształceniu otrzymamy:

$$U_p = U_s \cdot 1,5 \cdot \frac{P_z}{R_{cs}}$$

Wprowadzając do wzoru zależność $R_{cs} = 6 R_{cw}$ otrzymamy

$$U_p = 0,25 U_s \cdot \frac{P_z}{R_{cw}}, \quad m \quad (114)$$

Uwzględniając wartość ugięcia wepownika U_s (108) otrzymamy ugięcie pokładu przy $P_r \neq 0$ w postaci wzoru:

$$U_p = \frac{L_w^4}{E_1 \cdot J \cdot 32} \cdot \left[\frac{Q}{L_w + X_w} - P_r \cdot \gamma_1 \right] \cdot \frac{P_z}{R_{cw}}, \quad (115)$$

Ugięcie pokładu dla warunków sztywnej warstwy wepownika o grubości h_{rz} przy jego długości L można określić wzorem:

$$U_{ps} = \frac{0,38 \cdot L^4 \cdot p_z}{E_1 \cdot h_{rz}^3 \cdot R_{cw}} \cdot \left[\frac{p_z \cdot R_{cs} \cdot y_1}{0,73 R_{cs} + 6 p_z} - P_r \cdot y_1 \right], \quad m \quad (116)$$

Wstawiając znane zależności na L_w , Q i X_w do wzorów (108) i (115) ostatecznie otrzymamy ogólne związki na obliczanie ugięcia wspornika skalnego i pokładu dla $P_r \neq 0$:

- ugięcie wspornika U_s

$$U_s = \frac{L_4}{E \cdot J \cdot 8} \cdot \left[\frac{p_z \cdot R_{cs} \cdot y_1}{0,73 R_{cs} + 6 p_z} - P_r \cdot y_1 \right], \quad m \quad (117)$$

- ugięcie pokładu U_p i ($E = E_1$)

$$U_p = \frac{L_4}{E \cdot J \cdot 32} \cdot \left[\frac{p_z \cdot R_{cs} \cdot y_1}{0,73 R_{cs} + 6 p_z} - P_r \cdot y_1 \right] \cdot \frac{p_z}{R_{cw}}, \quad m \quad (118)$$

- ugięcie wspornika i pokładu

$$Z_s = \frac{L_4}{E \cdot J \cdot 8} \cdot \left[\frac{p_z \cdot R_{cs} \cdot y_1}{0,73 R_{cs} + 6 p_z} - P_r \cdot y_1 \right] \cdot \left[1 + \frac{p_z}{4 R_{cw}} \right], \quad m \quad (119)$$

Jak wynika z podanych zależności (117), (118), (119) ugięcia warstw wspornika i pokładu są funkcjami ciśnienia pionowego, czyli głębokości i wytrzymałości skał oraz węgla. Wstawiając do wzorów za długość L wspornika wartość L_w uzależnią się ugięcia U_s , U_p i Z_s od grubości pokładu m .

Kładąc za Z_s (119) nominalną wartość zsuwu obudowy ściany $Z_s = Z_{sc}$ można określić jej podporność P_{rz} (MPa) w danych warunkach geotechnicznych

$$P_{rz} = \frac{p_z \cdot R_{cs}}{0,73 R_{cs} + 6 p_z} - \frac{2,7 \cdot Z_{sc} \cdot E \cdot h_b^3 \cdot R_{cw}}{(4 R_{cw} + p_z) \cdot L^4}, \quad MPa \quad (120)$$

gdzie:

h_b - grubość warstwy stropu bezpośredniego lub półki węglowej w przypadku słabych skał stropu,

P_{rz} - podporności obudowy z uwzględnieniem jej zsuwu.

Z zależności (120) można wnioskować, że im szersza jest przestrzeń robocza ściany, tym obudowa powinna posiadać większą podporność P_{rz} . Wzrost podporności obudowy konieczny jest również przy stosowaniu obudowy sztywnej, dla której $Z_{sc} = 0$.

Wzrastająca wytrzymałość węgla wybieranego pokładu R_{CW} wpływa także na zmniejszenie podporności obudowy.

Przekształcając równanie (120) otrzymamy grubość warstwy bezpośredniego stropu h_b lub grubość półki węglowej utrzymującej przy danym odkształceniu czasowym Z_{sc} obudowy względny stan równowagi stropu:

$$h_b = \sqrt{\left[\frac{p_z \cdot R_{cs}}{0,73 R_{cs} + 6 p_z} - P_{rz} \right] \cdot \frac{(4 R_{cw} + p_z) \cdot L^4}{2,7 \cdot Z_{sc} \cdot E \cdot R_{cw}}}, \quad m \quad (121)$$

Obudowa sztywna (Z_{sc} zbliżona do wartości 0) powoduje w warunkach słabych skał stropu bezpośredniego znaczny wzrost grubości półki h_p .

Z zależności (114), (118) i (119) można określić kąt ugięcia wepornika i pokładu węgla, a mianowicie:

- kąt ugięcia wepornika:

$$\operatorname{tg}(\alpha_1 + \alpha_2) = \frac{Z_s}{L_w + C_1} \quad (122)$$

- kąt ugięcia pokładu po wprowadzeniu zależności (30) i (59) wyraża wzór:

$$\operatorname{tg} \alpha_2 = \frac{U}{C_1} = \frac{0,21 \cdot L^3}{E_1 \cdot J} \left[\frac{p_z \cdot R_{cs} \cdot y_1}{0,73 R_{cs} + 6 p_z} - P_r \cdot y_1 \right] \frac{R_{cs}}{R_{cw}} \quad (123)$$

Wzór (123) wskazuje na zależność kąta ugięcia pokładu od stosunku wytrzymałości skał stropowych R_{cs} do wytrzymałości pokładu R_{cw} w strefie C_1 dla $P_r \neq 0$. Jeżeli $R_{cs} = R_{cw}$, to kąt ugięcia $\operatorname{tg} \alpha_2$ jest minimalny.

Znając wielkość kąta α_2 możemy wyliczyć kąt ugięcia wepornika skalnego α_1 .

8. NAPREŻENIA W STROPIE I W POKŁADZIE W WARUNKACH TĄPIĄCYCH

W przypadku załegania w stropie pokładu eksploatacyjnego na zawał mocznej warstwy piaskowca (rys. 6) o grubości h_{rz} większej od m_1 (53), wówczas obciążenie przed czołem ściany w pokładzie węgla, korzystając z równania (55), można określić wzorem:

$$Q_w = \frac{Q_1 \cdot X_w}{X_w + L_w}, \quad \text{MN} \quad (124)$$

Naprężenia ściskające δ_{zw} w pokładzie (rys. 6) w strefie X_w po wprowadzeniu do wzoru (124) wartości za Q_1 , X_w , L_w w warunkach następujących otrzymamy:

$$\delta_{zw} = \frac{Q_w}{X_w \cdot y_1} = \frac{Q_1 \cdot X_w}{X_w + L_w} \cdot \frac{1}{X_w \cdot y_1} = \frac{Q_1}{(X_w + L_w) \cdot y_1}$$

$$\delta_{zw} = \frac{2,3 \cdot m \cdot \sqrt{p_z \cdot R_{cw}} \cdot y_1}{(12,8 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cw}}} + 1,53 \cdot m \sqrt{\frac{R_{cw}}{p_z}}) y_1}$$

Ponieważ w GZW: $6 R_{cw} \stackrel{a}{=} R_{ce}$, to wówczas

$$\delta_{zw} = \frac{2,3 \cdot m \cdot \sqrt{p_z \cdot 6 R_{cw}}}{12,8 \cdot m \cdot \sqrt{\frac{p_z}{6 R_{cw}}} + 1,53 \cdot m \sqrt{\frac{6 R_{cw}}{p_z}}}$$

$$\delta_{zw} = \frac{1,1 R_{cw} \cdot p_z}{p_z + 0,73 R_{cw}} \leq R_{cw} \quad (125)$$

Jeżeli uwzględni się fakt, że wytrzymałość węgla R_{cwt} w warunkach zwiększonych naprężeń (pokład tąpący), w szczególności w strefie X_w , jest większa od wytrzymałości R_{cw} , to wówczas naprężenia w warunkach tąpących w strefie X_w w pokładzie, wykorzystując wzór (125), można określić z nierówności:

$$\sigma_{zwl} = \frac{1,1 R_{cw} \cdot p_z}{p_z + 0,73 R_{cw}} \leq \frac{R_{cwt}}{2} \quad (126)$$

gdzie:

R_{cwt} - wytrzymałość węgla w pokładzie tąpiącym wg statystyki w GZW

$$R_{cwt} \approx 2 R_{cw}$$

$$\sigma_{zwt} = \frac{R_{cw} \cdot p_z}{0,5 p_z + 0,37 R_{cw}} \leq R_{cwt} \quad (127)$$

Naprężenia maksymalne w pokładzie węgla przed czołem ściany, w odległości:

C_1 wynoszą:

$$\sigma_{zwt \max} = \frac{Q_w}{C_1 \cdot Y_1} = \frac{Q_1 \cdot X_w}{C_1 \cdot Y_1}$$

$$\sigma_{zwt \max} = \frac{X_w}{C_1} \cdot \frac{Q_1}{(L_w + X_w) \cdot Y_1} = \frac{p_z \cdot R_{cwt}}{0,17 p_z + 0,12 R_{cwt}}, \quad \text{MPa} \quad (128)$$

Korzystając z zależności (55) oraz uwzględniając, że wytrzymałość warstwy stropowej mocnego piaskowca (w stosunku do wytrzymałości węgla w warunkach tąpjących) $R_{cs} \approx 3 R_{cw}$, otrzymamy wartość naprężeń w stropie na długości X_w :

$$\sigma_{zst} = \frac{R_{cs} \cdot p_z}{1,5 p_z + 0,33 R_{cs}}, \quad \text{MPa} \quad (129)$$

Naprężenia w stropie i pokładzie węgla określone wzorami (127), (128), (129) i (130) nie uwzględniają podporności obudowy P_r , która w stosunku do panującego ciśnienia p_z oraz wartości tych naprężeń stanowi nawet dla obudowy najmocniejszej konstrukcji ($P_r = 0,9 \text{ MPa}$) mały udział. Stąd też przyjęto dla określania statycznych warunków tąpliwości układu strop-pokład naprężenia określone wzorami (127) i (129). Naprężenia maksymalne (128) i (130) występujące w strefie spekań C_1 osiągają wartości przekraczające wytrzymałość skał i węgla na ściskanie. Dlatego też względną równowagę nad przestrzenią wyrobiska roboczego utrzymuje strop zasadniczy o grubości h_{rz} spoczywający na długości X_w na pokładzie węgla przed czołem ściany.

8.1. Warunki powstawania tępań pokładowych

Tępania pokładowe występują najczęściej wtedy, gdy w stropie zasadniczym zalega warstwa mocnego piaskowca o odpowiedniej grubości h_{rz} i wytrzymałości R_{cs} (rys. 7). Warstwa stropu jako belka przejmuje na długości L obciążenia pochodzące od ciśnienia pionowego p_z , dla kąta $z_0 = 90^\circ$ wynosi: $Q = Q_1$. Zwiększone obciążenie Q_1 , poprzez sztywny strop zasadniczy, przenoszone jest na pokład, który jak wynika z badań [16] 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 dalsze wydłużenie belki (L_s) nad strefą zawałową i zwiększenie obciążenia na pokład. Po przekroczeniu podwyższonej wytrzymałości węgla przez narastające obciążenia następuje gwałtowne zniszczenie pokładu w części C_1 i ugięcie stropu powodujące jego gwałtowne załamanie w strefie zawałowej. Wobec tego istotą mechanizmu powstawania tępań jest zwiększone obciążenie nad pokładem przed czołem ściany pochodzące od mocnej warstwy stropowej, które powoduje zachwianie równowagi naprężeń ściskających w stropie $\sigma_{zs \max}$ i w pokładzie $\sigma_{zw \max}$ przewyższających wytrzymałość węgla R_{cw} .

Tabela 11

Naprężenia w układzie strop-pokład

H (m)	γ_{sr} (kN/m^3)	p_z (MPa)	σ_{zst} (MPa)				σ_{zwt} (MPa)			
			40	60	90	110	15	20	25	30
200	22,0	4,4	8,8	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

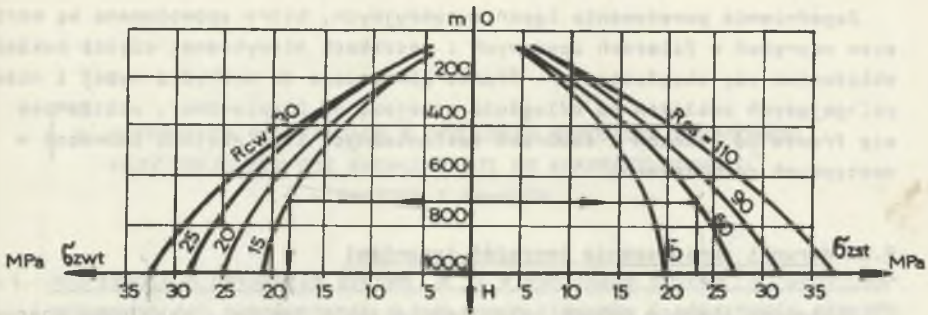
W tabeli 11 zestawiono wyniki obliczeń wzorami (127) i (129) wartości naprężeń w stropie i w pokładzie węgla dla zmiennych parametrów górotworu:

$$R_{cs} = 40, 60, 90, 110 \quad (\text{MPa})$$

$$R_{cw} = 15, 20, 24, 30 \quad (\text{MPa})$$

Z danych liczbowych zawartych w tabeli 11 oraz z diagramu przedstawionego na rys. 22 wynika, że wartości naprężeń w pokładzie przewyższają wytrzymałość węgla począwszy od głębokości 600 m. Naprężenia w warstwie stropowej osiągają wartości mniejsze od wytrzymałości skał, z których utworzony jest strop.

Słabe łupki ilaste i mało zwięzły węgiel wykazują mniejsze wartości naprężeń ściskających od ciśnienia pionowego panującego na głębokości



Rys. 22. Diagram naprężeń układu strop-pokład

800 m do 1000 m, co wynika z zależności określających szerokość strefy zawałowej, sklepienia ciśnień i długości przedniego wapornika. Wielkości te 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 zwięzły węgiel na całej głębokości do 1000 m wykazują naprężenia większe od ciśnienia pionowego, jako wynik dodatkowego obciążenia pochodzącego od wydłużonej belki nośnej zalegającej nad pokładem i strefą zawałową.

Sklonność układu strop-pokład do tępań ilustruje diagram (rys. 22), na którym dla przejrzystości wykreślono tylko 4 charakterystyczne krzywe. Linia pozioma głębokości zalegania pokładu i stropu zasadniczego wyznacza punkt przecięcia (kierunek oznaczony strzałką) z krzywą wytrzymałości pokładu węgla dając na osi odciętych wartości naprężeń σ_{zwt} , zaś po przecięciu się z krzywą wytrzymałości stropu na prawej stronie osi odciętych daje wartość naprężeń w stropie σ_{zst} .

Odczytane wartości naprężeń lub dla technicznej oceny skłonności układu do tępań obliczone wzorami (126), (129) mogą spełniać następujące warunki określające tąpliwość tego układu, jeżeli:

$$I \quad \sigma_{zst} > \sigma_{zwt} > R_{cw} \quad \text{silnie tąpławy} \quad (131)$$

$$II \quad \sigma_{zst} < \sigma_{zwt} > R_{cw} \quad \text{tąpławy} \quad (132)$$

$$III \quad \sigma_{zst} > \sigma_{zwt} < R_{cw} \quad \text{skłonny do tępań} \quad (133)$$

$$IV \quad \sigma_{zst} < \sigma_{zwt} < R_{cw} \quad \text{niesklonny do tępań.} \quad (134)$$

Warunki powyższe odnoszą się do eksploatacji pokładu w miarę prostoliniowym frontem, bez zaburzeń tektonicznych i wpływu innej eksploatacji lub resztek i filarów.

Zagadnienie powstawania tępań sytuacyjnych, które spowodowane są wzrostem naprężeń w filarach oporowych i resztkach niewybranej części pokładu, zbliżaniem się eksploatacji - frontu górniczego do krawędzi wyżej i niżej zaangażujących pokładów na odległość mniejszą od bezpiecznej, zbliżaniem się frontu do uskoków i zaburzeń tektonicznych itp. zostało omówione w następujących rozdziałach.

8.2. Warunki zmniejszenia zagrożeń tąpnięciami

Stosowane obecnie metody rozpoznawcze, takie jak np.: wskaźnika energetycznego W_{ET} , reologiczna, wskaźnika energii sprężystej wzbudzonej aktywności sejsmoakustycznej - pozwalają na określenie skłonności węgla do tępań.

Do bieżącej kontroli zagrożenia tąpnięciami na kopalniach stosowane są metody geofizyczne: mikrosejsmologia górnicza, sejsmoakustyka i sejsmika górnicza.

Doraźnymi sposobami likwidacji zagrożenia w zależności od określonego wcześniej stopnia skłonności do tępań są:

- likwidacja stanów krytycznych za pomocą strzelania wstrząsowego kamufletowego lub wstrząsowo-urabiającego,
- nawadnianie pokładów metodą krótkich lub długich otworów,
- rozwiercanie pokładów węgla otworami odprężającymi,
- postęp frontu eksploatacyjnego.

Metody doraźne mają na celu zmniejszenie sztywności układu strop-pokład przez zmniejszenie wytrzymałości stropu i pokładu lub stropu albo pokładu (zasada ta, jak wynika z podanych zależności (131-134), jest podstawowym warunkiem zmniejszenia zagrożenia tąpnięciami) względnie niedopuszczenie do powstawania zwiększonych naprężeń w stropie i pokładzie σ_{zst} i σ_{zwt} , które by przewyższały wytrzymałość węgla R_{cw} .

Zagadnienie wpływu postępu frontu eksploatacyjnego na zagrożenie tąpnięciami omówiono także szczegółowo w rozdziale 12.

9. NAPRĘŻENIA WYSTĘPUJĄCE W OTOCZENIU WYROBISKA ŚCIANOWEGO
PRZY ZBLIŻENIU SIĘ EKSPLOATACJI DO KRAWĘDZI POKŁADU
RESZTEK I FILARÓW

9.1. Naprężenia w pokładzie górnym m' i w pokładzie dolnym m'' przy jed-
noczesnej ich eksploatacji w tym samym kierunku i nakrywaniu się obu
krawędzi pokładów

Zjawisko nakrywania się krawędzi eksploatacji dwóch pokładów prowadzo-
nych jednocześnie w tym samym kierunku występuje w szczególnych przypad-
kach. Natomiast dość często spotyka się nakrywanie się krawędzi czynnej
eksploatacji z krawędzią resztki pokładu, filarów lub wyrobisk (starych
zrobów) pokładów dolnego i górnego. Wykorzystując poprzednio podane roz-
ważania na rys. 23a pokazano schemat obciążeń w otoczeniu stref zawało-
wych pokładów, których krawędzie eksploatacyjne znajdują się nad sobą w
jednej linii pionowej.

Jeżeli odległość rzeczywiste pokładów m' i m'' w pionie $h_{rz} = Z_p$, to
praktycznie obie strefy zawałowe utworzą odpowiednie większe sklepienie
ciśnien, co schematycznie przedstawiono na rys. 23b. Stąd przy założe-
niu $Z_{p2} = m''$, przy czym szerokość wypadkowego sklepienia ciśnien wynie-
sie:

$$L_{sy} \approx 4,6 m'' \sqrt{\frac{R_{cs2}}{P_{z2}}} = 4,6 \cdot Z_{p2} \sqrt{\frac{R_{cs2} \cdot Z_{p2} + R_{cs1} \cdot Z_{p1}}{\frac{P_{z1} + P_{z2}}{2} (Z_{p1} + Z_{p2})}} \quad (135)$$

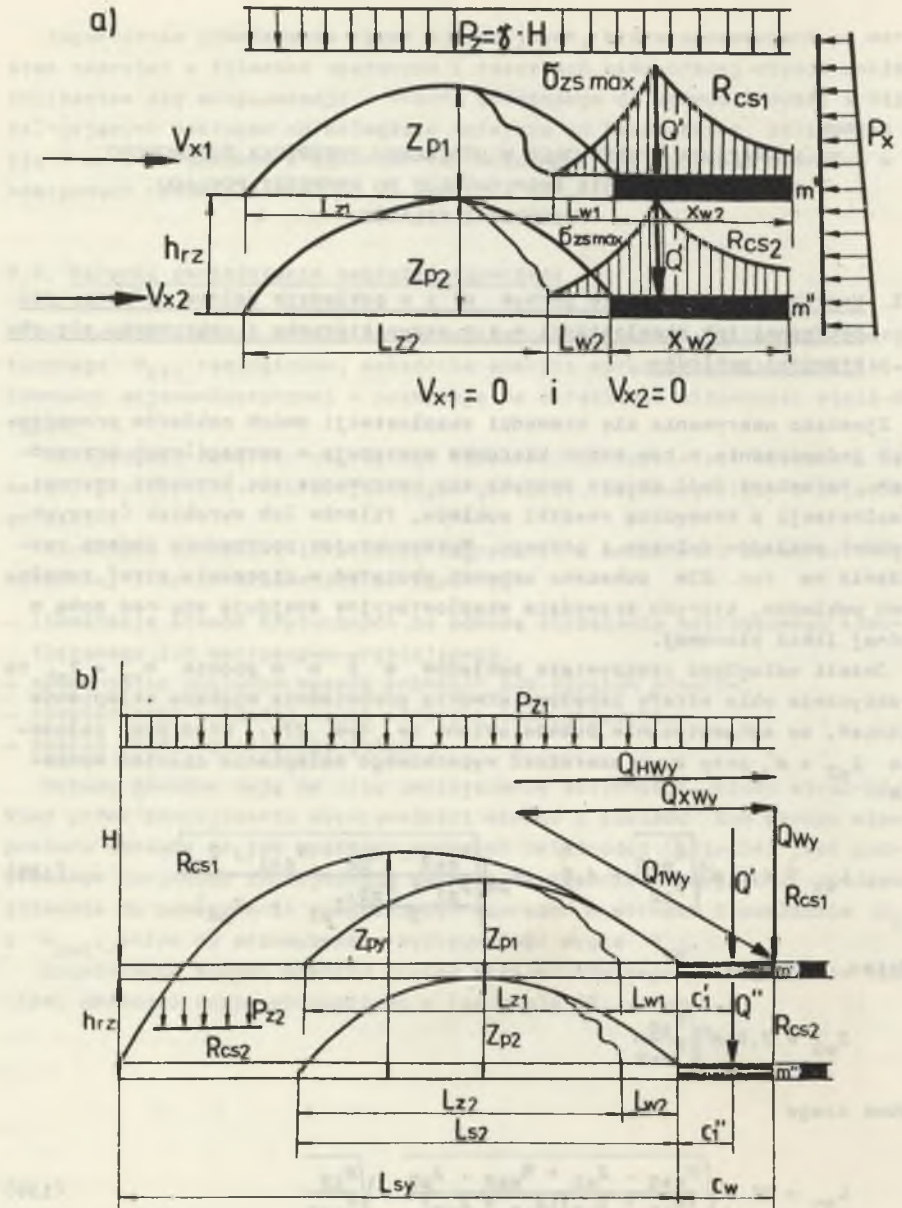
gdzie:

$$Z_{p2} = 7,8 m'' \sqrt{\frac{P_{z2}}{R_{cs2}}}$$

wobec czego

$$L_{sy} = 51 m'' \sqrt{\frac{R_{cs1} \cdot Z_{p1} + R_{cs2} \cdot Z_{p2}}{(P_{z1} + P_{z2})(Z_{p1} + Z_{p2})}} \cdot \sqrt{\frac{P_{z2}}{R_{cs2}}} \quad (136)$$

Wypadkowe obciążenie Q_{wy} działające w sklepieniu ciśnien o szerokości
 L_{sy} (rys. 23) wynosi



Rys. 23. Układ obciążeń i naprężeń przy nakrywaniu się krawędzi pokładów

$$Q_{wy} = p_{z2} \cdot \frac{L_{sy}}{2} \cdot y_1 \quad (137)$$

stąd po uwzględnieniu (136) obciążenie przed pokładem m', m'' wyniesie:

$$Q_{wy} = 25,5 m'' \cdot p_{z2} \sqrt{\frac{(R_{cs1} \cdot Z_{p1} + R_{cs2} \cdot Z_{p2}) p_{z2}}{(p_{z1} + p_{z2})(Z_{p1} + Z_{p2}) R_{cs2}}} \cdot y_1 \quad (138)$$

Obciążenie (138) wywołuje naprężenia ściskające σ'_{zs1} w pokładzie górnym i σ'_{zs2} w pokładzie dolnym oraz odpowiednio naprężenia maksymalne $\sigma'_{zs \max}$ i $\sigma'_{zs \max}$.

Zatem wykorzystując zależności na Q i x_w otrzymamy wzory na obliczenie naprężeń ściskających (rys. 23) przy eksploatacji na zwał - naprężenia w pokładzie górnym

$$\sigma'_{zs1} = \frac{Q_{wy}}{x_{w1} \cdot y_1} = \frac{25,5 m'' p_{z2} \sqrt{A}}{12,6 m \sqrt{\frac{p_{z1}}{R_{cs1}}}} \quad (139)$$

gdzie:

$$A = \frac{(R_{cs1} \cdot Z_{p1} + R_{cs2} \cdot Z_{p2}) p_{z2}}{(p_{z1} + p_{z2})(Z_{p1} + Z_{p2}) R_{cs2}} \quad (140)$$

$$\sigma'_{zs1} = 2 \frac{m''}{m} \sqrt{\frac{p_{z2} \cdot R_{cs1}}{p_{z1}}} \cdot \sqrt{A}, \quad \text{MPa} \quad (141)$$

- naprężenia w pokładzie dolnym:

$$\sigma'_{zs2} = \frac{Q_{wy}}{x_{w2} \cdot y_1} = \frac{25,5 m'' p_{z2}}{12,6 m \sqrt{\frac{p_{z2}}{R_{cs2}}}} \cdot A \quad (142)$$

$$\sigma'_{zs2} = 2 \sqrt{p_{z2} \cdot R_{cs2}} \cdot A, \quad \text{MPa} \quad (143)$$

Naprężenia maksymalne w pokładzie górnym m' wywołane obciążeniem Q_{wy} są następujące:

$$\sigma'_{zs \max} = \frac{Q_{wy}}{C_1 \cdot y_1} = \frac{25,5 m'' p_{z2} \sqrt{A}}{2,3 m \sqrt{\frac{p_{z1}}{R_{cs1}}}} \quad (144)$$

$$\sigma'_{zs \max} = 11 \cdot \frac{m''}{m'} \sqrt{\frac{p_{z2}^2 \cdot R_{cs1}}{p_{z1}} \cdot A} \quad (145)$$

Jeżeli założymy, że ciśnienie pionowe p_z dla obu pokładów na danej głębokości $p_{z1} \approx p_{z2}$ oraz średnie wartości wytrzymałości na ściskanie $R_{cs1} \approx R_{cs2}$, a także grubość pokładów $m' \approx m''$, wówczas wzór (152) przyjmie postać:

$$\sigma'_{zs \max} = 7,8 \sqrt{p_z \cdot R_{cs}}, \quad \text{MPa} \quad (146)$$

Naprężenia w pokładzie dolnym m'' przy działaniu obciążenia Q_{wy} wyniosą:

$$\sigma''_{zs \max} = \frac{Q_{wy}}{C_1'' \cdot y_1} = \frac{25,5 m'' \cdot p_{z2} \sqrt{A} \cdot y_1}{2,3 m'' \sqrt{\frac{p_{z2}}{R_{cs2}}} \cdot y_1} \quad (147)$$

$$\sigma''_{zs \max} = 11 \sqrt{p_{z2} \cdot R_{cs2} \cdot A}, \quad \text{MPa} \quad (148)$$

Uwzględniając równość naturalnych parametrów i ciśnienia dla obu pokładów zależność (148) przyjmie postać:

$$\sigma''_{zs \max} = 7,8 \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} = \sigma'_{zs \max} \quad (149)$$

Stosunek wielkości naprężeń pokładu górnego $\sigma'_{zs \max}$ do naprężeń pokładu dolnego $\sigma''_{zs \max}$ z zależności (145) i (148) określa związek:

$$\frac{\sigma'_{zs \max}}{\sigma''_{zs \max}} = \frac{11 \frac{m''}{m'} \sqrt{\frac{p_{z2}^2 \cdot R_{cs1}}{p_{z1}} \cdot A}}{11 \sqrt{p_{z2} \cdot R_{cs2} \cdot A}} \quad (150)$$

stąd:

$$\frac{\sigma'_{zs \max}}{\sigma''_{zs \max}} = \frac{m''}{m'} \sqrt{\frac{p_{z2} \cdot R_{cs1}}{p_{z1} \cdot R_{cs2}}} \quad (151)$$

Jeżeli pokład górny m' wybierany jest na podszatkę hydrauliczną, to wówczas naprężenia maksymalne

$$\sigma'_{zs \max} = \sigma''_{zs \max} \quad (152)$$

Ponieważ naprężenia w pokładzie górnym przy $h_{rz} = Z_{p2}$ mogą oddziaływać na pokład dolny m'' , wówczas korzystając z (151) możemy napisać zależność:

$$\frac{\sigma_{zs}^p \max}{\sigma_{zs}^m \max} = \frac{m''}{m'} \sqrt{\frac{p_{z2} \cdot R_{cs1}}{p_{z1} \cdot R_{cs2}}} \quad (153)$$

stąd:

$$\sigma_{zs}^m \max = \sigma_{zs}^p \max \cdot \frac{m'}{m''} \sqrt{\frac{p_{z1} \cdot R_{cs2}}{p_{z2} \cdot R_{cs1}}} \quad (154)$$

Naprężenia

$$\sigma_{zs}^p \max = 0,34 R_{cs} \left(1 - \frac{p_r}{p_z}\right) \quad (155)$$

a dla $p_r = 0$, $\sigma_{zs}^p \max = 0,34 R_{cs1}$.

Wykorzystując zatem tę zależność otrzymamy wartość naprężeń w pokładzie dolnym:

$$\begin{aligned} \sigma_{zs}^m \max &= 0,34 R_{cs1} \cdot \frac{m'}{m''} \sqrt{\frac{p_{z1} \cdot R_{cs2}}{p_{z2} \cdot R_{cs1}}} \\ \sigma_{zs}^m \max &= 0,34 \frac{m'}{m''} \cdot \sqrt{\frac{p_{z1} \cdot R_{cs1} \cdot R_{cs2}}{p_{z2}}} \quad (156) \end{aligned}$$

Uwzględniając podporność obudowy $p_r \neq 0$ w rozpatrywaniu naprężeń krawędziowych można wykorzystać zależność dla pokładu górnego:

$$\sigma_{zs}^p \max_1 = 0,34 R_{cs1} \cdot \left(1 - \frac{p'_r}{p_{z1}}\right) \quad (157)$$

Wówczas naprężenia $\sigma_{zr} \max_2$ w pokładzie m'' z uwzględnieniem podporności obudowy wyniosą:

$$\begin{aligned} \frac{0,34 R_{cy1} \cdot \left(1 - \frac{p'_r}{p_{z1}}\right)}{\sigma_{zs} \max_2} &= \frac{m''}{m'} \sqrt{\frac{p_{z2} \cdot R_{cs1}}{p_{z1} \cdot R_{cs2}}} \\ \sigma_{zr} \max_2 &= 0,34 R_{cs1} \left(1 - \frac{p'_r}{p_{z1}}\right) \cdot \frac{m'}{m''} \sqrt{\frac{p_{z1} \cdot R_{cs2}}{p_{z2} \cdot R_{cy1}}} \end{aligned}$$

$$\dot{G}_{zr \max_2}^p = 0,34 \frac{m}{m} \left(1 - \frac{P_r}{P_{z1}}\right) \frac{P_{z1} \cdot R_{cs1} \cdot R_{cs2}}{P_{z2}} \quad (158)$$

Gdy na podszatkę hydrauliczną prowadzona jest eksploatacja w obu pokładach m i m , to naprężenia krawędziowe przy założeniu $h_{rz} = Z_{p2}$ będą równe:

$$\begin{aligned} \dot{G}_{zr \max_1}^p &= 0,34 R_{cs1} \cdot \left(1 - \frac{P_r'}{P_{z1}}\right) \\ \dot{G}_{zr \max_2}^p &= 0,34 R_{cs2} \cdot \left(1 - \frac{P_r'}{P_{z2}}\right) \\ \dot{G}_{zr \max_2}^p &= \dot{G}_{zr \max_1}^p \cdot \frac{R_{cs2}}{R_{cs1}} \frac{\left(1 - \frac{P_r'}{P_{z2}}\right)}{\left(1 - \frac{P_r'}{P_{z1}}\right)} \end{aligned} \quad (159)$$

Gdy wytrzymałość ($R_{cs1} = R_{cs2}$) skał stropu obu pokładów będzie wykazywała niewielkie różnice, wtedy:

$$\dot{G}_{zr \max_2}^p = \dot{G}_{zr \max_1}^p \frac{\left(1 - \frac{P_r'}{P_{z2}}\right)}{\left(1 - \frac{P_r'}{P_{z1}}\right)} \quad (160)$$

Zależność (159) wskazuje na to, że mocne warstwy zalegające pomiędzy pokładami o wytrzymałości R_{cs2} powodują zwiększenie naprężeń krawędziowych w pokładzie dolnym m'' .

Skały o mniejszej wytrzymałości zmniejszają wartość (159) naprężeń $\dot{G}_{zr \max_2}^p$.

W przypadku, gdy oba pokłady wybierane są z podszatką hydrauliczną, to stosunek naprężeń krawędziowych określa równanie

$$h_k = \frac{0,34 R_{cs1} \left(1 - \frac{P_r'}{P_{z1}}\right)}{0,34 R_{cs1} \left(1 - \frac{P_r''}{P_{z2}}\right)} = \frac{m''}{m'} \sqrt{\frac{P_{z2} \cdot R_{cs1}}{P_{z1} \cdot R_{cs2}}}$$

Dla równej wartości naturalnych parametrów górotworu i ciśnienia

$$\dot{G}_{zs \max}'' = 0,34 \left(1 - \frac{P_r'}{P_z}\right) \frac{m'}{m''}$$

$$\sigma'_{zs \max} = 0,34 \left(1 - \frac{p''_r}{p'_z}\right) \frac{m''}{m'}$$

Stosunek naprężeń ściskających w obu pokładach wynosi:

$$k = \frac{\sigma''_{zs \max}}{\sigma'_{zs \max}} = \frac{p_z - p'_r}{p_z - p''_r} \left(\frac{m'}{m''}\right)^2 \quad (161)$$

przy założeniu że $p'_r = p''_r$

$$\sigma''_{zs \max} = \sigma'_{zs \max} \left(\frac{m'}{m''}\right)^2 \quad (162)$$

9.2. Nakrywanie się krawędzi pokładów przy ich eksploatacji prowadzonej w przeciwnym kierunku

Z rys. 24 wynika, że w przypadku zbliżenia się frontów w dwóch pokładach prowadzonych z przeciwnych kierunków obciążenie wypadkowe Q_{wy} na długości obu stref zwiększonych naprężeń x_{w1} i x_{w2} jest równe $Q_{wy} = Q' + Q''$ (rys. 24).

Długość strefy, na której działa wypadkowe obciążenie w granicznym stanie równowagi górotworu o grubości $h_{rz} = Z_{p2}$ wynosi:

$$x_{wy} = (x_{w1} - c'_1) - (x_{w2} - c''_1 + x_b)$$

Uwzględniając, że

$$x_b = \frac{h_{rz}}{\text{tgz}}$$

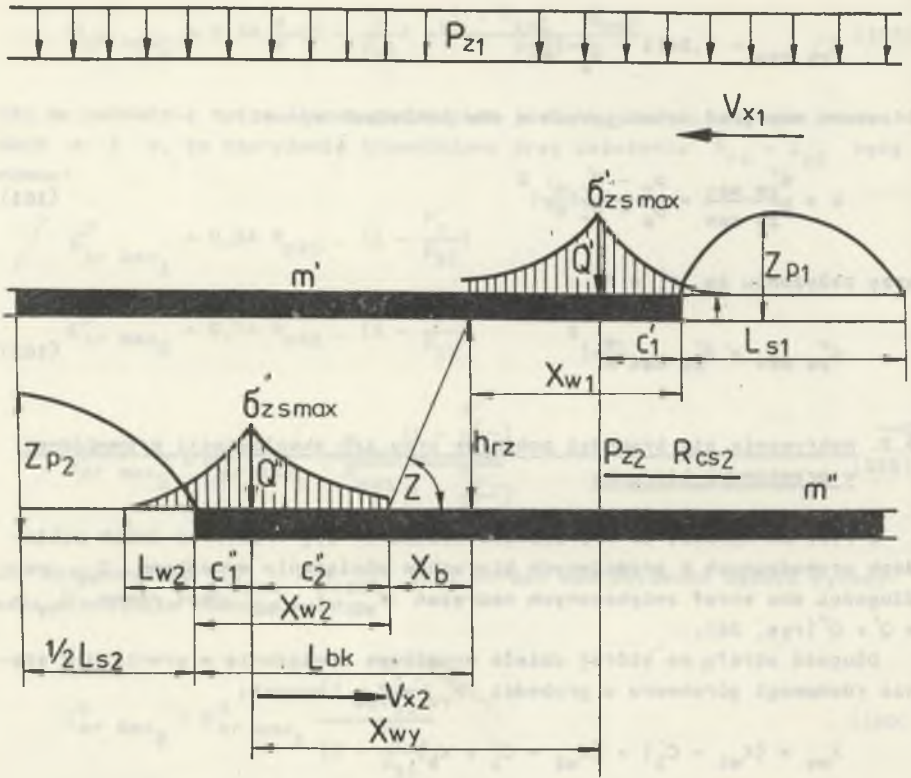
przy czym

$$\text{tgz} = \frac{1}{2} \frac{p_z}{R_{rs}}$$

$$R_{rs} \approx \frac{1}{20} R_{cs}$$

otrzymamy

$$x_b = \frac{2h_{rz} \cdot R_{rs}}{p_{z2}} = 0,1 h_{rz} \cdot \frac{R_{cs2}}{p_{z2}}$$



Rys. 24. Schemat do obliczeń minimalnej długości strefy niebezpiecznych koncentracji naprężeń przy eksploatacji pokładów wybieranych z przeciwnych kierunków

W tym stanie równowagi wystąpią naprężenia krawędziowe:

$$\delta_{zs}^k = \frac{Q_{wy}}{X_{wy} \cdot y_1} = \frac{Q' + Q''}{(X_{w1} - c_1') - (X_{w2} + c_1'') + X_b} \quad (163)$$

Po wstawieniu wartości za Q' , Q'' , X_{w1} , X_{w2} , c_1' i c_1'' otrzymamy:

$$\delta_{zs}^k = \frac{(2,1 \text{ m}'/\rho_{z1} \cdot R_{cs1} + 2,1 \text{ m}''/\rho_{z2} \cdot R_{cs2}) \cdot y_1}{(10,3 \text{ m}'\sqrt{\frac{\rho_{z2}}{R_{cs2}}} - 10,3 \text{ m}'\sqrt{\frac{\rho_{z1}}{R_{cs1}}}) \cdot y_1 + \frac{0,1 h_{rz} \cdot R_{cs2}}{\rho_{z2}}} \quad (164)$$

Jeżeli uwzględni się równość parametrów naturalnych $R_{cs1} \approx R_{cs2}$, $\rho_{z1} \approx \rho_{z2}$ i $m' \approx m''$, wówczas (164) przyjmie postać:

$$\sigma_{zs}^k = \frac{4,2 m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}}}{0,1 h_{rz} \cdot \frac{R_{cs}}{p_z}} = \frac{42 m}{h_{rz}} \cdot \sqrt{\frac{p_z^3}{R_{cs}}} \quad \text{MPa} \quad (165)$$

Przy mijaniu się frontów z przeciwnych kierunków następuje zmniejszenie $x_{wy} \rightarrow 0$, co oznacza, że wartość naprężeń przy tym może osiągnąć wielkość określoną wzorem (165).

W przypadku gdy $h_{rz} \leq Z_{p2}$, to wtedy naprężenia (165) wyniosą:

$$\sigma_{zs}^k = \frac{42 m}{Z_{p2}} \cdot \sqrt{\frac{p_z^3}{R_{cs}}} = \frac{42 m \sqrt{\frac{p_z^3}{R_{cs}}}}{7,8 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}} = 5,4 p_z$$

natomiast w granicznym stanie równowagi, gdy $x_{wy} = C_1^*$, otrzymamy wymierną wartość naprężeń przy krzyżowaniu się frontów:

$$\sigma_{zs}^k \max = \frac{2 Q''}{C_1'' \cdot y_1} = \frac{4,2 m'' \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot y_1}{2,3 m'' \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}} = 1,83 R_{cs} \quad (166)$$

Gdy pomiędzy pokładami zalega sztywna warstwa piaskowca, czyli $2 Q_1'' = 4,6 m'' \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot y_1$, wówczas ze wzoru (166) otrzymamy

$$\sigma_{zs}^k \max = 2 R_{cs} \quad (167)$$

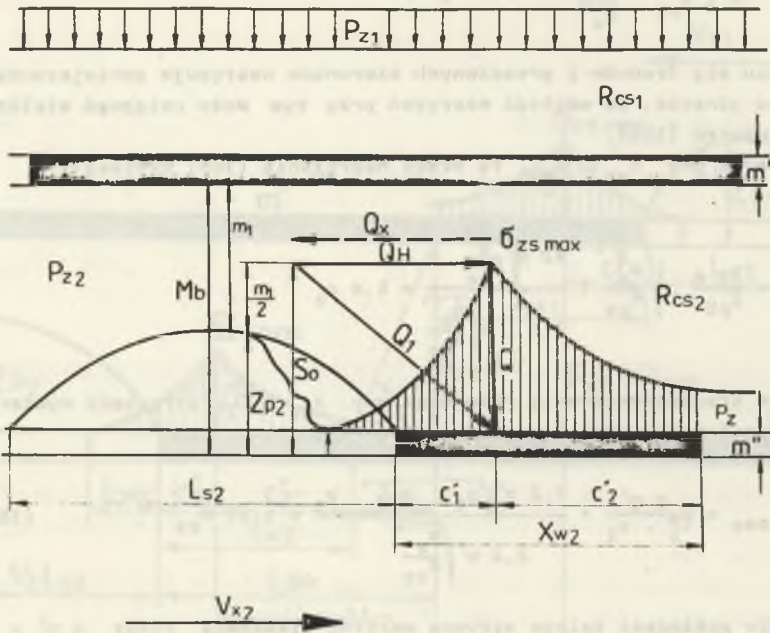
9.3. Minimalne odległości pionowe i poziome zbliżenia się frontu do krawędzi eksploatacji, resztek pokładów, filarów itp. przy eksploatacji na zwał

9.3.1. Odległość pionowa pokładu podbierającego od podbieranego

Minimalną odległość pokładu podbierającego o grubości m'' w stosunku do pokładu podbieranego o grubości m' określa wzór:

$$M_b = 16 m'' \sqrt{\frac{p_z 2}{R_{cs}}} \quad \text{m} \quad (168)$$

Odległość (168) określona została dla przeciętnych warunków geotechnicznych.



Rys. 25. Schemat do obliczeń odległości pionowej Z_z

W warunkach występowania tępów często istnieje potrzeba stosowania odprężającej eksploatacji, czyli wybierania wcześniejszego pokładu dolnego. Wtedy odległość Z_z pionowa pokładu odprężającego (rys. 25) w stosunku do pokładu odprężanego powinna być zawarta w granicach:

$$S_0 \leq Z_z \leq M_b \quad (169)$$

gdzie:

S_0 - oznacza minimalną wysokość odprężającą górotwór w wyniku eksploatacji pokładu m'' , przy której w warstwie mocnego stropu wystąpią naprężenia rozciągające σ_r w dolnej części przekroju poprzecznego warstwy.

$$S_0 \approx \frac{1}{2} m_1 + Z_p$$

Po uwzględnieniu wzorów na m_1 oraz Z_p otrzymamy:

$$S_0 = 1/2 \cdot 8,3 \text{ m}'' \sqrt{\frac{p_{z2}}{R_{cs2}}} + 7,8 \text{ m}'' \sqrt{\frac{p_{z2}}{R_{cs2}}}$$

$$S_0 = 12 \text{ m}'' \sqrt{\frac{p_{z2}}{R_{cs2}}}, \quad \text{m} \quad (170)$$

Jeżeli $S_0 < h_{rz}$, wówczas odprężenie pokładu będzie nieskuteczne, natomiast gdy $S_0 > h_{rz}$ eksploatacja odprężająca może powodować niszczące podbieranie pokładu górnego (odprężanego). Praktycznie odległość pokładów odprężającego i odprężanego m'' i m' powinna wynosić stosownie do (171) (rys. 25).

$$Z_z = \frac{12 \text{ m}'' \cdot \sqrt{\frac{p_{z2}}{R_{cs2}}} + 16 \cdot m' \cdot \sqrt{\frac{p_{z2}}{R_{cs2}}}}{2} = 14 \text{ m}'' \sqrt{\frac{p_{z2}}{R_{cs2}}} \quad (171)$$

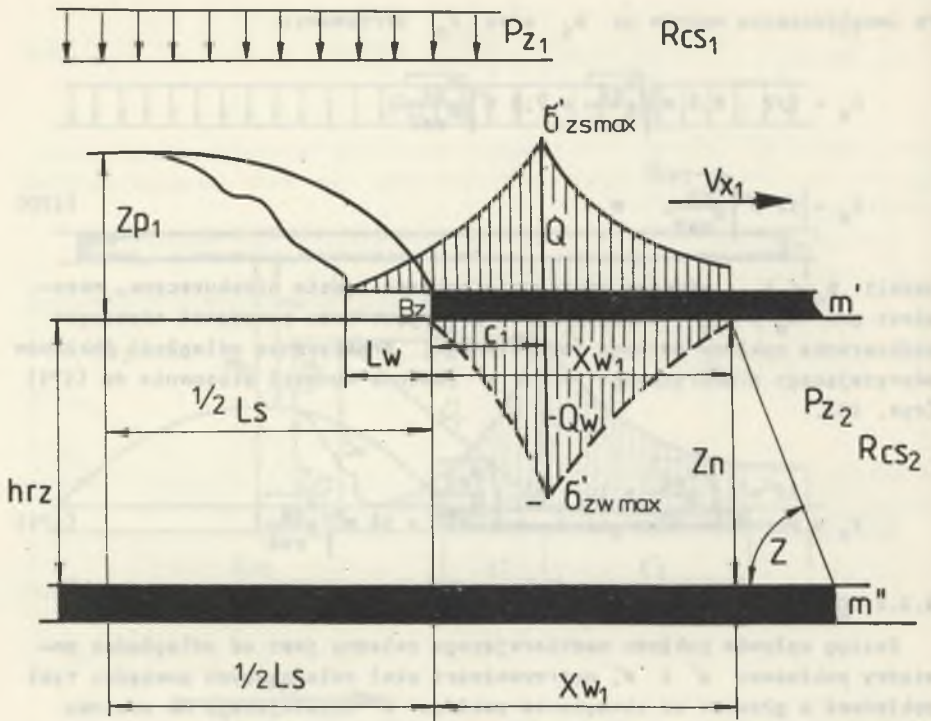
9.3.2. Odległość pionowa pokładu nadbierającego

Zasięg wpływów pokładu nadbierającego zależy jest od odległości pomiędzy pokładami m' i m'' , wytrzymałości skał zalegających pomiędzy tymi pokładami a głównie od obciążenia pokładu m' działającego na odcinku X_{m1} , tj. strefy zwiększonych naprężeń.

Naprężenia ściskające występujące w spęgu (rys. 26) pochodzą od siły Q_w i reakcji podłoża B_z (w czole ściany), która przesuwana się razem z frontem eksploatacji z szybkością V_x .

Zwiększone naprężenia w pokładzie - $\sigma_{zs \max}$ powodują zruszenie warstwy spęgowej o wytrzymałości R_{cs2} , zaś tworząca się strefa zawałowa w wyniku eksploatacji pokładu m' osłabia górotwór wyżej zalegający spowalniając działanie pierwotnych ciśnień w jej otoczeniu a tym samym zmniejszając sztywność górotworu w obrębie obu pokładów. Fakt ten posiada duże znaczenie przy eksploatacji odprężającej pokładu tąpniętego m' przez pokład niżej zalegający. Odprężenie przez pokład nadbierający będzie skuteczne, gdy w warstwie m_1 zalegającej nad zawałem Z_{p2} (nad pokładem nadbieranym-tąpniętym) pokładu tąpniętego będą występować naprężenia rozciągające σ_r . Wówczas grubość tej warstwy w myśl wzoru (26) dla warunku $h_{rz} < z_n$ (rys. 26) wyniesie:

$$m_{1r} = 1/2 m_1 = 4,05 \text{ m}'' \sqrt{\frac{p_{z1}}{R_{cs2}}}, \quad \text{m} \quad (172)$$



Rys. 26. Schemat obciążeń i wymiary wyrobiska zawałowego w przypadku nadbierania dolnego pokładu przez pokład górny

Przy tym założeniu (172) odległość pionowa pokładu nadbierającego (zasięg pionowy nadbierania odprężającego) przy uwzględnieniu (26) i (44) przyjmie postać:

$$Z_n = m_{1r} + Z_{p2} = 4,05 \sqrt{\frac{P_{z1}}{R_{cs2}}} + 7,8 \sqrt{\frac{P_{z1}}{R_{cs2}}}$$

$$Z_n = 12 \sqrt{\frac{P_{z1}}{R_{cs2}}}, \quad \text{m} \quad (173)$$

Jak wynika ze wzoru (173) odległość nadbierająca Z_n osiąga mniejsze wartości od M_b , Z_z i jest równa S_0 z uwagi na to, że $P_{z1} < P_{z2}$. Stopień odprężania pokładów. Uwzględniając omówione poprzednio dwa przypadki odprężenia pokładu (podbieranie-rys. 25 i nadbieranie-rys. 26) można określić stopień odprężenia pokładu. Jeżeli spełniony jest warunek, że $h_{rz} < Z_z$, to stopień odprężenia pokładu górnego m' przez pokład dolny m'' stanowi stosunek zasięgu Z_z odprężenia

górotworu przez pokład m'' do szerokości strefy odprężonej L_{s2} . Wobec tego stopień odprężenia przez podbieranie S_p wynosi:

$$S_p = \frac{Z}{L_{s2}} = \frac{14 m' \sqrt{\frac{P_{z2}}{R_{cs2}}}}{4,6 m'' \sqrt{\frac{6R_{cw2}}{P_{z2}}}}$$

$$S_p = \frac{1,4 P_{z2}}{\sqrt{R_{cs2} \cdot R_{cw2}}} \quad (174)$$

Stopień odprężenia S_n górotworu przez pokład nadbierający m' jest to stosunek zasięgu Z_n (przy warunku $h_{rz} < Z_n$) do szerokości strefy odprężonej L_{s2} , który utworzy eksploatacja pokładu m'' po wcześniejszym wybraniu części pokładu m' . Stopień S_n odprężenia górotworu przy nadbieraniu określa zależność:

$$S_n = \frac{Z_n}{L_{s2}} = \frac{12 m' \sqrt{\frac{P_{z1}}{R_{cs2}}}}{4,6 m'' \sqrt{\frac{6R_{cw2}}{P_{z2}}}}$$

$$S_n = \frac{m'}{m''} \sqrt{\frac{P_{z1} \cdot P_{z2}}{R_{cs2} \cdot R_{cw2}}} \quad (175)$$

Eksploatacja pokładu m' odprężająca pokład tępiący m'' , jak wynika ze wzoru (174) oraz z danych zawartych w tabeli 12, jest tym skuteczniejsza im stopień S_p osiąga wartości zbliżone do 1,4, czyli $S_p \geq 1,4$.

Przy nadbieraniu pokładów stopień odprężenia S_n zależy od grubości obu pokładów a w związku z tym jak wynika z tabeli 12, $S_n > 1$.

Tabela 12

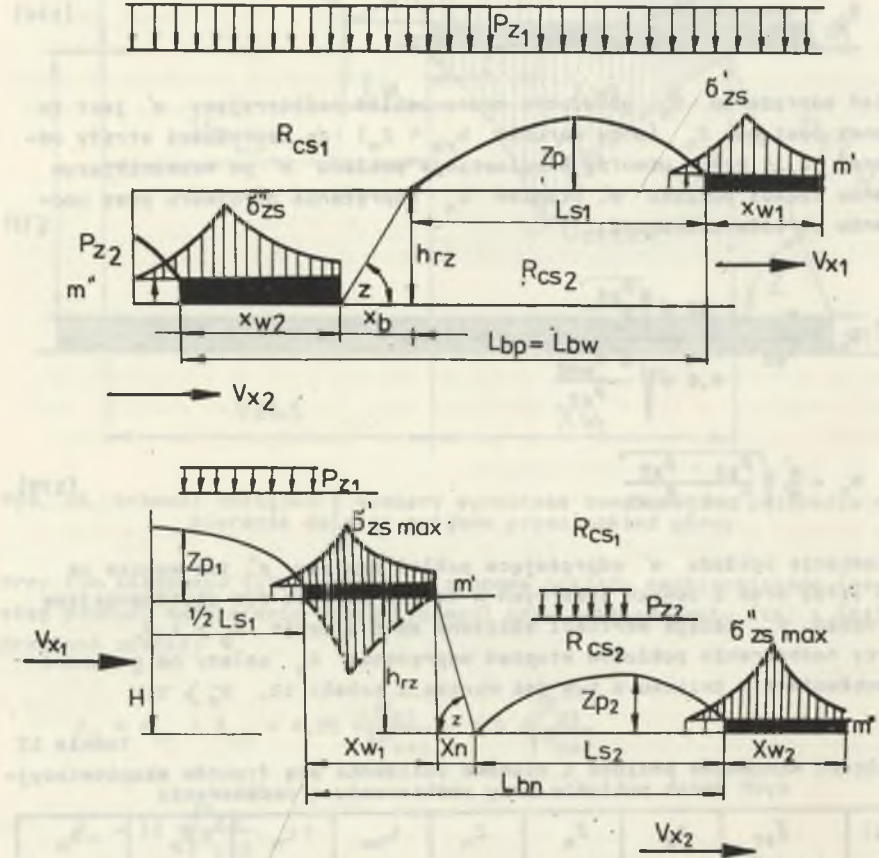
Odległości minimalne poziome i pionowe zbliżenia się frontów eksploatacyjnych dwóch pokładów przy podbieraniu i nadbieraniu

H (m)	γ_{sr} (kN/m ³)	P_z (MPa)	Z_z (m)	Z_n (m)	L_{bw} (m)	L_n (m)	S_p	S_n
200	22	4,4	11,0	4,0	48,0	75,4	0,12	0,4
400	23	9,2	15,5	5,8	38,0	56,0	0,25	0,9
600	24	14,4	19,0	7,3	33,0	47,2	0,40	1,4
800	25	20,0	22,5	8,5	32,0	42,8	0,57	1,9
1000	26	26,0	26,0	9,7	31,0	39,4	0,70	2,5

9.3.3. Minimalna odległość pozioma frontów w dwóch pokładach eksploatawanych na zawał w tym samym kierunku

Minimalną odległość poziomą zbliżenia się frontów w dwóch pokładach wybieranych w tym samym kierunku (rys. 27), przy zachowaniu warunku $h_{rz} \leq M_b$, określa zależność:

$$L_{bp} = x_{w2} + x_b + L_{s1} \quad (176)$$



Rys. 27. Schemat do obliczeń odległości poziomych i pionowych przy eksploatacji pokładów w tym samym kierunku przy wyprzedzającej eksploatacji pokładu

a - górnego m', b - dolnego m''

Odległość x_b dla $h_{rz} = M_b$ przy uwzględnieniu kąta zasięgu eksploatacji zawałowej w górotworze naruszonym tgz wynosi:

$$\frac{M_b}{X_b} = \operatorname{tg} z$$

Stąd po wstawieniu wartości $\operatorname{tg} z = 10 \frac{p_z}{R_{cs}}$ otrzymamy:

$$X_b = \frac{M_b}{\operatorname{tg} z} = \frac{16 \text{ m}'' \sqrt{\frac{p_{z2}}{R_{cs2}}}}{10 \frac{p_{z2}}{R_{cs2}}} = 1,6 \text{ m}'' \sqrt{\frac{R_{cs2}}{p_{z2}}} \quad (177)$$

Wstawiając zależność (177) do wzoru (176) otrzymamy dopuszczalną odległość poziomą zbliżenia się frontów w dwóch pokładach w przeciętnych warunkach geotechnicznych, względnie frontu w pokładzie dolnym m'' do resztek lub filarów względnie uskoków itp.

$$L_{bp} = 12,6 \text{ m}'' \sqrt{\frac{p_{z2}}{R_{cs2}}} + 1,6 \text{ m}'' \sqrt{\frac{R_{cs2}}{p_{z2}}} + 4,6 \text{ m}' \sqrt{\frac{R_{cs1}}{p_{z1}}} \quad (178)$$

Wzór (178) w uzależnieniu od wytrzymałości węgla w pokładzie m'' równej R_{cw2} przyjmie postać:

$$L_{bw} = 5,1 \text{ m}'' \sqrt{\frac{p_{z2}}{R_{cw2}}} + \frac{0,7 \text{ m}'' \cdot R_{cs2}}{\sqrt{p_{z2} \cdot R_{cw2}}} + 4,6 \text{ m}' \sqrt{\frac{R_{cs1}}{p_{z1}}} \quad (179)$$

9.3.4. Bezpieczna odległość pozioma frontów dwóch pokładów zbliżających się z przeciwnych kierunków

Na rys. 24 pokazano odległość poziomą frontów w dwóch pokładach oddzielonych warstwą skał karbońskich o grubości $h_{rz} \leq M_b$, których eksploatacja przebiega z przeciwnych kierunków.

Wtedy minimalna odległość pozioma L_{bk} zbliżenia się frontów wynosi:

$$L_{bk} = X_{w2} + X_b \quad \text{a po uwzględnieniu (177)}$$

$$L_{bk} = 12,6 \text{ m}'' \sqrt{\frac{p_{z2}}{R_{cs2}}} + 1,6 \text{ m}'' \sqrt{\frac{R_{cs2}}{p_{z2}}} \quad (180)$$

Zachowanie odległości określonej wzorem (180) przy zbliżeniu się eksploatacji dwóch pokładów z przeciwnych kierunków umożliwi uniknięcie krzyżowania się frontów i wzrostu naprężeń

$$\delta_{zr}^t \max = R_{cs} \left(1 - \frac{2p_z}{p_z}\right), \quad \text{MPa}$$

prowadzących do powstawania silnych tępań i gwałtownych zawałów. Przy ewentualnej eksploatacji w tej strefie należy prowadzić ją przestrzegając warunki odnośnie właściwej podporności obudowy, prędkości postępu frontu wybierania.

9.3.5. Minimalna bezpieczna odległość pozioma pokładu nadbieranego w stosunku do resztek pokładów filarów pozostawionych w pokładzie dolnym

Na rys. 27b pokazano rozkład naprężeń i główne wymiary stref zawałowych pokładów nadbierającego w stosunku do pokładu dolnego, którego eksploatacja nastąpi z opóźnieniem.

W praktyce górniczej spotyka się przy nadbieraniu 3 przypadki:

- 1° - gdy odległość rzeczywista pomiędzy pokładami $h_{rz} > M_b$, wtedy wpływ pokładu m' wcześniej eksploatowanego od pokładu dolnego m'' (co jest normalnym porządkiem eksploatacji z góry na dół) jest minimalny i nadbieranie nie ma znaczenia praktycznego;
- 2° - gdy odległość rzeczywista pomiędzy pokładami $h_{rz} \leq Z_n$, wtedy następuje nadbieranie pokładu m'' przez pokład górny m' i ewentualne odprężenie górotworu w jego otoczeniu;
- 3° - gdy pokład nadbierający m' przechodzi swym frontem nad starymi zrobami (wcześniejszą eksploatacją pokładu dolnego, resztkami, filarami przy warunku $h_{rz} \leq Z_n$.

Odległość pozioma L_{bn} dla przypadku 2° i 3° umożliwiająca niedopuszczenie do wzrostu deformacyjnych naprężeń (rys. 27) wynosi:

$$L_{bn} = X_{w1} + X_n + L_{s2} \quad (181)$$

gdzie:

X_n - minimalna odległość wpływu eksploatacji pokładu górnego na dolny dla rozpatrywanych przypadków 2° i 3°.

$$X_n = Z_n \cdot \operatorname{tg} z = 1,2 \text{ m} \sqrt{\frac{R \cos^2 z}{p_{z1}}} \quad (182)$$

Z - kąt wpływu zasięgu pokładu górnego na dolny.

Przyjmując podane oznaczenia (182) odległość L_{bn} jest następująca:

$$L_{bn} = 12,6 \text{ m} \sqrt{\frac{p_{z1}}{R \cos^2 z}} + 1,2 \text{ m} \sqrt{\frac{R \cos^2 z}{p_{z1}}} + 4,6 \text{ m} \sqrt{\frac{R \cos^2 z}{p_{z2}}} \quad (183)$$

Wprowadzając do (178), (179) i (183) równe wartości parametrów górotworu, wówczas zależności te przyjmą ogólną postać:

$$L_{bp} = 12,6 \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} + 6,2 \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}, \quad m \quad (184)$$

$$L_{bk} = 12,6 \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} + 1,6 \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}, \quad m \quad (185)$$

$$L_{bn} = 12,6 \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} + 5,8 \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}, \quad m \quad (186)$$

W tabeli 12 zestawiono wyniki obliczeń za pomocą wzorów (171) Z_z , Z_n (173), L_{bp} (179), L_{bn} (183), S_p (174) i S_n (175) dla następujących parametrów:

$$\begin{aligned} R_{cs1} &= 40 \text{ MPa} & R_{cs2} &= 90 \text{ MPa}, & m' &= 1,5 \text{ m} \\ m'' &= 3,0 \text{ m} & R_{cw1} &= 20 \text{ MPa}, & R_{cw2} &= 30 \text{ MPa} \\ p_{z1} &= p_{z2} = p_z. \end{aligned}$$

Jak wynika z danych liczbowych zawartych w tabeli 12 odległości pionowego Z_z i Z_n ulegają wzrostowi wraz z głębokością i rosnącym ciśnieniem górotworu. Odległości poziome L_{bw} i L_{bn} wykazują trend malejący wraz ze wzrostem głębokości i ciśnienia przy założonych parametrach górotworu i mieszczą się w granicach 30÷75 m stosowanych w praktyce górniczej.

Stopień odprężający pokładu podbierającego S_p rośnie wraz z głębokością i jego wartość zbliża się do wartości 1. Stopień odprężający pokładu nadbierającego S_n wykazuje skuteczność odprężenia dla pokładów od głębokości 600 m.

10. NAPRĘŻENIA W RESZTKACH POKŁADÓW I FILARACH

Na rys. 28a pokazano układ obciążeń działających w resztkach pokładu (filar) o szerokości $2x_w$ i długości y_1 z zatrzymaną eksploatacją zawałową po obu jego stronach.

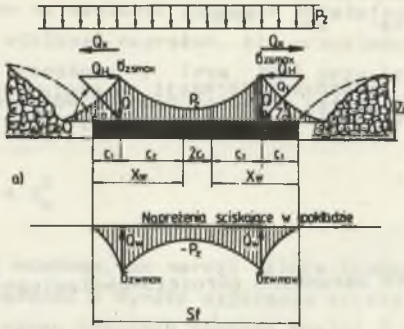
Pozostawione resztki pokładu lub filary często są powodem tępań. Interesujące wyniki dla praktyki górniczej uzyskano z obserwacji zachowania się filarów, które w zależności od stosunku wysokości h do szerokości b wykazały tępania. Prowadzone w tym zakresie obserwacje w ZSRR dowodzą, że najczęstsze tępania występowały w filarach o wymiarach i stosunku $h:b$ zawartym w granicach $0,06 < h/b < 0,15$.

Ponad 50% przypadków tępań notowano przy stosunku $h:b = 0,1$. Wyniki te potwierdzone zostały badaniami laboratoryjnymi prowadzonymi również w Polsce. Filary wąskie dla których $h/b = 1$ rozpadały się bez wyraźnych efektów. Filary o większej szerokości ($h:b = 0,1$), w których występuje tzw. "Jądro", rozpadły się pod wpływem zwiększonego ciśnienia z silnym efektem dynamicznym. Analogiczne obserwacje prowadzone w kopalniach w Stanach Zjednoczonych wykazały [31] zależność pomiędzy szerokością filaru tępącego, naprężeniami granicznymi i wytrzymałością pokładu. Najlichnijszą ilość tępań stwierdzono w tamtych warunkach przy naprężeniu wynoszącym ponad 20,0 MPa, w filarach o szerokości 11 do 17 m. Według tych obserwacji tępania występują wówczas, gdy naprężenie w filarze osiąga wartość równą wytrzymałości węgla oraz gdy sztywność górotworu otaczającego filar jest większa od sztywności filaru. Zapobieganie tępaniom może polegać na zmniejszeniu naprężeń w filarze albo na zmniejszeniu jego sztywności, tak aby była mniejsza od sztywności układu obciążającego. Z rys. 28a wynika, że na pozostawiony filar oporowy lub resztkę pokładu może działać obciążenie pochodzące od dwóch stref zawałowych lub wielostronnej strefy zawałowej w przypadku pozostawienia filaru owalnego, kwadratowego lub o ograniczonej powierzchni (rys. 28b).

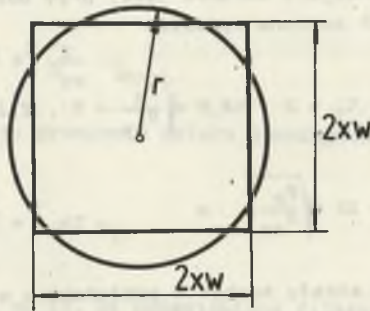
W przypadku, gdy szerokość filara jest równa szerokości strefy zwiększonych ciśnień x_w , wówczas średnia wartość naprężeń ściskających po uwzględnieniu (21), (33), (58) wynosi:

$$\sigma_{zwf} = \frac{2Q}{x_w \cdot y_1}, \quad \text{MPa} \quad (187)$$

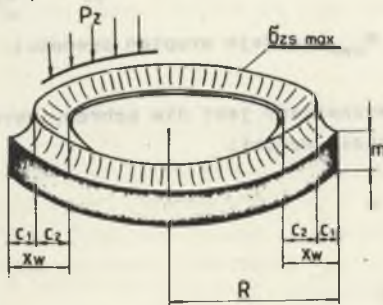
$$\sigma_{zwf} = \frac{2 \cdot 2,1 \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot y_1}{12,6 \sqrt{\frac{p_z}{b R_{cw}} \cdot y_1}}$$



b)



c)



Rys. 26. Układ obciążeń i naprężeń w resztkach pokładów, filarów itp.
 a - resztkę pokładu, filar o kształcie wydłużonego prostokąta, b - resztkę pokładu, filar o kształcie owalnym, c - ilustracja koncentracji naprężeń maksymalnych

$$\sigma_{z wf} = 0,82 \cdot \sqrt{R_{cs} \cdot R_{cw}}, \text{ MPa} \quad (188)$$

Filar o szerokości X_w ulegnie deformacji ze względu na to, że naprężenia (188) przy $R_{cs} = 6 R_{cw}$ (21) przekraczają wytrzymałość węgla na ściskanie i są równe

$$\sigma_{z wf} = 2 R_{cw} \quad (189)$$

Filar nie ulega w danych warunkach górnictwo-geologicznych rozgnieceniu, gdy naprężenia

$$\sigma_{z wf} < R_{cw} \quad (190)$$

Szerokość filara spełniająca warunek (190) przy pozostawionych z obu stron stref zawałowych powinna wynosić:

$$S_f = 2 \cdot X_w + 2 C_1 = 2 \cdot 12,6 \text{ m} \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} + 2 \cdot 2,3 \text{ m} \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}$$

$$S_f = 30 \text{ m} \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} = 12 \text{ m} \sqrt{\frac{p_z}{R_{cw}}}, \text{ m} \quad (191)$$

Wzór (191) uwzględnia strefy spękań w pokładzie o szerokości C_1 . Naprężenia ściskające w filarze o szerokości S_f wynoszą:

$$\sigma_{z wf}^s = \frac{20}{S_f \cdot \gamma_1} = 0,35 \sqrt{R_{cs} \cdot R_{cw}}, \text{ Mpa} \quad (192)$$

$$\sigma_{z wf}^s = 0,86 R_{cw} < R_{cw}, \text{ co daje stopień pewności } n = 1,53.$$

W przypadku, gdy filar wyznaczany jest dla ochrony wyrobiska o szerokości b , to wówczas jego szerokość wynosi:

$$S_{f1} = 2 S_f + b, \text{ m}$$

$$S_{f1} = 24 \text{ m} \sqrt{\frac{p_z}{R_{cw}}} + b \quad (193)$$

Szerokość filara dla dwóch wyrobisk równoległych:

$$S_{f2} = 36 \text{ m} \sqrt{\frac{p_z}{R_{cw}}} + 2b, \text{ m} \quad (194)$$

Kształt filara wpływa na wielkość obciążeń działających na jego powierzchni a tym samym na wielkość naprężeń. Dla przykładu rozpatrzono filar o kształcie kołowym i promieniu r (rys. 28b), przy którym powierzchnia $F_0 = \pi \cdot r^2$ równa się powierzchni filara o kształcie kwadratu o boku $2 x_w$, czyli

$$F_0 = \pi \cdot r^2 = 4 x_w^2 \quad (195)$$

Z praktyki górniczej wiadomo, że naroże filara kwadratowego (prostokątnego) ulegają rozgnieceniu w wyniku działania strefy spękań i filar taki po dłuższym okresie czasu przyjmie kształt owalny (rys. 28b i c). Wtedy powierzchnia filara będzie pomniejszona o wartość:

$$\Delta F = 4 x_w^2 - (x_w - c_1)^2 \cdot \pi$$
$$\Delta F = 0,86 x_w^2 + 163 \text{ m}^2 \frac{p_z}{R_{cs}} \quad (196)$$

Naprężenia ściskające przy promieniu filara pomniejszonym do x_w wynoszą:

$$\sigma_{ztk} = \frac{p_z \cdot \pi \cdot x_w^2}{4 x_w^2 - \Delta F} = 1,47 p_z \quad (197)$$

Zależność (197) wskazuje na to, że pozostawione filary o kształcie owalnym (kołowym) i o promieniu minimalnym $2 x_w$ zapewniają naprężenia:

$$\sigma_{zf} = \frac{4 Q \cdot \pi \cdot x_w}{4 \cdot \pi \cdot x_w^2} = R_{cw} \quad (198)$$

11. NAPRĘŻENIA PRZED CZOLEM ŚCIANY W POKŁADACH NACHYLONYCH ($\alpha > 10^\circ$)

Kąt nachylenia pokładów jest jednym z czynników zmieniających wielkości naprężeń w układzie strop-pokład, w szczególności ważnym przy kierowaniu stropem pokładów tąpjących. Celem określenia naprężeń w rejonie krawędzi rozpatrzono dwa przypadki eksploatacji: po wzniosie i po upadzie. Eksploatacja pokładów po rozciągłości zawiera oba przypadki w zależności od sposobu rozcięcia i wybierania pokładów.

11.1. Eksploatacja po wzniosie pokładu

Podczas eksploatacji po wzniosie pokładu (rys. 29a) następuje zmniejszenie wielkości obciążenia Q , a tym samym zmniejszenie strefy X_w o wartość $\cos\alpha$, czyli:

$$X_{wn} = X_w \cdot \cos \alpha < X_w \quad (199)$$

Następuje również wydłużenie wepornika skalnego:

$$L_{wn} = \frac{L_w}{\cos \alpha} > L_w \quad (200)$$

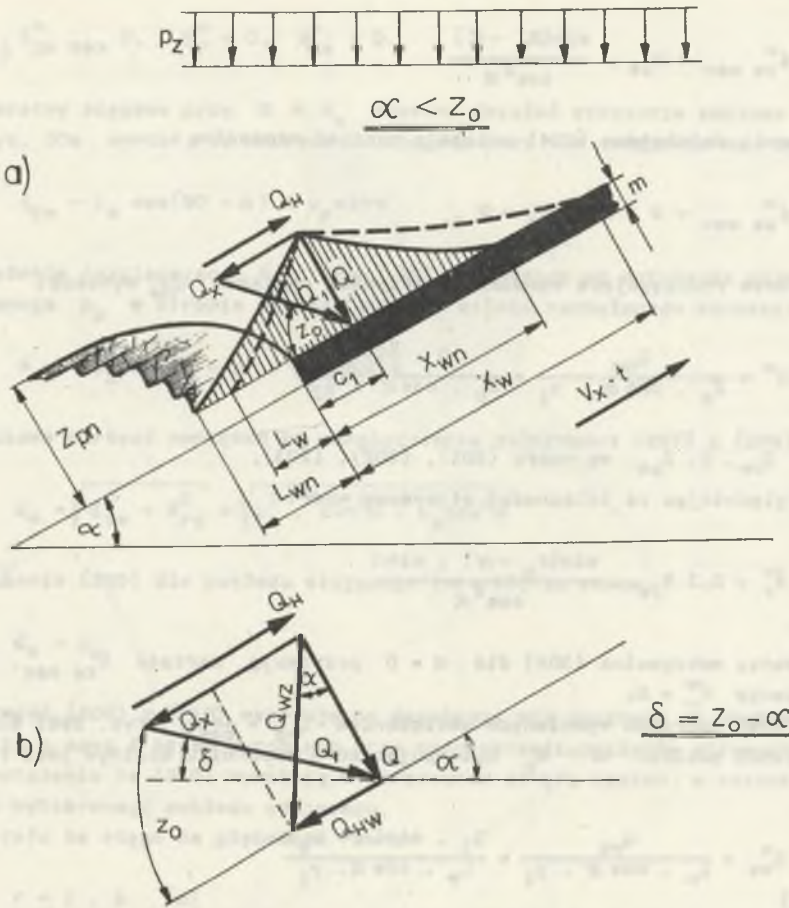
Praktyka górnicza potwierdza, że zasięg zawału przy eksploatacji pokładów stromych ulega zmniejszeniu z rosnącym nachyleniem pokładu:

$$Z_{pn} = Z_p \cdot \cos \alpha < Z_p \quad (201)$$

Zmiany te wywołane są przez zmianę kierunku działania obciążenia na pokład przed czołem ściany i w jego otoczeniu. Pojawiające się obciążenia rozciągające σ_r w warstwie stropowej wywołane są działaniem Q_{Hw} na czynnym przekroju $Z_{pn} \cdot y_1$ (rys. 29b). Wartość obciążenia Q_{Hw} , jak wynika z rys. 29b, jest następująca:

$$Q_{Hw} = Q \cdot \operatorname{tg} \alpha \quad (202)$$

Obciążenie główne ulega zmniejszeniu i jak widać z rys. 29b jego wielkość wynosi:



Rys. 29. Wymiary strefy zawałowej i obciążenia przy eksploatacji po wzniesie pokładu nachylonego

a) wymiary stref, b) układ obciążeń

$$Q = Q_1 \cdot \sin(z_0 - \alpha) \quad (203)$$

Napężenia maksymalne ściskające przed czołem ściany ($\alpha > z_0$) wynoszą:

$$\sigma_{zs \max}^w = \frac{0}{c_1 \cdot \cos \alpha \cdot \gamma_1} = \frac{Q_1 \cdot \sin(z_0 - \alpha)}{c_1 \cdot \cos \alpha \cdot \gamma_1}$$

po uwzględnieniu zależności za Q_1, C_1 otrzymamy

$$\sigma_{zs \max}^w = R_{cs} \cdot \frac{\sin(z_0 - \alpha)}{\cos^2 \alpha} \quad (204)$$

Naprężenia ściskające (204) osiągają wartość minimalną

$$\sigma_{zs \max}^w = 0 \quad \text{dla} \quad z_0 = \alpha \quad .$$

Naprężenia rozciągające wywołane działaniem obciążeń Q_{Hw} wynoszą:

$$\sigma_r^w = \frac{Q_{Hw}}{z_p \cdot \cos \alpha \cdot \gamma_1} = \frac{Q \cdot \frac{\sin \alpha}{\cos \alpha}}{z_p \cdot \cos \alpha \cdot \gamma_1}$$

gdzie Q_{Hw}, Q, z_{pn} wg wzoru (201), (202), (203).

Uwzględniając te zależności otrzymamy wzór:

$$\sigma_r^w = 0,3 R_{cs} \cdot \frac{\sin(z_0 - \alpha) \cdot \sin \alpha}{\cos^2 \alpha} \quad (205)$$

Naprężenia maksymalne (204) dla $\alpha = 0$ przyjmują wartość $\sigma_{zs \max}^w$, zaś naprężenia $\sigma_r^w = 0$.

Wartość naprężeń wywołanych obciążeniem $Q_{wz} = \frac{Q}{\cos \alpha}$ (rys. 29b) dla nachylenia pokładu $\alpha > z_0$ występujących w wsporniku skalnym jest równa:

$$\sigma_{zs}^s = \frac{Q_{wz}}{L_w \cdot \cos \alpha \cdot \gamma_1} = \frac{Q_1 \cdot \sin(\alpha - z_0)}{L_w \cdot \cos \alpha \cdot \gamma_1}$$

a po przekształceniu przyjmie postać:

$$\sigma_{zs}^s = 1,5 p_z \cdot \frac{\sin(\alpha - z_0)}{\cos \alpha} \quad (206)$$

Jak wynika z zależności (204) naprężenia przed czołem ściany $\sigma_{zs \max}^w$ ulegają zmniejszeniu a ich działanie przesuną się przed krawędź pokładu w kierunku wspornika przedniego. Obciążenie Q_{wz} wywołuje w wsporniku naprężenie o wartości określonej wzorem (206).

Przy eksploatacji pokładów stromych i stojących, dla których $\alpha > z_0$ (rys. 30) pojawia się strefa odprężenia i zawałowa od strony płaszczyzny spągu pokładu. Pojawienie tej strefy odprężonej zaczyna się przy nachyleniu pokładu $\alpha = z_0$. Wówczas naprężenia (204), (205), (206) osiągają wartości równe 0.

Czyli

$$\sigma_{zs}^w \max 0, \quad \sigma_r^w = 0, \quad \sigma_{zs}^s = 0.$$

Na warstwy spągowe przy $\alpha \geq z_0$ zaczyna działać ciśnienie poziome p_x .
Z rys. 30a wynika, że naprężenia spągowe przy tym założeniu są równe:

$$\sigma_{cs} = p_x \cos(90 - \alpha) = p_x \sin \alpha \quad (207)$$

Naprężenia rozciągające σ_{ro} (rys. 30) pochodzące od działania ciśnienia pionowego p_z w stropie i spęgu pokładu silnie nachylonego wynoszą:

$$\sigma_{ro} = p_z \sin(90 - \alpha) = p_z \cos \alpha \quad (208)$$

Wypadkowa wartość naprężeń po uwzględnieniu zależności (207) i (209) jest:

$$\sigma_w = \sqrt{\sigma_{cs}^2 + \sigma_{ro}^2} = \sqrt{p_x^2 \cdot \sin^2 \alpha + p_z^2 \cos^2 \alpha} \quad (209)$$

Naprężenia (209) dla pokładu stojącego ($\alpha = 90$) są równe:

$$\sigma_w = p_x \quad (210)$$

Zależność (209) i (210) wskazuje na działanie sił bocznych na obudowę wspartą o spąg i strop wyrobiska przy eksploatacji pokładów stromych.

Naprężenia te (210) wywołują w górotworze strefę spękań, w stropie i spęgu wybieranego pokładu stojącego.

Strefa ta sięga na głębokość równą:

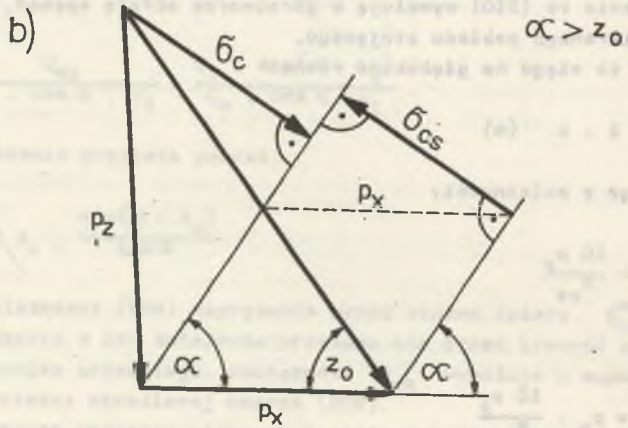
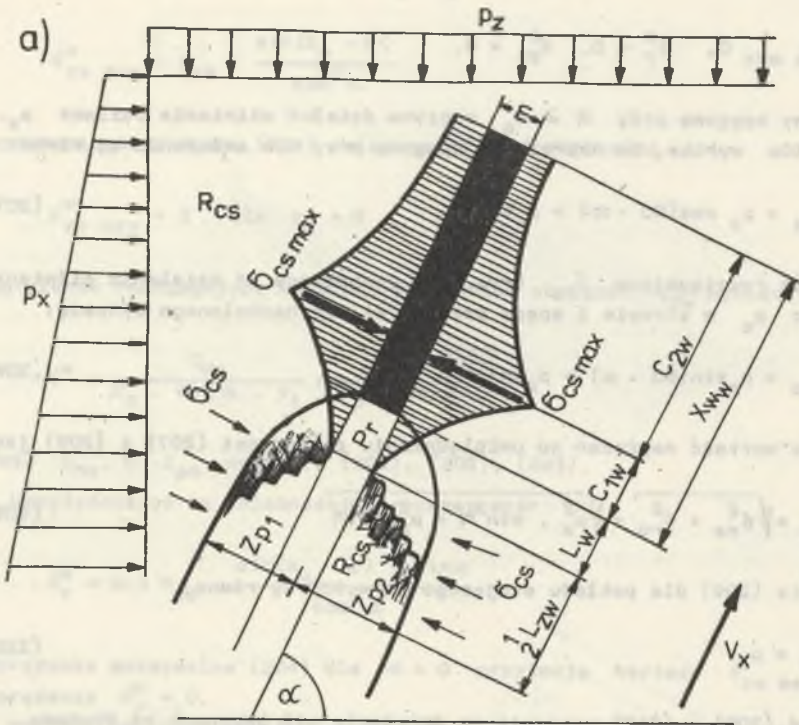
$$r = 2 \cdot m \quad (m) \quad (210a)$$

Korzystając z zależności:

$$\frac{p_z}{p_x} = \frac{10 \cdot p_z}{R_{cs}}$$

czyli

$$p_z = p_x \cdot \frac{10 \cdot p_z}{R_{cs}} \quad (211)$$



Rys. 30. Układ obciążeń i naprężeń pokładu stojącego
 a) wymiary stref, b) układ obciążeń

można równanie (211) przekształcić następująco:

$$\sigma_w = p_x \sqrt{\sin^2 \alpha + \frac{100 p_z^2}{R_{cs}^2} \cdot \cos^2 \alpha} \quad (212)$$

Wzór (212) określa wypadkową wartość naprężeń działających na warstwy spągowe i stropowe pokładów o nachyleniu:

$$z_0 \leq \alpha \leq 90^\circ \quad (213)$$

Uwzględniając, że

$$\frac{p_z}{p_x} = \operatorname{tg} z = \frac{\sin z}{\cos z}$$

równanie (209) dla nachylenia pokładu $\alpha = z$ przyjmie postać:

$$\sigma_w^z = p_x \sqrt{\sin^2 z + \frac{\sin^2 z}{\cos^2 z} \cdot \cos^2 z} \quad (214)$$

$$\sigma_w^z = p_x \sqrt{2} \cdot \sin z \quad (215)$$

$$\sigma_w^z = 0,141 R_{cs} \cdot \sin z \quad (216)$$

gdzie:

$$z = \operatorname{arctg} \frac{10 P_z}{R_{cs}} \quad (217)$$

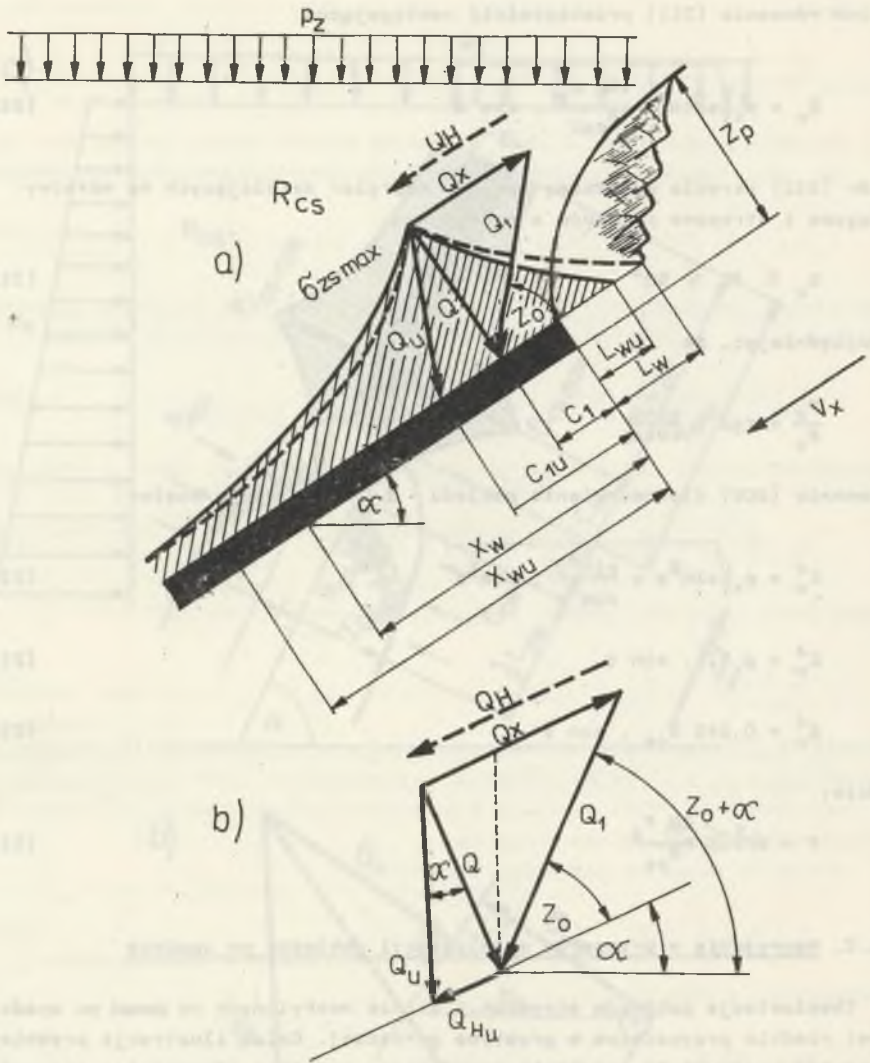
11.2. Naprężenia w przypadku eksploatacji pokładów po upadzie

Eksploatacja pokładów stromych i silnie nachylonych na zawał po upadzie jest rzadkim przypadkiem w praktyce górniczej. Celem ilustracji przebiegu naprężeń w otoczeniu wyrobiska zawałowego, omówiono również ten przypadek eksploatacji z układem obciążeń pokazanych na rys. 31a i b. Z rys. 31a wynika, że szerokość strefy zwiększonych naprężeń x_w i C_1 ulegają wydłużeniu do wartości:

$$x_{wu} = \frac{x_w}{\cos \alpha} \quad (218)$$

oraz

$$C_1^u = \frac{C_1}{\cos \alpha} \quad (219)$$



Rys. 31. Wymiary stref zawałowych i układ obciążeń pokładu silnie nachylnego wybieranego po upadzie
 a) wymiary stref, b) schemat obciążeń

Skróceniu ulega długość wopornika przedniego do wartości:

$$L_w^u = L_w \cdot \cos\alpha \quad (220)$$

Wartość obniżenia Q występującego przed czołem ściany wyniesie:

$$Q = Q_1 \sin(z + \alpha) \quad (221)$$

Korzystając z zależności (221) oraz z rys. 31b. można napisać, że:

$$Q_{Hu} = Q \cdot \operatorname{tg}\alpha \quad (222)$$

$$Q_u = \frac{Q}{\cos\alpha} \quad (223)$$

Wobec tego maksymalne naprężenia ściskające wywołane obciążeniami (222) i (223) określają związki:

$$\sigma_{zs \max_1}^u = \frac{Q_u}{c_1^u \cdot y_1} = \frac{Q_1 \cdot \sin(z + \alpha)}{c_1^u \cdot y_1}$$

$$\sigma_{zs \max_1}^u = R_{cs} \cdot \sin(z + \alpha), \quad \text{MPa} \quad (224)$$

$$\sigma_{zs \max_2}^u = \frac{Q_{Hu}}{z_{pu} \cdot y_1} = \frac{Q \cdot \operatorname{tg}\alpha}{z_p \cdot \cos\alpha} = \frac{Q \frac{\sin\alpha}{\cos\alpha}}{z_p \cdot \cos\alpha \cdot y_1}$$

$$\sigma_{zs \max_2}^u = \frac{Q_1 \cdot \sin(z + \alpha) \sin\alpha}{z_p \cdot y_1}$$

$$\sigma_{zs \max_2}^u = 0,3 R_{cs} \cdot \sin(z + \alpha) \sin\alpha \quad (225)$$

W granicznym przypadku gdy $\alpha = z$ naprężenia (224) i (225) przyjmują postać:

$$\sigma_{zs \max_1}^u = R_{cs} \cdot \sin^2 z \quad (226)$$

oraz

$$\sigma_{zs \max_2}^u = 0,6 R_{cs} \cdot \sin^2 z \cdot \cos z \quad (227)$$

Z badań modelowych [10, 15, 16] oraz z pomiarów wartości kąta z średnio wynosi 62° wobec tego:

$$\sigma_{zs \max_1}^u = 0,76 R_{cs} \quad (228)$$

oraz

$$\sigma_{zs \max_2}^u = 0,24 R_{cs} \quad (229)$$

stąd

$$\sigma_{zs \max_1}^u + \sigma_{zs \max_2}^u = R_{cs}$$

Suma naprężeń ściskających (228) i (229) występujących przed czołem ściany (228) oraz w warstwie stropu w przekroju $x_{wn} \cdot y_1$ (229) jest równa wytrzymałości stropu R_{cs} .

Jeżeli nachylenie pokładu $\alpha = 90^\circ$ naprężenia (224) i (225) posiadają wartości:

$$\sigma_{zs \max_1}^u = R_{cs} \cos |z| \quad (230)$$

$$\sigma_{zs \max_2}^u = 0,3 R_{cs} \cos |z| \quad (231)$$

Zaś dla średniej wartości kąta $|z| = 62^\circ$ dla GZW suma naprężeń ściskających przy eksploatacji pokładu w dół po upadzie wynosiłaby $0,5 R_{cs}$ (rys. 30a).

Przypadek prowadzenia frontu eksploatacyjnego dla $\alpha = 90^\circ$ nieczęsto występuje w praktyce, jednak zależności (230) i (231) potwierdzają zmniejszenie wartości naprężeń działających w stropie przy jednoczesnym pojawieniu się naprężeń o tej samej wielkości w spęgu $0,5 R_{cs}$.

11.3. Naprężenie w otoczeniu krewędzi pokładu nachylonego dla $P_r = 0$

11.3.1. Eksploatacja po wzniosie pokładu przy nachyleniu $\alpha < z_0$

Naprężenie ściskające przed czołem ściany wynoszą:

$$\sigma_{zr \max}^w = \frac{Q_r}{c_1 \cdot \cos \alpha \cdot y_1}$$

gdzie:

$$Q_r = Q_s + Q_o - Q_{ob} = Q - Q_{ob}$$

$$Q_{ob} = L_{wn} - P_r \cdot y_1 = \frac{L_w}{\cos \alpha} - P_r \cdot y_1$$

Wobec tego naprężenia ściskające maksymalne przed czołem ściany prowadzonej po wzniosie (przy $\alpha < z_0$) wynoszą:

$$\sigma_{zr}^w \max = R_{cs} \cdot \frac{\sin(z_0 - \alpha)}{\cos \alpha} - 0,67 \frac{P_r}{\cos^2 \alpha} \cdot \frac{R_{cs}}{P_z} \quad (232)$$

dla $\alpha = z_0$

$$\sigma_{zr}^w \max = -0,67 \frac{P_r}{\cos^2 \alpha} \cdot \frac{R_{cs}}{P_z} < 0,$$

czyli naprężenia te przechodzą w stan naprężeń rozciągających, zaś naprężenie określane wzorem (208)

$$\sigma_{ro}^w = 0.$$

Wzór (232) dla $\alpha = 0$ daje wartość $\sigma_{zr}^w \max$.

11.3.2. Eksploatacja pokładu po wzniosie przy $\alpha > z_0$

Wartość obciążenia przy nachyleniu pokładu z_0 (rys. 30)

$$Q_{wz}^r = \frac{Q_r}{\cos \alpha}$$

zaś naprężenia wywołane tym obciążeniem wynoszą:

$$\sigma_{zs}^s = \frac{Q_{wz}^r}{L_{wn} \cdot \cos \alpha \cdot y_1} = \frac{Q_1 \sin(\alpha - z_0)}{L_{wn} \cos \alpha \cdot y_1} = \frac{Q_{ob}}{L_{wn} \cdot y_1}$$

$$Q_{ob} = P_r \cdot \cos \alpha \cdot L_{wn} \cdot y_1$$

$$Q_{ob} = P_r \cdot \cos \alpha \frac{L_w}{\cos \alpha} \cdot y_1$$

czyli:

$$\sigma_{zs}^s = \frac{2,3 \cdot \sqrt{P_z \cdot R_{cs}} \cdot y_1 \cdot \sin(\alpha - z_0)}{1,53 \frac{\sqrt{R_{cs}}}{\sqrt{P_z}} \cdot \cos \alpha \cdot y_1} = \frac{P_r \cdot L_w \cdot y_1}{\frac{L_w}{\cos \alpha}}$$

$$\sigma_{zs}^s = 1,5 P_z \sin(\alpha - z_0) - P_r \cdot \cos \alpha \cdot y_1 \quad (233)$$

W przypadku, gdy nachylenie pokładu $\alpha = 90^\circ$ (pokład stojący) naprężenia ściskające (233) osiągnę wartości:

$$\begin{aligned}\sigma_{z_0}^B &= 1,5 p_z \sin(90 - z_0) - P_r \cdot \cos 90^\circ \\ \sigma_{z_0}^B &= 1,5 p_z \cos z_0\end{aligned}\quad (234)$$

Ponieważ $z_0 = 62^\circ$ dla GZW (średnia) wówczas:

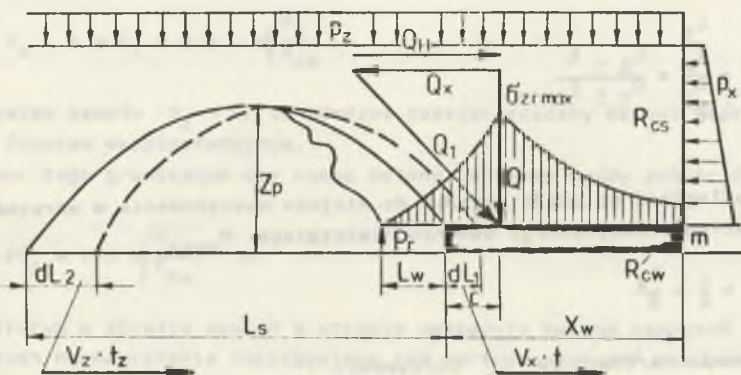
$$\sigma_{z_0}^B = 1,5 p_z \cdot \cos 62^\circ = 0,7 p_z \quad (235)$$

Jak wynika ze wzoru (233) naprężenia ściskające $\sigma_{z_0}^B > 0$ i w każdym przypadku nie zmieniają znaku. Obudowa ścianowa, o podporności P_r dla pokładów stojących ($\alpha = 90^\circ$) przejmuje ciśnienie poziome p_x, p_y oraz nacisk pochodzący od strefy spękań (rys. 30).

12. WPŁYW POSTĘPU FRONTU EKSPLOATACYJNEGO V_x NA WIELKOŚĆ NAPRĘŻENIA PRZED CZOLEM ŚCIANY

Z rys. 5 i 6 oraz rys. 32 wynika, że jeżeli czoło ściany przesunie się o wartość $dx = dl_1$ z szybkością V_x , to przyrost obciążenia wyniesie:

$$dQ_p = p_z \cdot dx \cdot \gamma_1 = p_z \cdot V_x \cdot t \cdot \gamma_1 \quad (235)$$



Rys. 32. Wymiary stref w otoczeniu wyrobiska zawałowego przy postępie ściany V_x

Jednocześnie przy zachowaniu równowagi w otoczeniu strefy zawałowej następuje ubytek obciążenia przez skrócenie się długości L_s o wartość $dx_1 = dL_2$. Skrócenie długości (szerokości) strefy zawałowej wynika z załamania się trudno lub łatwo rabowalnych warstw stropowych. Rabowanie przebiega z szybkością V_z w czasie t_z .

Stąd ubytek obciążenia wynosi:

$$dQ_u = p_z \cdot dx_1 \cdot \gamma_1 = p_z \cdot V_z \cdot t_z \cdot \gamma_1 \quad (236)$$

Przyrost naprężeń ściskających przed czołem ściany w wyniku jej ruchu jest następujący:

$$dG_{zr}^{V \max} = \frac{dQ_p - dQ_u}{c_x \cdot \gamma_1} \quad (237)$$

gdzie:

$$C_x = C_1 - dx = C_1 - V_x \cdot t \quad (238)$$

Uwzględniając w (237) zależności (235), (236), (238) otrzymamy:

$$dG_{zr}^{V \max} = \frac{p_z (V_x \cdot t - V_z \cdot t_z)}{C_1 - V_x \cdot t} \quad (239)$$

W przeciętnych warunkach geotechnicznych szybkość posuwu ściany V_x i szybkość postępu zawału V_z są proporcjonalne do wytrzymałości skał stropu i odwrotnie proporcjonalne do ciśnienia pionowego na danej głębokości. Wynika to z zależności:

$$\frac{V_z}{V_x} = \frac{\frac{L_1}{t_z}}{\frac{L_1}{t}} = \frac{L_1 \cdot t}{C_1 \cdot t_z} \quad (240)$$

gdzie:

L_1 - odległość od czoła przodka do miejsca występowania w warstwach stropu maksymalnego momentu niszczącego M_{\max}

$$L_1 = \frac{L}{2} = \frac{L_8}{2}$$

Po wstawieniu wartości za L_8 otrzymamy:

$$L_1 = 2,3 \cdot m \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}$$

Po wstawieniu do (240) wartości na L i C_1 i przekształceniu otrzymamy zależność:

$$\frac{V_z}{V_x} = \frac{t \cdot R_{cs}}{t_z \cdot p_z}$$

stąd:

$$V_z = \frac{V_x \cdot t \cdot R_{cs}}{t_z \cdot p_z} \quad (241)$$

Uwzględniając (241) w zależności (239) otrzymamy:

$$d\sigma_{zr}^V \max = p_z \left(\frac{V_x \cdot t \cdot p_z - V_x \cdot t \cdot R_{cs}}{C_1 \cdot p_z - V_x \cdot t \cdot p_z} \right)$$

stąd:

$$d\sigma_{zr}^V \max = V_x \cdot t \cdot \frac{(p_z - R_{cs})}{C_1 - V_x \cdot t} \quad (242)$$

lub, że

$$d\sigma_{zr}^V \max = V_x \cdot t \cdot \frac{R_{cs} - p_z}{V_x \cdot t - C_1}$$

Z równania (242) wynika, że jeżeli przodek ściany przesunie się o wartość

$$V_x \cdot t = C_1 = 2,3 \cdot \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}$$

zawsze postępu zawału $V_z = 0$, to wówczas nastąpi znaczny wzrost naprężeń przed frontem eksploatacyjnym.

Wobec tego granicznym dla ruchu ściany zabieorem byłby zabiór równy:

$$zC_1 = 2,3 \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} \quad m \quad (243)$$

przy którym w strefie spękań w stropie następuje zmiana naprężeń ze ścisających na naprężenia rozciągające, zaś wartość naprężeń maksymalnych przewyższa wytrzymałość warstw skalnych na zginanie.

Wytrzymałość na zginanie R_g dla warstw, a więc płyt o znacznych wymiarach zastępuje wytrzymałość na rozciąganie R_{rs} i ściskanie R_{cs} w obu przekrojach, dla których określone zostały wskaźniki wytrzymałościowe przekroju

$$Wx_1 \text{ i } Wx_2,$$

gdzie:

Wx_1, Wx_2 - wskaźnik wytrzymałości górnej i dolnej części przekroju poprzecznego warstwy (warstw) m_1 .

$Wx_1 = Wx_2$ w stosunku do osi obojętnej.

Przy założeniu, że postępu przodka $V_x \cdot t > C_1$ naprężenia osiągają wartość wynikającą z zależności:

$$\sigma_{zr} \max = \frac{Q}{C_x \cdot Y_1} - \frac{Q_{ob}}{C_x \cdot Y_1} + d\sigma_{zr} \max \quad (244)$$

Po uwzględnieniu zależności na Q i Q_{ob} otrzymamy zależność

$$\sigma_{zr \max}^v = \frac{2,1 \text{ m} \sqrt{p_z \cdot R_{ce}} \cdot y_1}{(C_1 - v_x \cdot t) y_1} - \frac{P_r \cdot 1,53 \text{ m} \frac{R_{ce}}{p_z} y_1}{(C_1 - v_x \cdot t) y_1} + d\sigma_{zr \max}$$

Wzór (244) wskazuje, że w przeciętnych warunkach geotechnicznych duży postęp przodka $v_x \cdot t \gg C_1$ wpływa na zwiększenie wartości naprężeń przed czołem ściany.

Jeżeli zbiór przodka $v_x \cdot t$ będzie osiągał kolejno wartości:

$$v_x \cdot t = C_1, 2C_1, 3C_1, \dots, n \cdot C_1 \quad (245)$$

to wówczas odległość występowania maksymalnych naprężeń zmienia w czasie będzie równa:

$$C_x = C_1 - v_x \cdot t,$$

a wg wzoru (245) przyjmie postać

$$C_{xn} = C_1 - n \cdot C_1 = (1 - n) \cdot C_1 \quad (246)$$

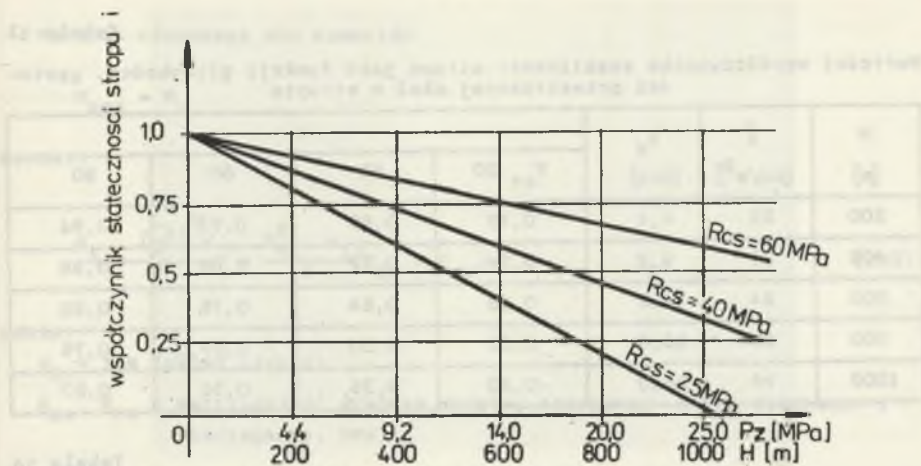
Wykorzystując podane zależności (237), (238), (242), (246) w równaniu (244) otrzymamy naprężenie:

$$\begin{aligned} \sigma_{zr \max}^v &= \frac{Q}{C_{xn} \cdot y_1} - \frac{Q_{ob}}{C_{xn} \cdot y_1} + d\sigma_{zr \max} \\ \sigma_{zr \max}^v &= \frac{Q}{(1-n)C_1 \cdot y_1} - \frac{Q_{ob}}{(1-n)C_1 \cdot y_1} + n \cdot C_1 \frac{p_z - R_{ce}}{C_1 - n \cdot C_1} \\ \sigma_{zr \max}^v &= \frac{Q - Q_{ob}}{(1-n)C_1 \cdot y_1} + \frac{n(p_z - R_{ce})}{(1-n)} \\ \sigma_{zr \max}^v &= \frac{Q - Q_{ob}}{\left(\frac{1}{n} - 1\right)C_1 \cdot y_1} + \frac{p_z - R_{ce}}{\left(\frac{1}{n} - 1\right)} \quad (247) \end{aligned}$$

Granicą (247) gdy $n \rightarrow \infty$ (tj. przy bardzo dużym postępie ściany) jest:

$$\sigma_{zr \max}^v \Big|_{n \rightarrow \infty} = \frac{1}{n} \frac{Q - Q_{ob}}{\left(\frac{1}{n} - 1\right) y_1} + \frac{p_z - R_{ce}}{\left(\frac{1}{n} - 1\right)} = R_{ce} - p_z.$$

Czyli graniczna wartość naprężeń przy eksploatacji z zawalem stropu w przeciętnych warunkach geotechnicznych wyniesie:



Rys. 33. Wykres współczynnika stabilności stropu podczas biegu ściany

$$\sigma_{zr \max}^v = R_{cs} - p_z; \text{ MPa} \quad (248)$$

$x \rightarrow \infty$

Zależność (248) wskazuje na to, że w czasie biegu ściany z postępowaniem $v_x < v_z$ nastąpić mogą minimalne naprężenia związane z daną głębokością i wytrzymałością warstw stropowych.

Stosunek naprężeń granicznych $\sigma_{zr \max}^v$ do wytrzymałości warstw stropowych R_{cs} oznacza współczynnik i stabilności skał stropowych:

$$i = \frac{\sigma_{zr \max}^v}{R_{cs}} = \frac{R_{cs} - p_z}{R_{cs}} = 1 - \frac{p_z}{R_{cs}} \quad (249)$$

Na rys. 33 przedstawiono wykres ilustrujący zależność (249), tj. współczynnika stabilności stropu od wytrzymałości na ścislenie oraz od ciśnienia pionowego na danej głębokości.

Z rys. 33 i z danych zawartych w tabeli 13 wynika, że im wartość współczynnika i jest bliższa jedności, tym strop jest bardziej stabilny.

Współczynnik $i = 0$, gdy $R_{cs} = p_z$

W przypadku, gdy $R_{cs} < p_z$, wówczas współczynnik stabilności stropu i osiąga wartości ujemne.

Warunki takie obserwowane są w LZW, gdzie duże ciśnienia powodują bardzo trudne warunki technologiczne prowadzenia ściany przy równoczesnym znacznym wypiętrzaniu spęgu.

Tabela 13

Wartości współczynnika stabilności stropu jako funkcji głębokości, gęstości przestrzennej skał w stropie

H [m]	γ [kN/m ³]	p_z [MPa]	1			
			R_{cs} 20	40	60	80
200	22	4,4	0,78	0,89	0,93	0,94
400	23	9,2	0,54	0,77	0,84	0,88
600	24	14,2	0,28	0,64	0,76	0,82
800	25	20,0	0,00	0,50	0,67	0,75
1000	26	26,0	-0,30	0,35	0,56	0,67

Tabela 14

Kategorie stropu zasadniczego

Kategoria stabilności stropu	Wartość współczynnika "1"	Warunki eksploatacji
1	0,0 - 0,30	trudne
2	0,31 - 0,50	bardzo dobre
3	0,51 - 0,70	dobre
4	0,71	tępiące
5	0	niebezpieczne

Następuje tam również przenieszczenie czoła ściany w kierunku przedziału roboczego spowodowane także obecnością wystąpienia przy spęgu cienkich warstw uplastycznionych obecnością wody. Proponowane kategorie stabilności stropu podano w tabeli 14.

12.1. Wielkość postępu przodka V_p ze względu na warunki geotechniczne na danej głębokości eksploatacji i sposób kierowania stropem

12.1.1. Eksploatacja z zawałem stropu w przeciętnych warunkach geotechnicznych

Przeciętne warunki geotechniczne charakteryzują się łatwo lub średnio rabowanymi stropami o wytrzymałości na ściskanie $R_{cs} = 40 \div 60$ MPa.

Moment niezczący M_{max} występujący w warstwach stropu o grubości h_s na długości $\frac{L_s}{2}$ przy rzeczywistej grubości tych warstw h (rys. 5) jest równoważony momentem utrzymującym $M_u = W_x \cdot R_g$.

Warunek równowagi obu momentów

$$M_{\max} = M_u$$

wynosi:

$$\frac{p_z \cdot \left(\frac{L_s}{2}\right)^2 y_1}{8} = \frac{h_s^2 \cdot y_1}{6} (R_{cs} + R_{rs}) \quad (250)$$

gdzie:

$$y_1 = 1 \text{ m (układ płaski)}$$

R_{cs} , R_{rs} - wytrzymałość średnia warstwy stropowej h na ściskanie i rozciąganie, MPa.

Z równania równowagi momentów wynikają następujące warunki:

$$1^{\circ} - \text{gdy } W_x (R_{cs} + R_{rs}) < M_{\max}$$

oraz grubość h stropu bezpośredniego jest większa od grubości h_s warstw biorących udział w wytworzeniu się zawału pełnego pod wpływem M_{\max} określonej z równania (250) wówczas tworzy się na długości L_s sklepienie ciśnieni utrzymujące stan równowagi czasowej ponad strefą zawałową oraz przedziałem roboczym L_w .

Czyli dla utworzenia się sklepienia ciśnieni koniecznym jest aby:

$$W_x (R_{cs} + R_{rs}) < M_{\max} \quad \text{i} \quad h_s < h$$

gdzie:

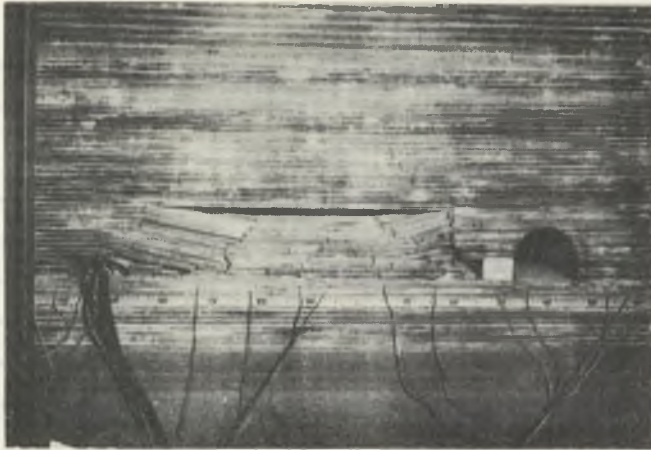
$$h_s = 0,43 \cdot L_s \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}; \quad \text{m} \quad (251)$$

$$2^{\circ} - \text{gdy } W_x (R_{cs} + R_{rs}) > M_{\max}$$

oraz $h < h_s$, wtedy sklepienie jest płaskie co ma miejsca przy słabym stropie bezpośrednim i mocniejszym zesadniczym lub, gdy eksploatacja prowadzona jest na płytkich głębokościach (rys. 33a).

Z warunku równowagi obu postępow można napisać zależność

$$\frac{v_z}{v_p} = \frac{\frac{L}{t_z}}{\frac{L}{C_1 \cdot t}} = \frac{L \cdot t}{C_1 \cdot t_z} \quad (252)$$



Rys. 33a. Płaskie sklepienie na modelu ekwiwalentnym

gdzie:

t - czas postępu przodku w kierunku występowania maksymalnych naprężeń w odległości $C_1 = V_x \cdot t$,

t_z - czas przebiegu kolejnego zawału związanego ze skróceniem się L_0 o wartość $V_z \cdot t_z$ (rys. 32).

W granicznym przypadku czas przebiegu zawału t_z i czas postępu przodka t mogą być sobie równe:

$$t_z = t.$$

Przy założeniu, że $t_z = t$ prędkość posuwu przodka V_p jest równa:

$$V_p = V_z \cdot \frac{C_1}{L_0} \cdot \frac{t_z}{t} = 2 V_z \cdot \frac{C_1}{L_0} \quad (253)$$

Po wstawieniu do (253) wartości C_1 i L_0 otrzymamy wzór:

$$V_p = 2 V_z \cdot \frac{C_1}{L_0} = V_z \frac{2 \cdot 2,3 \sqrt{\frac{p_z}{R_{ce}}}}{3 \sqrt{\frac{R_{ce}}{p_z}}} \quad (254)$$

a po przekształceniu:

$$V_p = 1,5 V_z \cdot \frac{p_z}{R_{ce}}; \quad \text{m/d} \quad (255)$$

Przy eksploatacji z zawalem stropu w przeciętnych warunkach geotechnicznych (tj. przy średnio mocnych stropach) do momentu wystąpienia zawalu pełnego Z_p (rys. 6) zachodzi zależność

$$v_z \cdot t_z = \frac{L_s}{2}$$

Stąd

$$v_z = \frac{L_s}{2t_z} \quad (256)$$

Wstawiając do (256) za $L_s = 4,6 \cdot m \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}$

otrzymamy po przekształceniu

$$v_z = \frac{2,3}{t_z} \cdot m \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}} \quad (257)$$

Wobec tego kładąc (257) do (255) otrzymamy:

$$v_p = 1,5 \cdot \frac{p_z}{R_{cs}} \cdot \frac{2,3}{t_z} \cdot m \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}$$

Stąd:

$$v_p = 3,5 \frac{m}{t_z} \cdot \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}; \quad m/d \quad (258)$$

Postęp ściany, jak wynika ze wzoru (258), jest zależny od czasu t_z , w którym następuje zawal o długości $v_z \cdot t_z$ oraz od ciśnienia p_z panującego na danej głębokości H a także od wytrzymałości skał w warstwach stropu bezpośredniego R_{cs} i grubości pokładu m .

Tak np. dla przeciętnych warunków wartość postępu przodku określona wzorem (258) wynosi:

$$p_z = 20 \text{ MPa}; \quad H = 800 \text{ m}, \quad m = 2 \text{ m}$$

$$t_z = 2 \text{ doby}; \quad R_{cs} = 40 \text{ MPa}$$

$$v_p = 3,5 \cdot \frac{2,0 \text{ m}}{2 \text{ doby}} \cdot \sqrt{\frac{20}{40}} = 2,5 \text{ m/dobę}$$

Zwiększenie postępu ściany spowodować może wystąpienie zwiększonych naprężeń ponad $\sigma_{zr \max}$.

12.1.2. Postęp przodku V_{ps} w warunkach występowania mocnych warstw stropowych przy eksploatacji z zawalaniem stropu

Z rys. 6 wynika, że w przypadku załegania nad pokładem mocnej warstwy o znacznej wytrzymałości i sztywności zachodzi warunek równowagi $W_x (R_{cs} + R_{rs}) > M_{max}$.

Obciążenie główne przed czołem przodku wynosi:

$$Q = Q_1 \cdot \sin z_0, \text{ a ponieważ } z_0 = 90^\circ \text{ zatem}$$

$$Q = Q_1 = 2,3 \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot y_1, \text{ MN} \quad (259)$$

Wtedy długość wspornika

$$L = 2,3 h_{rz} \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}} = L_w = L_b,$$

a naprężenie przed czołem ściany po wykorzystaniu zależności na Q_{ob} i Q wyniesie:

$$\sigma_{zr \max}^s = \frac{Q_r}{C_1} = \frac{Q}{C_1} - \frac{Q_{ob}}{C_1}$$

$$\sigma_{zr \max}^s = \frac{Q_1}{C_1 \cdot y_1} - \frac{P_r \cdot L}{C_1 \cdot y_1} \quad (260)$$

gdzie:

$$L = 2,3 h_{rz} \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}$$

Gdy do wzoru (260) wstawimy zależność (259) oraz wartości za C_1 i L_b otrzymamy wzór:

$$\sigma_{zr \max}^s = \frac{2,3 \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot y_1}{2,3 \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} \cdot y_1} - \frac{P_r \cdot 4,6 \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}}{2,3 \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}}$$

Stąd

$$\sigma_{zr \max}^s = R_{cs} \left(1 - \frac{2 P_r}{p_z}\right) \quad (261)$$

Z rys. 32 wynika, że jeżeli przodek ściany przesuwa się o wielkość dx , to wówczas nastąpi przyrost obciążenia - z uwagi na zwiększenie się długości warstwy stropowej L_s - o wielkość:

$$dQ = p_z \cdot dx \cdot y_1 \quad (262)$$

oraz przyrost obciążenia nad obudową ściany

$$dQ_{ob} = P_r \cdot dx \cdot y_1 \quad (263)$$

Przyrost naprężeń na długości x przed czołem ściany (rys. 32) określa zależność:

$$d\sigma_{zr \max}^s = \frac{dQ_1}{x \cdot y_1} - \frac{dQ_{ob}}{x \cdot y_1} \quad (264)$$

Całkując obustronnie równanie (264) otrzymamy naprężenia przed czołem ściany:

$$\begin{aligned} \sigma_{zr \max}^s &= \int \frac{p_z \cdot dx \cdot y_1}{x \cdot y_1} - \int \frac{P_r \cdot dx \cdot y_1}{x \cdot y_1} \\ \sigma_{zr \max}^s &= (p_z - P_r) \ln x \end{aligned} \quad (265)$$

Ze wzoru (265) długość, na której występują zwiększone naprężenia (rys. 6), można określić z równania:

$$x = e^{\frac{\sigma_{zr \max}^s}{p_z - P_r}} \quad (266)$$

Jeżeli postępek ściany $v_x \cdot t = f(x) = x$ to wówczas

$$v_x \cdot t = e^A$$

gdzie:

$$A = \frac{\sigma_{zr \max}^s}{p_z - P_r} = \frac{R_{cs} \left(1 - \frac{2 P_r}{p_z}\right)}{p_z - P_r} = \frac{R_{cs} (p_z - 2 P_r)}{p_z (p_z - P_r)}$$

a stąd:

$$v_x = \frac{e^A}{t} = \frac{1}{t} \cdot e^{\frac{R_{cs}}{p_z}} \quad (267)$$

zależności (267) pamiętając, że $v_x = \frac{x}{t}$, $v_z = \frac{L}{t_z}$, otrzymamy optymalny postęp ściany przy stropie mocnym i eksploatacji na zwał:

$$\frac{v_x}{v_z} = \frac{x}{L} = \frac{e^A}{2,3 h_{rz} \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}}$$

ąd:

$$v_x = v_z \cdot \frac{e^A}{2,3 h_{rz} \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}} = 0,43 v_z \frac{e^A}{h_{rz} \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}} \quad (268)$$

ponieważ postęp techniczny ściany v_{ps} powinien w warunkach sztywnego stropu być mniejszy od v_x (warunki tąpące), czyli:

$$v_{ps} \ll v_x$$

ąd

$$\frac{v_{ps}}{v_x} \ll 1 \quad (269)$$

względniając zależność (268) w nierówności (269) otrzymamy stopień tąpłości układu strop-pokład:

$$D_{ST} = \frac{v_{ps}}{v_x} \cdot \frac{2,3 h_{rz} \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}}{e^A} \quad (270)$$

ylili

$D_{ST} < 1$ układ strop-pokład nie wykazuje tąpłości,

$D_{ST} > 1$ układ strop-pokład wykazuje tąpłość.

nierówności (269) wynika, że postęp frontu eksploatacyjnego w granicznym przypadku powinien wynosić:

$$v_{ps} = v_x = v_z \cdot \frac{e^A}{2,3 h_{rz} \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}} \quad (271)$$

zykład:

$$v_z = 2 \text{ m/d}$$

$$p_z = 20 \text{ MPa}; \quad R_{cs} = 85 \text{ MPa}$$

$$h_{rz} = 20 \text{ m}; \quad P_r = 900 \text{ kPa}$$

Wyniki obliczeń za pomocą wzorów (270) i (271) są następujące:

$$V_{ps} = \frac{2 \cdot e \cdot \frac{85(1 - \frac{1,8}{20})}{20 - 0,9}}{2,3 \cdot 20} \sqrt{\frac{20}{85}} = 1,18 \text{ m/d}$$

$$D_{ST} = \frac{1,18}{2} \cdot \frac{2,3 \cdot 20 \cdot \sqrt{\frac{85}{20}}}{e \cdot \frac{85(1 - \frac{1,8}{20})}{20 - 0,9}} \approx 1$$

Postęp V_{ps} powinien być mniejszy od 1,18 m/d i wtedy $D_{ST} < 1$. Bezpieczny postęp ściany w pokładzie odprężającym (podbierającym) przy założeniu $h_{rz} = M_b$ określić można wzorem wykorzystując (266)

$$V_{pb} = v_z \cdot \frac{e^A \cdot \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}}{2,3 \cdot 16 \text{ m} \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}}$$
$$V_{pb} = \frac{v_z \cdot 0,027 \cdot e^A}{m} \text{ m/d} \quad (272)$$

12.1.3. Postęp frontu eksploatacyjnego w warunkach mocnych skał stropowych przy zastosowaniu podsadzki hydraulicznej

Zastosowanie podsadzki hydraulicznej dla kierowania stropem w istocie szej ma na celu stworzenie podpórności stropu na długości $L_o = L - L_w$ (rys. 20).

Czas osiadania stropu na podsadźce hydraulicznej

$$t_o = \frac{L_o}{v_{op}}$$

a szybkość (postęp) osiadania stropu

$$v_{op} = \frac{L_o}{t_o} = \frac{L - L_w}{t_o}$$

gdzie:

$$L = 2,3 \cdot h_{rz} \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}$$

Przy dokładnie wykonanej podsadźce hydraulicznej gdy $L_o \rightarrow L_w$ szybkość osiadania stropu $v_{op} \rightarrow 0$.

Korzystając z zależności (265) można napisać:

$$\sigma_{zr}^p \max = (p_z - P_r) \ln x \quad (273)$$

gdzie:

$\sigma_{zr}^p \max$ - maksymalne naprężenia ściskające przy systemach ścianowych z podszkłą hydrauliczną

P_r - podporność obudowy.

Z równania (273) otrzymamy:

$$x = e^{\frac{\sigma_{zr}^p \max}{p_z - P_r}} \quad (274)$$

Określone w pracy naprężenia przed czołem ściany podszkłowej wynoszą:

$$\sigma_{zr}^p \max = 0,34 R_{cs} \left(1 - \frac{P_r}{p_z}\right) \quad (275)$$

Zatem

$$x = e^{\frac{0,34 R_{cs} \left(1 - \frac{P_r}{p_z}\right)}{p_z - P_r}} \quad (276)$$

Ponieważ:

$$v_{pp} = \frac{x}{t}$$

oraz postępowanie osiadania przy $L_o = L_s - L_w$

$$v_{op} = \frac{L_o}{t_o} = \frac{L - L_w}{t_o} = \frac{1}{t} \cdot 3,1 \cdot m \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}} \quad (277)$$

Wobec tego przy założeniu, że czas osiadania stropu nad warstwą podszkły powinien być równy $t_o = t$ (co można przyjąć, gdy podszkła hydrauliczna jest mało ściśliwa i dobrze wykonana), otrzymamy wówczas

$$v_{pp} = v_{op} \cdot \frac{x}{L_o} = \frac{x}{3,1 \cdot m \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}} \quad (278)$$

Uwzględniając (276), (277), (278) postęp przodku będzie równy:

$$V_{pp} = V_{op} \cdot \frac{0,34 \frac{R_{cs}}{p_z}}{3,1 \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}} = \frac{1}{t_0} \cdot e^{0,34 \frac{R_{cs}}{p_z}} ; \text{ m/d} \quad (279)$$

Np. dla: $R_{cs} = 100 \text{ MPa}$

$p_z = 20 \text{ MPa}$

$P_r = 1 \text{ MPa}$

$V_{op} = 2 \text{ m/d}$

$$V_{pp} = \frac{1}{2} \cdot e^{0,34 \cdot \frac{100}{20}} = 2,7 \text{ m/d}$$

Wzór (279) dowodzi, że postęp ściany podszkowej nie zależy od podporności obudowy a jedynie od podporności podszkki hydraulicznej, wytrzymałości stropu R_{cs} oraz ciśnienia na danej głębokości p_z .

Stosunek postępu ściany prowadzonej z zawałem i z podszkłą hydrauliczną w tych samych warunkach geotechnicznych wynosi

$$\frac{V_x}{V_{pp}} = \frac{V_z \cdot \frac{0,43 e^{\frac{R_{cs}}{p_z}}}{h_{rz}} \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}}{0,34 \frac{R_{cs}}{p_z}} = \frac{t_0 \cdot V_z}{h_{rz}} \cdot e^{0,66 \cdot \frac{R_{cs}}{p_z}} \cdot \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} \quad (280)$$

12.1.4. Podporność obudowy jako funkcja postępu przodku i naturalnych parametrów skał otaczających eksploatowany pokład systemem zawałowym

Z rys. 32 widać, że przy postępie ściany o wielkość $dL_1 = V_x \cdot t$ może wystąpić w przeciętnych warunkach geotechnicznych (rys. 5) zawał na

długości $dL_2 = V_z \cdot t_z$.

Stąd można napisać:

$$\frac{V_z}{V_x} = \frac{dL_2 \cdot t}{dL_1 \cdot t_z} \quad (281)$$

Ogólne równanie naprężeń przed czołem ściany po uwzględnieniu (91) będzie:

$$\sigma_{zr}^{V} = \frac{p_z \cdot \sin \alpha \cdot \gamma_1}{2 \cdot C_1 \cdot \gamma_1} [L_0 + dL_1 - dL_2] - \frac{P_r \cdot L_w \cdot \gamma_1}{C_1 \cdot \gamma_1} \quad (282)$$

Po uwzględnieniu (281) w (282) otrzymamy:

$$\begin{aligned}\sigma_{zr \max}^V &= \frac{p_z \cdot \sin \alpha_0}{2 \cdot C_1} [L_s + v_x \cdot t - v_z \cdot t_z] - \frac{P_r \cdot L_w}{C_1} \\ \sigma_{zr \max}^V &= \frac{p_z \cdot \sin \alpha_0}{2 \cdot C_1} \left[L_s + v_x \cdot t - v_x \cdot \frac{dL_2 \cdot t \cdot t_z}{dL_1 \cdot t_z} \right] - \frac{P_r \cdot L_w}{C_1} \\ \sigma_{zr \max}^V &= \frac{p_z \cdot \sin \alpha_0}{2 \cdot C_1} \left[L_s + v_x \cdot t \left(1 - \frac{dL_2}{dL_1} \right) - \frac{P_r \cdot L_w}{C_1} \right] \\ \sigma_{zr \max}^V &= \frac{p_z \cdot \sin \alpha_0}{2 \cdot C_1} \left[L_s + v_x \cdot t \left(1 - \frac{v_z \cdot t_z}{v_x \cdot t} \right) \right] - \frac{P_r \cdot L_w}{C_1} \quad (283)\end{aligned}$$

Z ogólnego wzoru (283) stanu naprężeń występujących przed czołem ściany przy postępie v_x wynikają następujące pochodne zależności:

1° ściana zatrzymana $v_x = 0$

$$\sigma_{zr \max}^V = \sigma_{zr \max} = 0,9 R_{cs} - \frac{0,67 P_r R_{cs}}{p_z} \quad (284)$$

Naprężenia dynamiczne (283) dla $v_x = 0$ przechodzą w naprężenia statyczne $\sigma_{zr \max}$.

2° W przeciętnych warunkach geotechnicznych następuje równowaga występująca pomiędzy postępem przodku v_x i postępem zawieszki v_z , wobec tego

$$v_z \cdot t_z = v_x \cdot t$$

Wzór (283) przy tym założeniu przyjmie postać (284).

Naprężenia (283) w przeciętnych warunkach, jak wykazał O. Jakobi, zależą od periodycznego przebiegu naprężeń i zależą od współczynnika równowagi:

$$w_r = \frac{v_z \cdot t_z}{v_x \cdot t} \quad (285)$$

3° Jeżeli w stropie przed czołem przodku naprężenia osiągną wartość

$$\sigma_{zr \max}^V \leq R_{cs}$$

Wobec tego równanie (283) będzie:

$$R_{cs} = 0,9 R_{cs} + \frac{v_x \cdot t \sin \alpha_0 \cdot p_z}{3,6 m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}} - \frac{0,67 P_r \cdot R_{cs}}{p_z} \quad (286)$$

Z równania (286) można określić podporność obudowy w czasie ruchu ściany w przeciętnych warunkach geotechnicznych.

$$P_r = \frac{0,33 v_x \cdot t \cdot \sin \alpha_0}{m} \cdot \sqrt{\frac{p_z^3}{R_{cs}}} - 0,15 p_z \quad (287)$$

Przy jakiej szybkości posuwu przodku $v_x \neq 0$ podporność obudowy P_r jest minimalna, np. $P_r = 0$.

Przyrównując (287) do 0 otrzymamy:

$$v_x \max = \frac{3 P_r \cdot m}{t \cdot \sin \alpha_0} \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}} + \frac{0,45 m}{t \cdot \sin \alpha_0} \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}} \quad (289)$$

Po uwzględnieniu (288) w równaniu (289) postęp przodku określić można wzorem:

$$v_x(P_r) = v_x \min + \frac{3 P_r \cdot m}{t \cdot \sin \alpha_0} \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}} \quad (290)$$

4^o Gdy postęp zawału $v_z > v_x$, wówczas prowadzenie ściany na zawał jest bezpieczne i naprężenia maksymalne przy tym założeniu ($v_z \cdot t_z = 1/2 L_z$) przed czołem ściany są następujące:

$$\sigma_{zr}^V \max = \frac{p_z \cdot \sin \alpha_0}{2 \cdot C_1} \left[L_s + v_x \cdot t - 1,5 m \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}} \right] - \frac{P_r \cdot L_w}{C_1} \quad (291)$$

Po uporządkowaniu wyrazów w równaniu (291) i wprowadzeniu zależności na L_s, L_w, C_1 otrzymamy:

$$\sigma_{zr}^V \max = \frac{0,2 v_x \cdot t}{m} \cdot \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} + 0,6 R_{cs} \left(1 - \frac{1,1 P_r}{p_z} \right) \quad (292)$$

W przeciętnych warunkach geotechnicznych oraz przy postępie v_x obecnie stosowanym w górnictwie węgla kamiennego $v_x = 3,6$ m/d wartość naprężeń (292) jest znacznie mniejsza od wytrzymałości skał stropowych.

Przykład:

$$\begin{aligned}V_x &= 3,6 \text{ m/d}; & m &= 3 \text{ m} \\p_z &= 20 \text{ MPa}; & R_{cs} &= 60 \text{ MPa} \\P_r &= 0,9 \text{ MPa}, & t &= \text{doba}\end{aligned}$$

$$\sigma_{zr}^V \max = \frac{0,2 \cdot 3,6 \cdot 1}{3} \sqrt{20 \cdot 60} + 0,6 \cdot 60 \left(1 - \frac{1 \cdot 1,0 \cdot 9}{20}\right)$$

$$\sigma_{zr}^V \max = 4,9 \text{ MPa} < R_{cs}$$

12.1.5. Naprężenia przed czołem ściany w warunkach geotechnicznych słabych skał karbońskich przy $P_r \neq 0$ i $V_x \neq 0$

Warunki słabych skał otaczających pokłady węgla występujące w LZW i częściowo w ROW charakteryzują się tym, że wytrzymałość naturalna skał siropowo spągowych R_{cs} równa jest ciśnieniu panującemu na głębokości eksploataowanego pokładu. Czyli

$$R_{cs} = p_z \quad (293)$$

Jeżeli szybkość zawału w takich warunkach jest większa od szybkości postępu przodku, to wówczas założyć można, że:

$$dL_1 = C_1 \quad (294)$$

$$dL_2 = 1/2 L_2$$

Przy tym założeniu naprężenia przed czołem ściany przyjmą postać:

$$\sigma_{zr}^V \max = \frac{p_z \cdot \sin \alpha_0}{2 C_1} \left[L_2 + V_x \cdot t \left(1 - \frac{dL_2}{dL_1}\right) \right] - \frac{P_r \cdot L_w}{C_1}$$

$$\sigma_{zr}^V \max = 0,9 R_{cs} = \frac{V_x \cdot t \cdot p_z \cdot \sin \alpha_0}{2 C_1} \left(1 - \frac{L_2}{2C_1}\right) - \frac{P_r \cdot L_w}{C_1}$$

$$\begin{aligned}\sigma_{zr}^V \max &= 0,9 R_{cs} + \frac{V_x \cdot t \cdot p_z \cdot \sin \alpha_0}{2 \cdot C_1} - \\ &= \frac{V_x \cdot t \cdot p_z \cdot \sin \alpha_0}{4 \cdot C_1^2} - \frac{P_r \cdot L_w}{C_1}\end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \sigma_{zr \max}^V &= 0,9 R_{cs} + \frac{0,22}{m} \sin \alpha_0 \cdot V_x \cdot t \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \\ &= \frac{0,14 \cdot \sin \alpha_0 \cdot V_x \cdot t}{m} \sqrt{\frac{R_{cs}^3}{p_z}} - 0,67 \frac{P_r \cdot R_{cs}}{p_z} \\ \sigma_{zr \max}^V &= -0,9 R_{cs} + \frac{V_x \cdot t \cdot \sin \alpha_0}{m} \left[0,22 \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} - 0,14 \sqrt{\frac{R_{cs}^3}{p_z}} \right] \\ &\quad - 0,67 P_r \cdot \frac{R_{cs}}{p_z} \end{aligned} \quad (295)$$

Dla warunków np. ROW $R_{cs} = p_z$ równanie (295) będzie następujące:

$$\sigma_{zr \max}^V = 0,9 R_{cs} + \frac{V_x \cdot t \cdot \sin \alpha_0}{m} \cdot 0,08 - P_r \cdot 0,67 \frac{R_{cs}}{p_z} \quad (296)$$

Wpływ postępu przodku w warunkach ROW na zmniejszenie naprężeń przed czołem ściany jest nieznaczny, na co wskazuje wzór (296), w którym wyrażenie decydujące o zmniejszeniu

$\sigma_{zr \max}^V$ związane jest z wartością współczynnika 0,08.

Pomiary GIG potwierdziły, że dla kopalń K-1 w LZW zachodzi związek:

$$2 R_{cn} = R_{cs}$$

Wobec tego zależność (295) przyjmie postać:

$$\begin{aligned} \sigma_{zr \max}^V &= 0,9 \cdot 2 R_{cn} + \frac{V_x \cdot t \cdot \sin \alpha_0}{m} \left[0,22 \sqrt{p_z \cdot 2 R_{cn}} - 0,4 \sqrt{\frac{8 R_{cn}^3}{p_z}} - \right. \\ &\quad \left. - \frac{P_r \cdot L_w}{C_1} \right] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \sigma_{zr \max}^V &= 1,8 R_{cn} + \frac{V_x \cdot t \cdot \sin \alpha_0}{m} \left[0,31 \sqrt{p_z \cdot R_{cn}} - 0,4 \sqrt{\frac{R_{cn}^3}{p_z}} - \right. \\ &\quad \left. - 1,3 P_r \cdot \frac{R_{cn}}{p_z} \right] \end{aligned}$$

$$\sigma_{zr}^V \max = 1,8 R_{cn} + \frac{V_x \cdot t \cdot \sin z_0}{m} \left[0,31 \sqrt{p_z \cdot R_{cn}} - 0,4 \sqrt{\frac{R_{cn}^3}{p_z}} \right] - 1,3 \frac{P_r R_{cn}}{p_z} \quad (297)$$

Jeżeli $R_{cn} = p_z$, to naprężenia (297) w warunkach LZW osiągnę wartość:

$$\sigma_{zr}^V \max = 1,8 R_{cn} - 1,3 P_r \quad (298)$$

12.1.6. Naprężenia przy eksploatacji pokładu z zawałem w warunkach sztywnego stropu oraz $P_r \neq 0$ i $V_x \neq 0$

Z rys. 6 widać, że w warunkach, gdy nad pokładem o grubości m zalega warstwa mocnego piaskowca o grubości h_{rz} , długość wspornika L_w przedniego zwiększa się znacznie i jak wykazały pomiary [7] może osiągnąć wartość L_8 .

Stąd obciążenie na obudowę ściany

$$Q_{ob} = P_r \cdot L_w \cdot y_1 = P_r \cdot L_8 y_1 \quad (299)$$

Obciążenie przed czołem przodka osiąga wartość

$$Q = Q_1 \cdot \sin z_0 = Q_1 \quad (300)$$

Z uwagi na to, że

$$z_0 = 90^\circ$$

w związku z tym (299) i (300) naprężenia przed czołem ściany są określone zależnością:

$$\sigma_{zr}^S \max(v) = R_{cs} + \frac{p_z}{2C_1} [V_x \cdot t - V_z \cdot t_z] - \frac{P_r \cdot L_8}{C_1} \quad (301)$$

Analizując stan naprężeń (301) przy postępie przodka V_x i postępie zawału V_z wyróżnić można następujące charakterystyczne ekstremalne przypadki:

1^o - gdy postęp przodka V_x jest równy postępowi załamania się stropu (belki) V_z

$$V_x = V_z$$

Wówczas naprężenia osiągną wartość:

$$\sigma_{zr}^s \max(v) = R_{cs} \left(1 - \frac{2 P_r}{p_z}\right) \quad (302)$$

2^o - gdy ściana jest zatrzymana i $V_x = 0$, wtedy naprężenia osiągną wartość zgodnie z (301) następującą:

$$\sigma_{zr}^s \max(v) = R_{cs} - \frac{p_z \cdot V_z \cdot t_z}{2 \cdot C_1} - \frac{P_r \cdot L_s}{C_1}$$

$$\sigma_{zr}^s \max(v) = R_{cs} - \frac{V_z \cdot t_z \cdot p_z}{2 \cdot 2,3 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}} - \frac{2 P_r \cdot R_{cs}}{p_z}$$

$$\sigma_{zr}^s \max(v) = R_{cs} \left(1 - \frac{2 P_r}{p_z}\right) - \frac{V_z \cdot t_z \cdot 0,22}{m} \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \quad (303)$$

Naprężenia (303) wskazują, że przy zatrzymaniu ściany w warunkach tępiących, gdzie występuje zawał stropu zasadniczego, czyli $V_z \neq 0$, ciśnienie górotworu przed czołem ściany jest mniejsze od ciśnienia występującego w czasie jej ruchu i równowagi postępów $V_x = V_z$.

3^o - przypadek najniekorzystniejszy dla prowadzenia ściany, gdy postęp zawału w czasie t jest równy 0, czyli $V_z \cdot t_z = 0$, zaś $V_x \neq 0$

$$\sigma_{zr}^s \max(v) = R_{cs} + \frac{p_z \cdot V_x \cdot t}{2 \cdot C_1} - \frac{P_r \cdot L_s}{C_1} \quad (304)$$

Jeżeli postęp ściany $V_x \cdot t = C_1$, to (304) będzie:

$$\sigma_{zr}^s \max(v) = R_{cs} \left(1 - \frac{2 P_r}{p_z}\right) + 0,5 p_z \quad (305)$$

Naprężenia (305) osiągną wartości większe od wytrzymałości skał stropu oraz wytrzymałości pokładu węgla powodując tępania układu strop-pokład.

4^o - gdy spowodowany będzie wymuszony zawał stropu zasadniczego przez strzelanie wstrząsowe. Czyli

$$V_z \cdot t_z = 1/2 L_s = 2,3 \cdot m \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}$$

$$V_x \cdot t = C_1$$

$$\sigma_{zr \max}^s(v) = R_{cs} + \frac{p_z}{2} - \frac{p_z \cdot 2,3 \text{ m} \cdot \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}}{4,6 \text{ m} \cdot \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}} - \frac{2 P_r R_{cs}}{p_z}$$

$$\sigma_{zr \max}^s(v) = R_{cs} \left(0,5 - \frac{2 P_r}{p_z}\right) + \frac{p_z}{2} \quad (306)$$

dla $R_{cs} = 100 \text{ MPa}$, $P_r = 0,9 \text{ MPa}$, $p_z = 20 \text{ MPa}$

$$\sigma_{zr \max}^s(v) = 100 \left(0,5 - \frac{2 \cdot 0,9}{20}\right) + \frac{20}{2} = 51 \text{ MPa} < R_{cs}$$

Wymuszony zawał stropu zasadniczo powoduje obniżenie naprężeń poniżej wytrzymałości R_{cs} .

5° - gdy nastąpi zmniejszenie wytrzymałości pokładu węgla przez wiercenie otworowe w przodku lub wtłaczanie wody do calizny węgla, wówczas wytrzymałość węgla w warunkach tąpniętych $4 R_{cw} \approx R_{cs}$ osiągnie wartość $6 R_{cw} \approx R_{cs}$ a w związku z tym naprężenie określone wzorem (304) przyjmie postać:

$$\sigma_{zr \max}^s(v) = \frac{p_z \cdot 4,6 \text{ m} \sqrt{\frac{6 R_{cw}}{p_z}}}{2 \cdot 2,3 \text{ m} \sqrt{\frac{p_z}{6 R_{cw}}}} +$$

$$+ \frac{p_z \cdot V_x \cdot t}{2 \cdot C_1} - \frac{p_z \cdot V_z \cdot t_z}{2 \cdot C_1} - \frac{P_r \cdot 4,6 \text{ m} \sqrt{\frac{6 R_{cw}}{p_z}}}{2 \cdot 2,3 \text{ m} \sqrt{\frac{p_z}{6 R_{cw}}}}$$

$$\sigma_{zr \max}^s(v) = 6 R_{cw} + \frac{0,53}{\pi} \sqrt{p_z \cdot R_{cw}} (V_x \cdot t - V_z \cdot t_z) -$$

$$- \frac{6 P_r \cdot R_{cw}}{p_z}, \text{ MPa} \quad (307)$$

6° - gdy zostanie zastosowana podszedzka hydrauliczna, wówczas $L_s = L_w$, a w związku z tym obciążenie przed czołem ściany wyniesie:

$$Q_p = \frac{p_z \cdot L_w \cdot \gamma_1}{2} = 0,77 \text{ m} \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \quad (308)$$

Wartość naprężeń przed czołem ściany będzie następująca:

$$\begin{aligned} \sigma_{zr \max}^D(v) &= \frac{p_z \cdot L_w}{2 \cdot C_1} + \frac{p_z \cdot V_x \cdot t}{2 \cdot C_1} - \frac{P_r \cdot L_w}{2 C_1} \\ \sigma_{zr \max}^D(v) &= \frac{L_w}{2C_1}(p_z - P_r) - \frac{V_x \cdot t \cdot 0,22 \sqrt{p_z \cdot R_{cs}}}{m} \\ \sigma_{zr \max}^D(v) &= 0,34 R_{cs} \left(1 - \frac{P_r}{p_z}\right) + \frac{0,22 V_x \cdot t}{m} \sqrt{p_z R_{cs}} \end{aligned} \quad (309)$$

Zastosowanie podszedki hydraulicznej w warunkach tąpniętych zmniejsza wydatnie naprężenia przed czołem ściany, które są określone wzorem (309).

12.1.7. Podporność obudowy w warunkach mocnych skał stropowych przy eksploatacji z zawalem stropu (rys. 6) w uzależnieniu od postępu przodka V_x

Największe obciążenie na obudowę ściany występuje, gdy postęp przodka $V_x \neq 0$, zaś postęp załamania się warstwy stropowej w czasie t_z jest równy $V_z = 0$. Wówczas naprężenia przed czołem ściany określa wzór (304).

Podporność obudowy P_r powinna przejąć maksymalny nacisk stropu i zapewnić warunek aby $\sigma_{zr \max}^D(v) \leq R_{cs}$. Wówczas zależność (304) przyjmie postać:

$$R_{cs} = R_{cs} + \frac{p_z}{2 C_1} \cdot V_x \cdot t - \frac{2 P_r R_{cs}}{p_z} \quad (310)$$

Stąd podporność maksymalna obudowy ściany wyniesie:

$$P_r \max(v) = \frac{0,11 \cdot V_x \cdot t}{m} \sqrt{\frac{p_z^3}{R_{cs}}}; \quad \text{MPa} \quad (311)$$

Przykład:

$$V_x \cdot t = 2 \text{ m}, \quad m = 2,5 \text{ m}$$

$$p_z = 20 \text{ MPa}, \quad R_{cs} = 100 \text{ MPa}$$

$$P_r \max(v) = \frac{0,11 \cdot 2}{2,5} \sqrt{\frac{20 \cdot 20 \cdot 20}{100}} = 0,78 \text{ MPa}$$

Jeżeli zabiór przodka $V_x \cdot t = C_1$ przy $V_z = 0$, wówczas front zbliży się do maksymalnego obciążenia Q_1 działającego przed czołem ściany, wtedy z zależności (310) można określić maksymalną podporność obudowy.

$$P_{r \max}(v) = 0,25 \frac{p_z^2}{R_{cs}}; \text{ MPa}$$

Przy założeniu:

$$p_z = 20 \text{ MPa} \quad \text{ i } \quad R_{cs} = 100 \text{ MPa}$$

$$P_{r \max}(v) = 0,25 \cdot \frac{20 \cdot 20}{100} = 1 \text{ MPa}$$

13. ANALITYCZNE WYPROWADZENIE WZORÓW
 NA ZMIANĘ CIŚNIEŃ POZIOMYCH
 I WYTRZYMAŁOŚĆ WĘGLA W OTOCZENIU FRONTU EKSPLOATACYJNEGO

Wykorzystując znane zasady statyki, wyniki 2300 pomiarów przeprowadzonych w kopalniach w ścianach zawałowych [27] oraz wyniki badań modelowych [10, 11, 9, 23] i rozważań podanych w pracy scharakteryzowano podstawowe wielkości przestrzeni zawałowej przy eksploatacji pokładów, z zawałem stropu w warunkach łatwo i trudno rabowalnych warstw, co obrazują rys. 5 i 6. Rysunki te ujmują także przebieg naprężeń występujących w otoczeniu czoła ściany.

Równowagę obciążeń występujących w otoczeniu wyrobiska zawałowego w przeciętnych warunkach geotechnicznych (rys. 5) oraz przy załęganiu w stropie mocnych, ale jeszcze ulegających zawałowi warstw piaskowca (rys. 6) utrzymują siły boczne pochodzące od ciśnienia poziomego $+p_{bx}$, p_{by} , $-p_{by}$. Odkryta powierzchnia czoła ściany powoduje naruszenie równowagi ciśnienia poziomego, kiedy to jedna ze składowych $-p_{bx} = 0$. Wynikiem działania ciśnienia p_{bx} (układ płaski) jest pojawienie się siły poziomej Q_H jako reakcji siły Q_x (rys. 8), której zmienną wartość ilustruje rys. 34. Obciążenie $Q_{H \max}$ powstaje w wyniku działania parcia bocznego p_{bx} w otoczeniu sklepienia ciśnień na długość M_b . Wielkość tego ciśnienia można wyliczyć ze wzoru:

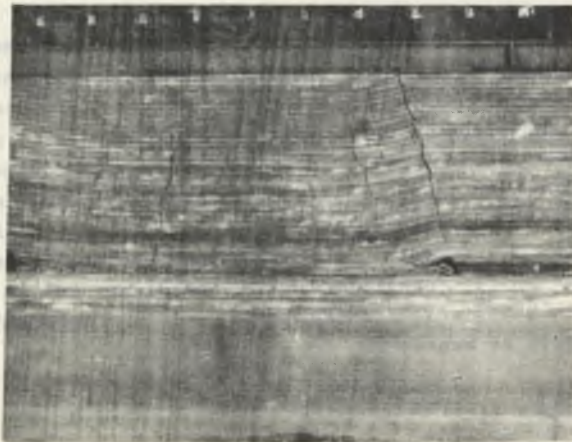
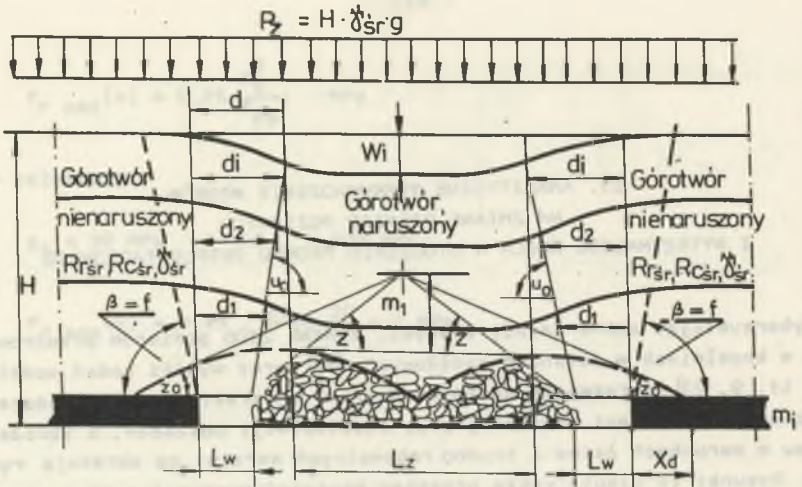
$$Q_{H \max} = p_{bx} \cdot M_b \cdot \gamma_1 \quad (312)$$

Wstawiając do wzoru (312) wartość za M_b otrzymamy

$$Q_{H \max} = p_{bx} \cdot 3,5 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{rs}}} \cdot \gamma_1 \quad (313)$$

W obrębie strefy czoła ściany górotwór jest nienaruszony eksploatacją pokładu, a jedynie znajduje się pod działaniem zwiększonych naprężeń i częściowej deformacji na odległość X_d od czoła przodka (rys. 34, 35). Za sięg poziomy X_d deformacji górotworu nienaruszonego przed czołem ściany wynosi:

$$X_d = \frac{z_p}{\text{tg} \tau} \quad (314)$$



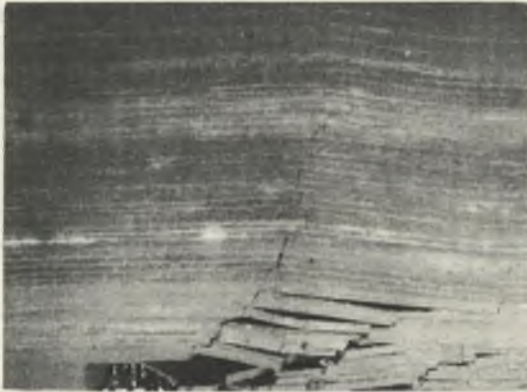
Rys. 34. Kąt zasięgu deformacji i odległości punktu przecięcia krzywej osiadania w górotworze

a) schemat interpretacyjny, b) przebieg deformacji na modelu ekwiwalentnym dla $v_x = 0$

gdzie:

tgf - kąt zasięgu wpływ eksploatacji na górotwór nienaruszony przed czołem frontu eksploatacyjnego w pokładach (rys. 34b) wynikający z działania sił rozciągających na warstwy karbońskie po dostatecznie długim okresie czasu i zatrzymanej eksploatacji wynosi:

$$\text{tgf} = 1,2 \sqrt{\frac{p_z}{R_{rs}}} \quad (315)$$



Rys. 35. Kształt niecki osiadania w górotworze wg badań modelowych w otoczeniu krawędzi pokładu dla $V_x \neq 0$

Uwzględniając we wzorze (314) zależność (315) oraz wartość na Z_p

$$Z_p = 1,7 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R r_s}}$$

otrzymamy

$$x_d = \frac{1,7 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R r_s}}}{1,2 \sqrt{\frac{p_z}{R r_s}}} = 1,4 \cdot m \quad (316)$$

Jeżeli we wzorze (316) uwzględnimy grubość pokładów węglowych możliwych do eksploatacji w obecnych warunkach techniczno-górnictwowych, która do głębokości 1000 m w GZW wynosi $m_w \approx 0,1 H$, to wówczas wzór (316) przyjmie postać

$$x_{dH} = 1,4 \cdot 0,1 \cdot H = 0,14 H \quad (317)$$

Pełne parcie boczne P_{bx} wystąpi w górotworze naruszonym, gdy warstwy zalegające nad strefą zawałową ulegną załamaniu się pod kątem z (rys. 34). Wówczas maksymalna siła pozioma osiągnie wartość

$$Q'_{H \max} = \frac{Q}{\operatorname{tg} z} \quad (318)$$

gdzie:

z - wyliczony kąt zasięgu deformacji warstw przy zawale sięgający do warstw utrzymujących czasową równowagę w warstwach m_1 (rys. 5 i 34a)

gdzie:

$$Q = Q_1 \cdot \sin z_0 \quad (319)$$

$$\operatorname{tg} z_0 = \frac{\frac{z_p}{2} + \frac{1}{2} m_1}{\frac{1}{2} L_b + C_1} \cong 6,9 \frac{p_z}{R_{cs} + p_z}$$

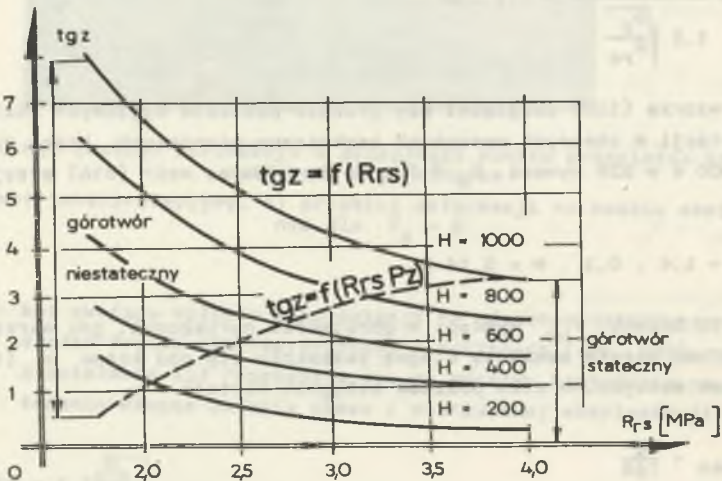
$$\operatorname{tg} z = \frac{M_b}{\frac{L_z}{2}} \quad (320)$$

Po uwzględnieniu w (320) zależności za M_b i L_z , które wynoszą

$$M_b = 3,5 \cdot m \cdot \sqrt{\frac{p_z}{R_{rs}}} = 16 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}$$

$$L_z = 14 \cdot m \sqrt{\frac{R_{rs}}{p_z}} = 3 \cdot m \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}$$

otrzymano $\operatorname{tg} z = 0,5 \frac{p_z}{R_{rs}} = 10 \frac{p_z}{R_{cs}}$ (rys. 36) (321)



Rys. 36. Graficzne ujęcie zależności $\operatorname{tg} z$ od R_{rs}

Składowe siły pionowej Q (rys. 5 i 6) działające w odległości C_1 od krawędzi przodku w głąb pokładu dla średniej wartości w GZW kąta załamania się warstw po dostatecznie długim czasie $z = z_0 = 62^\circ$ (rys. 5 i 10).

$$Q_1 = p_z \cdot \frac{L_s}{2} \cdot y_1 \quad (322)$$

Po wstawieniu do (322) wartości za L_s i przekształceniu

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

Zatem wzór (318) można ostatecznie przedstawić w postaci

$$Q_{H \max} = \frac{2,1 \cdot m \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot y_1}{10 \frac{p_z}{R_{cs}}}$$

skąd

$$Q'_{H \max} = 0,21 \cdot m \sqrt{\frac{R_{cs}^3}{p_z}} y_1 = 19 \cdot m \sqrt{\frac{R_{rs}^3}{p_z}} \cdot y_1 \quad (323)$$

Ponieważ

$$Q = Q'_{H \max} \cdot \operatorname{tg} z \quad (324)$$

oraz, że

$$Q = p_z \cdot x_d \cdot y_1 = p_z \cdot 1,4 \cdot m \cdot y_1 \quad (325)$$

wobec czego porównując równania (323) i (324) oraz uwzględniając zależność (321) i (313) otrzymamy wzór

$$p_z \cdot 1,4 \cdot m = p_{bx} \cdot 3,5 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{rs}}} \cdot 0,5 \frac{p_z}{R_{rs}} \quad (326)$$

Z zależności (326) stosunek ciśnienia pionowego do poziomego $\frac{p_z}{p_{bx}}$ okreś-
la związek

$$\frac{p_z}{p_{bx}} = 1,25 \sqrt{\frac{H^3 \cdot g^3}{R_{rs}^3}} \quad (327)$$

Tabela 15

Wartości ciśnienia pierwotnego przed czołem ściany

H [m]	γ_{sr} [kN/m ³]	R _r [MPa]	P _x [MPa]	P _z [MPa]	$\frac{P_z}{P_x}$
200	20	2,0	1,20	4,0	3,4
400	24	4,0	2,15	9,6	4,5
600	25	5,0	2,45	15,0	6,1
800	26	6,0	2,65	21,0	7,9
1000	27	7,0	3,00	27,0	9,0

Przebieg ciśnienie p_{bx} oraz stosunek $\frac{P_z}{P_x}$ obliczone wzorem (327) zestawiono w tabeli 15.

Ze wzoru (327) wynika, że $\frac{P_z}{P_x}$, które występuje dopiero po wyeksploatowaniu części pokładu, czyli po powstaniu pustki $V_1 = m_1 \cdot \gamma_1 \cdot L_{o1}$ rośnie z głębokością i gęstością przestrzenną skał a natomiast maleje ze wzrostem wytrzymałości skał karbońskich.

W wyniku działania ciśnienia bocznego p_{bs} oraz pionowego p_z następuje zwiększenie wytrzymałości pokładu węgla, który szczególnie w strefie X_w znajduje się w 3-osiowym stanie naprężeń $p_z, -p_z, -p_{bx}, p_{by}, -p_{by}$.

Tabela 16

Wpływ wytrzymałości warstw stropowych na wzrost naprężeń przed czołem ściany zawałowej

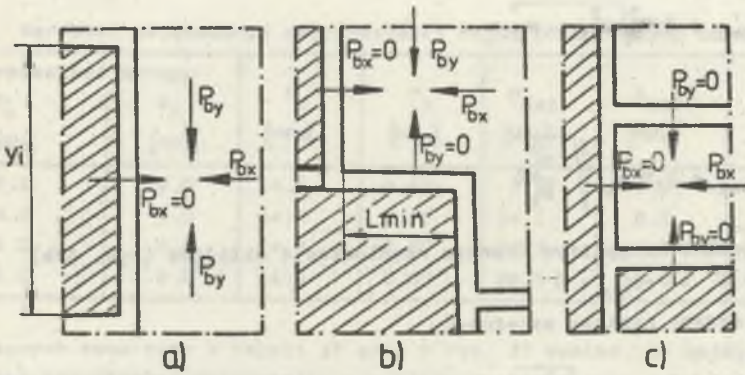
R _r [MPa]	R _{cs} [MPa]	Q [MN]	P _x [MPa]	X _w [m]	L _s [m]	σ_{zw} [MPa]
2,0	42,0	10,4	0,62	14,6	15,8	6,9
4,0	84,0	145,0	1,75	10,6	22,3	14,1
6,0	126,0	176,0	3,20	8,4	27,3	21,0
8,0	168,0	205,0	5,00	7,3	31,0	28,0

W tabeli 16 podano przykładowe wartości liczbowe zwiększonych naprężeń jako wynik działania zwiększonych obciążeń i skróconych stref przy założeniu $H = 600$ m, $m = 2$ m, $\gamma = 2,4$ kN/m³ oraz zmiennych wartości wytrzymałości skał stropowych. Wartości zwiększonych naprężeń ściskających przekraczają często w praktyce wytrzymałość węgla na ściskanie R_{cw} . Pomimo to pokład w ich zasięgu nie ulega rozgnieceniu poza strefą krawędzi czoła ściany ze względu na działające ciśnienia oosiowe p_{bx}, p_{by} , które razem z ciśnieniem pionowym p_z zwiększają odpowiednio wytrzymałość węgla utrzymując równowagę naprężeń. Przekroczenie podwyższonej wytrzymałości na ściskanie pokładu powoduje trwałe jego odkształcenie ujawniające się w postaci ugięcia (ściśnięcia).

Wzrost wytrzymałości węgla potwierdzony został laboratoryjnie (Znański) przez badanie kostek węgla poddawanych 3-osiowemu stanowi naprężeń. W zależności od proporcji p_z do p_{bx} zginiaty materiał podwyższał swoją wytrzymałość kilkakrotnie.

Podane wzory empiryczne na obliczanie zwiększonych wytrzymałości dużych próbek węgla (Greenwald, Bieniawski, Wagner) uzależniają je od szerokości a i wysokości próbki h .

W warunkach dożowych pokład w zasięgu x_w zbliżony jest kształtem do próby w formie płyty w której występują duże wewnętrzne naprężenia poziome, a w tym przypadku badania wykazały, że zniszczenie próbek wystąpiło po przekroczeniu wysokich naprężeń pionowych. Natomiast zniszczenie próbek o kształcie sześciangu następowało przy małej wartości naprężeń pionowych.



Rys. 37. Układ pierwotnych naprężeń przy różnej długości frontu górniczego

a) front prostoliniowy, b) schodkowo-ustępliwý, c) zabierkowy - pasami

Na rys. 37 pokazano trzy schematy rozcięcia pokładu węgla ze składowymi ciśnieniami poziomymi.

- Prostoliniowy front eksploatacyjny o znacznej długości (rys. 37a), gdzie występują trzy składowe ciśnienia poziome p_{bx} , p_{by} , $-p_{by}$. Wzdłuż płaszczyzny czoła przodku $-p_{bx} = 0$. W tym przypadku wzór (326) uwzględnia trzy składowe ciśnienia poziome, a mianowicie:

$$(p_{bx} + p_{by} + p_{by}) = 0,8 \sqrt{\frac{R_{rs}}{p_z}} \quad (328)$$

Zakładając symetrię ciśnień poziomych $p_{bx} = p_{by}$ oraz przyjmując, że

$$20 R_{rs} \approx R_{cs} \approx 6 R_{cw} \quad (329)$$

w granicznym przypadku naprężeń ściekających otrzymamy zależność podwyższonej wytrzymałości węgla R_{cw1} od ciśnienia pierwotnego p_z i p_{bx} w postaci

$$p_{bx} = 0,8 \sqrt[3]{\frac{\left(\frac{6}{20} R_{cw1}\right)^3}{p_z}}$$

skąd

$$p_{bx}^2 = 0,8^2 \left(\frac{6}{20}\right)^3 \cdot \frac{R_{cw1}^3}{p_z} \quad (330)$$

Z zależności (330) wytrzymałość węgla prostopadłego frontu eksploatacji (rys. 37) określa wzór

$$R_{cw1} = 3,9 \sqrt[3]{p_{bx}^2 \cdot p_z} \quad (331)$$

lub

$$R_{cw1} = 3,9 p_z \sqrt[3]{\frac{p_{bx}^2}{p_z}} \quad (332)$$

- W schodkowo ustępliwym froncie eksploatacji składowe (rys. 37b)

$$-p_{bx} = 0 \quad -p_{by} = 0$$

wówczas możemy napisać zależność

$$2 p_{bx} = 3 \cdot 0,8 \sqrt[3]{\frac{R_{cw}^3}{p_z}} \quad (333)$$

$$\left(\frac{2}{3} p_{bx}\right)^2 = 0,8^2 \left(\frac{6}{20}\right)^3 \cdot \frac{R_{cw}^3}{p_z}$$

skąd po uwzględnieniu (229) otrzymamy wzór

$$R_{cw2} = 3 \sqrt[3]{p_{bx}^2 \cdot p_z} \quad (334)$$

- W systemie zabierkowym - pasami gdzie pokład jest rozcięty znaczną ilością chodników (rys. 37c) a tym samym zmniejszona została sztywność układu strop-pokład, gdyż $-p_{bx} = 0$, $p_{by} = 0$, $-p_{by} = 0$.

Wzór przyjmie postać

$$p_{bx} = 3 \cdot 0,8 \sqrt{\frac{R_{rs3}}{p_z}} \quad (335)$$

a po uwzględnieniu w nim zależności (329) otrzymamy

$$R_{cw3} = 1,9 \sqrt[3]{p_{bs}^2 \cdot p_z} \quad (336)$$

Wartość zwiększonej wytrzymałości węgla na ściskanie obliczone wzorem (332), (334) i (336) dla zmiennych parametrów górotworu podano w tabeli 17.

Tabela 17

Wartości zwiększonej wytrzymałości węgla przed czołem ściany

Wytrzymałość stropu		p_z [MPa]	p_x [MPa]	R_{cw1} [MPa]	R_{cw2} [MPa]	R_{cw3} [MPa]
R_c [MPa]	R_r [MPa]					
42,0	2,0	14,4	0,62	7,1	4,5	3,4
84,0	4,0	14,4	0,75	14,1	8,8	6,9
126,0	6,0	14,4	3,20	21,0	13,0	10,0
168,0	8,0	14,4	5,00	28,5	18,0	13,5

Z danych zawartych w tabeli 17 oraz z rys. 37 wynika, że największe wartości zwiększonej wytrzymałości pokładu wystąpić mogą przy znacznej długości frontu eksploatacyjnego, gdzie działają prawie wszystkie składowe parcia (ciśnienia) boczne (oprócz $-p_{bx} = 0$ w czołe ściany) wywołujące przy mocnym stropie maksymalne naprężenia ściskające. Przodek ten jest najniekorzystniejszy w działalności górniczej z uwagi na to, że maksymalnie podwyższona wytrzymałość węgla R_{cw1} utrzymuje w równowadze naprężenia nad pokładem (rys. 6) powodujące wydłużenie płyty stropowej nad wyrobiskiem zawałowym, aż do momentu jej gwałtownego załamania.

Korzystniejszym systemem prowadzenia eksploatacji w pokładach skłonnych do tępów pod względem zmniejszenia wartości naprężeń przed czołem frontu eksploatacyjnego w warstwach stropowych jest schodowe wybieranie pokładu o wyprzedzeniu każdej ściany co najmniej równej $2 X_w$. Minimalne wyprzedzenie ściany L_w w stosunku do poprzedniej wynosi zatem

$$L_{min} = 2 \cdot X_w \quad (337)$$

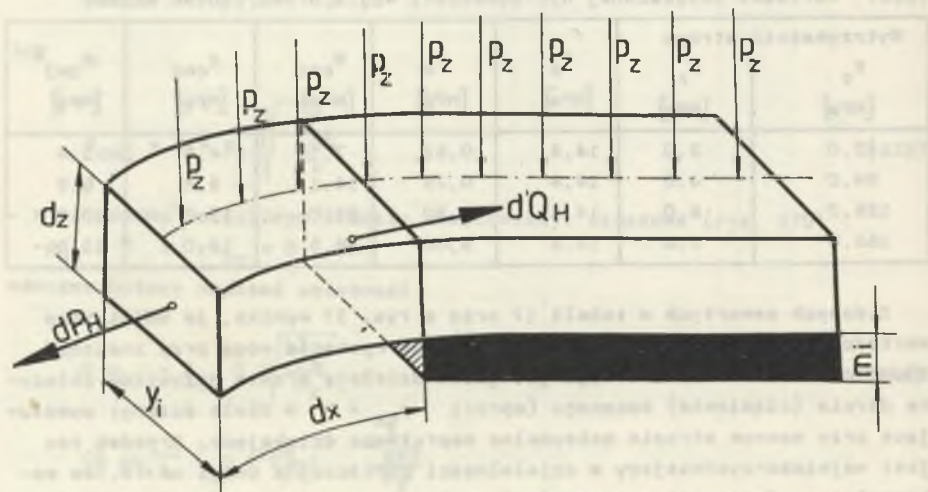
a po uwzględnieniu w (337)

$$x_w = 12,6 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} \quad (338)$$

$$L_{min} = 25,2 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} \quad (339)$$

Wielkość L_{min} wg (339) zapewnia, że nie nastąpi oddziaływanie naprężeń sąsiednich dwóch ścian zawałowych (rys. 37).

Obciążenie Q (rys. 3 i 5) powoduje w granicznym stanie równowagi sił naprężeń rozciągających przekroczenie wytrzymałości warstwy (warstw) na rozciąganie R_{rs} w przekroju poprzecznym m_1 i y_1 . Stąd można przyjąć, że na element danej warstwy (rys. 38) o względnej stałej sztywności $E \cdot J$ działają obciążenia:



Rys. 38. Schemat obciążeń działających na pojedynczą warstwę karbońską

- siła rozciągająca

$$dP_H = 0,5 \cdot p_z \cdot y_1 \cdot dx$$

- siła utrzymująca warstwę w równowadze do momentu zerwania w czynnym przekroju

$$dQ_H = R_{rs} \cdot y_1 \cdot dz$$

Równowaga obciążeń działających na warstwy w granicach od początku układu współrzędnych (spąg pokładu) do powierzchni (odległość H). Rys. 34, 35 przedstawia równanie:

$$\int_0^d dP_H = \int_0^H dQ_H$$

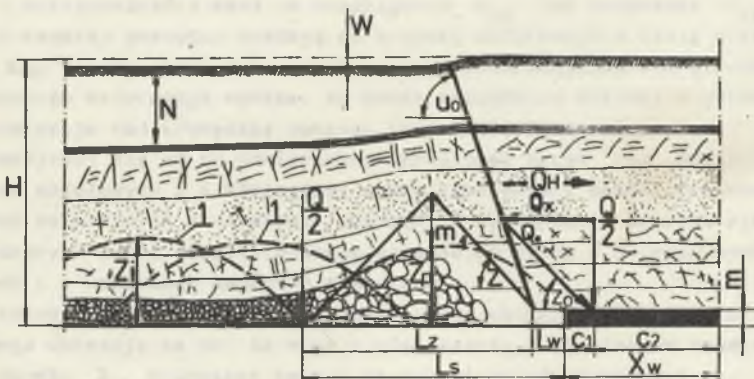
po wstawieniu do wzoru wartości za dQ_H i dP_H otrzymamy

$$\int_0^d P_z \cdot Y_1 \cdot dx = \int_0^H R_{rs} \cdot Y_1 \cdot dz$$

$$P_z \cdot \frac{d}{Y_1} = R_{rs} \cdot H$$

gdzie:

d - pozioma odległość załamywania się warstw od krawędzi pokładu (rys. 34a, 35).



Rys. 39. Układ obciążeń wraz z głównymi wymiarami wyrobiska zawałowego oraz z uwidocznionym kątem u_0 wpływu eksploatacji na górotwór naruszony przy czynnym froncie eksploatacji

Po przekształceniach można obliczyć punkty przegięcia niecki osiadania na powierzchni przy wybieraniu na zawał - 1 pokładu

$$d = \frac{2 \cdot R_{rs} \cdot H}{P_z} = \frac{2 \cdot R_{rs}}{\gamma_{6r}} \cdot H$$

Wartość d (rys. 34) można także określić z zależności

$\frac{H}{d} = \operatorname{tg} \alpha$, a stąd po uwzględnieniu zależności (321) otrzymamy:

$$d = \frac{H}{0,5 \cdot \frac{P_z}{R_{rs}}} = \frac{2 \cdot R_{rs}}{\delta_{dr}}$$

Po zakończeniu (zatrzymaniu) eksploatacji i pokładu o grubości m kąt załamania się warstw za przedziałem roboczym $\operatorname{tg} \alpha$ przy długim wybiegu i dostatecznie długim czasie może osiągnąć wartość kąta zasięgu wpływów $\operatorname{tg} \alpha_0$ (rys. 39).



Rys. 39. Schemat układu warstw skalnych na wybiegu roboczym

Wpływ...
...
...

$$\frac{d}{H} = \frac{2 \cdot R_{rs}}{\delta_{dr} \cdot H}$$

14. PODSUMOWANIE I WNIOSKI KOŃCOWE

Badania modelowe [10, 15, 16 i 23] oraz pomiary "in situ" przeprowadzone na kopalniach [27], jak również wyniki szeregu prac z zakresu określania naprężeń w górotworze w otoczeniu wyrobisk zaważowych wykazują, że zjawiska występujące przy eksploatacji pokładów węgla, takie jak: deformacja warstw stropowych nad powstającą pustką poeksploatacyjną, zasięg deformacji, obciążenie i naprężenia nie przebiegają liniowo.

Przebieg tych zjawisk uzależniony jest, jak wykazano, od warstwowej budowy górotworu oraz od naturalnych własności geotechnicznych skał otaczających eksploatowany pokład na danej głębokości. Mechanizmem deformacji warstw zalegających nad wybieraną częścią pokładu jest moment zginający - deformacyjny M_{max} wywołany obciążeniem jednoosobnym pochodzącym od ciśnienia pierwotnego penującego na danej głębokości.

Deformacja poszczególnej warstwy karbońskiej, jak wykazują badania modelowe, przebiega według krzywej określonej zmiennymi parametrami: ciśnieniem i wytrzymałością skał na rozciąganie R_{rs} lub ściszenie R_{cs} .

Kąt zawarty pomiędzy sieczną do krzywej deformacji a linią poziomą (rys. 34a) można uznać jako wynik zasięgu deformacji warstw stropowych. Z przebiegu deformacji wynika, że punkt przegięcia krzywej w górotworze nie występuje nad krawędzią pokładu (rys. 34), lecz w odległości zmiennej, zwiększającej się aż do powierzchni określonej kątem $tg\alpha$. Przyjęty w badaniach modelowych i w niniejszej pracy rzeczywisty model górotworu o znanych naturalnych parametrach pozwala na wyjaśnienie szeregu zjawisk zachodzących wokół eksploatowanego pokładu na zaważ w przeciętnych warunkach i w warunkach zagrożeń tępianiami.

W szczególności opisane podanymi w pracy wzorami wymiary wyrobiska zaważowego wskazują na to, że wraz z głębokością i ciśnieniem rośnie wysokość zaważu Z_p , natomiast maleje szerokość strefy zaważowej L_s (rys. 9). Wraz z głębokością wzrasta wartość obciążenia i naprężeń występujących przed czołem przodka i w woporniku przednim a tym samym naciek na obudowę. Strefa zwiększonych naprężeń X_w ulega wydłużeniu wraz z głębokością. Również strefa C_1 występowania maksymalnych naprężeń wzrasta. Wielkość naprężeń przed czołem frontu eksploatacyjnego zależna jest od obciążenia a także od podporności obudowy, której udział w przejmowaniu części obciążenia jest malejący wraz z rosnącą głębokością.

Wykresem przebiegu naprężeń przed czołem ściany i w woporniku przednim są hiperbole, których punkt przecięcia w stropie zasadniczym określa zmiana naprężeń ściskających na rozciągające potwierdzona pomiarami elektrooporowymi.

Eksploatacja z podsadzką hydrauliczną pozwala na 2,5-krotne zmniejszenie wartości naprężeń i nacisku na obudowę w warunkach tąpnięć. Znaczny postęp ściany przy sztywnym i mocnym stropie zasadniczym powoduje tąpliwość układu strop-pokład. Zaś dla naturalnych parametrów skał w GZW określony postęp frontu eksploatacyjnego jest mniejszy od obecnie stosowanego na kopalniach. Również utrzymanie długiego prostoliniowego frontu górniczego w warunkach tąpnięć powoduje zwiększenie sztywności układu strop-pokład, a tym samym wzrost naprężeń przed czołem przodka. Zmniejszenie wytrzymałości belki (płyty) jaką jest strop zasadniczy przez schodkowe usytuowanie frontów eksploatacyjnych z wyprzedzeniem prowadzonych ścian umożliwi obniżenie tąpliwości układu strop-pokład.

Analiza obciążeń występujących w otoczeniu pokładów silnie nachylonych i stromych wykazuje zmniejszenie naprężeń ściskających wokół wyrobiska zawałowego, przy równoczesnym pojawieniu się naprężeń rozciągających w warstwie stropowej, a po przekroczeniu nachylenia pokładu $\alpha > z$ (z - ugięcie) przy eksploatacji po wzniosie zaczyna działać ciśnienie spągowe. Przy pokładach stojących $\alpha = 90^\circ$ występujące naprężenia w stropie i spęgu są równe ciśnieniu poziomemu P_x .

Podane zależności na prognozowanie minimalnych odległości eksploatacji pokładu w stosunku do innego pokładu, krawędzi, resztek, filarów itp., przy uwzględnieniu nadbierania i podbierania uwzględniają naturalne własności warstw oddzielających te pokłady, a w szczególności grubości obu pokładów m' i m'' , od których zależy wielkość obciążenia i naprężenia występujących w otoczeniu powstającej pustki zawałowej.

Z całokształtu zagadnień opisanych za pomocą podanych matematycznych zależności wynikają następujące wnioski końcowe:

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

2. Podane metody prognozowania zmian deformacyjno-naprężeniowych w górotworze naruszonym eksploatacją (złoże) pokładów węgla mogą być wykorzystane w innych zagłębieniach węglowych pod warunkiem ustalenia proporcji grubości warstw węglowych i niewęglowych, wytrzymałości skał na ściskanie R_{cs} , na rozciąganie R_{rs} , a także gęstości przestrzennej γ_{sr} oraz stosunku wytrzymałości R_{cs} do R_{cw} .

3. Parametrami decydującymi o przebiegu zjawisk zachodzących wokół frontu eksploatacyjnego są naturalne własności geomechaniczne: R_{cs} , R_{rs} , m , γ_{sr} , α , H oraz parametry techniczne V_x , V_z , P_r .

4. Przebieg naprężeń ściskających występujących przed czołem ściany i w otoczeniu przestrzeni z frontu eksploatacyjnego jest periodyczny i zależy także od stosunku $V_z : V_x$.

Stabilność równowagi obciążeń działających w otoczeniu wyrobiska zawałowego o określonych wymiarach za pomocą wzorów utrzymywana jest przez warstwę (warstwę) o grubości m_1 zalegającej ponad pełnym zawałem Z_p przejmującej w czasie biegu ściany obciążenia pionowe $p_z \cdot \gamma_1$. Warstwa m_1 przenosi nacisk przed czoło ściany i na rumosze skalny częściowo sprasowany w odległości L_s od krawędzi eksploatacyjnego pokładu. Pojawiające się ciśnienie boczne P_x na wysokość Z_p , a nawet maksymalnie na wysokość M_b stanowi reakcję siły horyzontalnej Q_H i w zależności od wartości dodatniej lub ujemnej ΔQH powoduje większy lub mniejszy stopień deformacji warstw stropowych wewnątrz sklepienia ciśnień.

5. Podporność obudowy P_r wpływa istotnie na zmniejszenie naprężeń ściskających $\sigma_{zr \max}$ przed czołem przodka dla głębokości eksploatacji do 400 m. Poniżej 400 m głębokości wybierania pokładów podporność obudowy P_r zmniejsza nieznacznie naprężenia ściskające $\sigma_{zr \max}$ (rys. 19). Zwiększenie podporności obudowy ścianowej powyżej 1 MPa nie posiada uzasadnienia technicznego (rys. 19).

6. Istotą tępań układu strop-pokład-spąg jest przekroczenie zwiększonej wytrzymałości pokładu na ściskanie R_{cw} przez naprężenia ściskające σ_{zwt} w strefie $2 C_1$, w wyniku czego następuje gwałtowne załamanie się sztywnego stropu nad pustką $V = m \cdot L_s \cdot \gamma_1$. Załamanie się warstwy sztywnego stropu o grubości h_{rz} (rys. 6) wystąpić może w miejscu działania M_{\max} względnie w miejscu działania sił poprzecznych T_{\max} występujących przy krawędzi pokładu.

7. Działania w zwalczaniu tępań stropowo-pokładowych prowadzone powinny być w kierunku zmniejszenia wytrzymałości skał stropowych, zmniejszenia rozpiętości belki (płyty) L_s , przez zastosowanie podsadzki hydraulicznej pozwalającej osiągnąć warunek $L_s = L_w$, zastosowanie optymalnego 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_x .

Stosowanie eksploatacji odprężającej, czyli podbierającej lub nadbierającej dla zmniejszenia wytrzymałości górotworu otaczającego strop i pokład tąpący wymaga określenia parametru $S_0 = \frac{1}{2} m_1 + Z_p$ równoważnego z zawałem wysokim Z_w przy odpowiedniej znajomości R_{cs} , R_{cw} , σ_{sr} itp. pokładu tąpącego i skał otaczających.

8. Z badań modelowych wynika, że przy zatrzymanej eksploatacji pokładu na zawał następuje zwiększenie się kąta załamania stropu α (rys. 5a i 33) do wartości powyżej 60° sięgającej aż do powierzchni.

Ten kierunek załamania się poszczególnych warstw ma miejsce w strefie górotworu naruszonego eksploatacją. Nie stwierdzono zasięgu eksploatacji w kierunku górotworu nienaruszonego w czasie biegu ściany, przyjmowanego dotychczas jako kąt wpływów głównych $tg\beta$.

Deformacja warstw zalegających nad krawędzią pokładu z zatrzymaną eksploatacją przebiega bardzo wolno i po długim czasie $t = f(R_{cs}, \sigma_{sr}, H, \alpha)$ kąt zasięgu zbliży się do wartości $tg\alpha$ (rys. 34).

Fakt ten posiada duże znaczenie dla określenia wpływów eksploatacji na obiekty powierzchniowe.

9. Podane w tabelach przykładowe obliczenia wielkości za pomocą wzorów wyprowadzonych w pracy są zbliżone z wynikami obserwowanymi w praktyce i z wystarczającą dokładnością mogą służyć do prognozowania deformacji górotworu, obciążeń i naprężeń w otoczeniu wyrobisk ścianowych, gdy eksploatacja odbywa się z zaważem stropu oraz z podsadzką hydrauliczną.

Z e s t a w i e n i e
wybranych podstawowych wzorów końcowych
do praktycznego stosowania

- Wysokość zawału pełnego przy eksploatacji z zawałem stropu (rys. 5a)

$$Z_p = 7,8 \cdot m \cdot \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} = 1,7 \cdot m \sqrt{\frac{p_z}{R_{rs}}} \quad m \quad (44) \text{ i } (45)$$

m - grubość eksploатовanego pokładu.

R_{cs} , R_{rs} , γ_{sr} - średnie wartości wytrzymałości na ściskanie i rozciąganie oraz gęstości przestrzennej warstw deformowanych w otoczeniu strefy zawałowej

p_z - ciśnienie pierwotne w górotworze

$$p_z = \gamma_{sr} \cdot H \cdot g$$

γ_{sr} - średnia gęstość przestrzenna skał określona do rozpatrywanej głębokości H

g - przyspieszenie ziemskie

- Wysokość strefy odprężonej nad strefę zawałową w otoczeniu frontu ścianowego (rys. 5a)

$$S_o = Z_p + \frac{1}{2} m_1 = 2,6 \cdot m \cdot \sqrt{\frac{p_z}{R_{rs}}} \quad m \quad (54)$$

- Q_1 - obciążenie występujące w otoczeniu (24) sklepienia ciśnię przed frontem eksploatacyjnym

$$Q_1 = 2,3 \cdot m \cdot \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot \gamma_1 \quad MN \quad (32)$$

gdzie:

γ_1 - dla układu płaskiego równa się jeden metr, $\gamma = 1 \text{ m}$.

- Q - obciążenia pionowe występujące przed frontem eksploatacyjnym w odległości C_1 (rys. 5a)

$$Q = 2,1 \cdot m \cdot \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot \gamma_1 \quad MN \quad (33)$$

- $Q_{H \max}$ - maksymalna reakcja siły poziomej Q_x występującej przed frontem eksploatacyjnym (rys. 5a)

$$Q_{H \max} = 4 \cdot m \cdot \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} \cdot \gamma_1, \quad \text{MN} \quad (34)$$

- P_x - ciśnienie poziome (percie boczne) w otoczeniu wyrobiska zawałowego (sklepienia ciśnień) (rys. 2, 5a).

$$P_x = \frac{Q_H}{z_p \cdot \gamma_1} = 0,14 R_{cs}, \quad \text{MPa} \quad (36)$$

- Kąt zasięgu wpływu eksploatacji zawałowej na górotwór naruszony robotami wybierkowymi (rys. 5a)

$$\text{tgz} = 0,5 \frac{p_z}{R_{cs}} = 10 \cdot \frac{p_z}{R_{rc}} \quad (68)$$

- Odległość minimalna między pokładem podbierającym, a podbierającym (rys. 5a, 25).

$$M_b = 3,5 m \cdot \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} = 16 m \cdot \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}, \quad m \quad (53)$$

- grubość pokładu podbierającego

- Rozpiętość (długość) strefy zawałowej potrzebnej do uzyskania zawału pełnego (rys. 5)

$$L_z = 14 \cdot m \cdot \sqrt{\frac{R_{rs}}{p_z}} = 3 \cdot m \cdot \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}, \quad m \quad (28)$$

- Maksymalna długość wspornika skalnego utrzymywanego w otoczeniu przestrzeni roboczej (maksymalna szerokość przedziału roboczego) (rys. 3, 5)

$$L_w = 7 \cdot m \cdot \sqrt{\frac{R_{rs}}{p_z}} = 1,53 \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}, \quad m \quad (30)$$

- Rozpiętość czasowego sklepienia ciśnień w otoczeniu przestrzeni zawałowej (rys. 2, 3, 5)

$$L_b \approx L_z + L_w = 21 \cdot m \cdot \sqrt{\frac{R_{rs}}{p_z}} = 4,6 \cdot m \cdot \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}, \quad m \quad (31)$$

- długość strefy zwiększonych naprężeń w pokładzie przed frontem eksploatacyjnym (rys. 5a)

$$x_w = 12,6 \cdot m \cdot \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} = 2,7 \cdot m \cdot \sqrt{\frac{p_z}{R_{rs}}} \quad (57) \text{ i } (58)$$

- C_1 - odległość działania maksymalnych naprężeń w stropie i w pokładzie liczona od krawędzi frontu eksploatacyjnego (rys. 5a) dla $P_r = 0$

$$C_1 = 2,3 \cdot m \cdot \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}} = 0,5 \cdot m \cdot \sqrt{\frac{p_z}{R_{rs}}} \quad (59)$$

- N_B - nacisk stropu na 1 m^2 powierzchni i zastosowanej obudowy o podporności $P_r > N_B$

$$N_B = \frac{Q_{ob}}{L_w \cdot Y_1} = \frac{R_{cs} \cdot p_z}{6 R_{cs} + 48 p_z}, \quad \text{kPa} \quad (84)$$

- N_n - nacisk stropu na obudowy przy zmniejszonej wytrzymałości skał na ściekanie $R_{cn} = 0,5 R_{ce}$

$$N_n = \frac{R_{cs} \cdot p_z}{6 R_{cs} + 68 p_z} \quad (85)$$

- N_k - nacisk stropu zbudowanego ze skał o niskiej wytrzymałości R_{cs} (skały kruche) i ciężarze skał na wysokość Z_p

$$N_k = 12 \cdot m \cdot \gamma_{\text{sr}} \frac{p_z}{R_{cs}}, \quad \text{kPa} \quad (86)$$

$\sigma_{zs \text{ max}}, \sigma_{zw \text{ max}}$ - maksymalne naprężenie ściskające w stropie i w pokładzie przy eksploatacji na zawał przed frontem eksploatacyjnym w odległości C_1 przy $P_r = 0$ i w płaszczyźnie kontaktu stropu z pokładem

$$\sigma_{zs \text{ max}} = \frac{2,1 \cdot m \cdot \sqrt{p_z \cdot R_{cs}}}{2,3 \cdot m \cdot \frac{p_z}{R_{cs}}} \approx 0,9 R_{cs} \quad (60)$$

$$\sigma_{zw \text{ max}} = \frac{R_{cs} \cdot p_z}{1,1 p_z + 0,13 \cdot R_{cs}} \quad \text{MPa} \quad (61)$$

$$\sigma_{zw \max} = \frac{R_{cw} \cdot p_z}{0,18 p_z + 0,13 R_{cw}} \quad \text{MPa} \quad (62)$$

- Q_{ob} - obciążenie stropu na obudowę (rys. 13b)

$$Q_{ob} = \frac{1,53 \cdot m \cdot R_{cs} \sqrt{p_z \cdot R_{cs}}}{8 (0,73 R_{cs} + 6 p_z)} \cdot \gamma_1 \quad \text{MN} \quad (83)$$

- $\sigma_{zr \max}$ - maksymalne naprężenie ściskające przed czołem ściany w odległości C_1 przy eksploatacji na zawał i podporności obudowy P_r

$$\sigma_{zr \max} = 0,9 \cdot R_{cs} - 0,67 \frac{P_r \cdot R_{cs}}{p_z}, \quad \text{MPa} \quad (92)$$

$$\sigma_{zr \max} \quad \text{dla} \quad P_r = p_z$$

$$\sigma_{zr \max} = 0,23 \cdot R_{cs} \approx R_{cw}$$

- $P_{r \max}$ - potrzebna podporność obudowy P_r przy bardzo mocnych stropach

$$P_{r \max} = 1,35 \cdot p_z - 1,5 \frac{p_z^2}{R_{cs}}, \quad \text{kPa} \quad (93)$$

- P_{rg} - potrzebna podporność obudowy utrzymująca naruszony górnotwór w równowadze gdy $\sigma_{zr \max}$ ma być $\leq R_{cs}$

$$P_{rg} = 0,15 \cdot p_z, \quad \text{kPa} \quad (94)$$

- $\sigma_{zr \max}^t$ - maksymalne naprężenie ściskające przed frontem ściany w odległości C_g przy mocnych stropach i pokładach wybieranych na zawał oraz z uwzględnieniem podporności obudowy P_r dla $\sigma_{zr \max} = R_{cs}$

$$\sigma_{zr \max}^t = R_{cs} \cdot \frac{2,3 p_z - 1,53 P_r}{2,1 p_z - 1,53 P_r}, \quad \text{MPa} \quad (99)$$

- C_g - odległość występowania maksymalnych naprężeń przed frontem eksploatacyjnym z uwzględnieniem podporności obudowy P_r , dla $H > 400$ m oraz $\sigma_{zr \max} < R_{cs}$

$$C_g = 0,9 C_1 - \frac{P_r \cdot 1,53 \cdot m}{\sqrt{p_z \cdot R_{cs}}}, \quad \text{m} \quad (97)$$

$$C_g < C_1$$

- $\sigma_{zs}^p \max$ - maksymalne naprężenia ściskające przed frontem ściany eksploatacyjnej z podszedzką hydrauliczną w odległości C_1 przy $P_r = 0$

$$\sigma_{zs}^p \max = 0,34 R_{cs} \quad (101)$$

- $\sigma_{zr}^p \max$ - maksymalne naprężenia przed frontem eksploatacyjnym w odległości C_1 i wybieraniu pokładu z podszedzką hydrauliczną oraz z uwzględnieniem podporności obudowy

$$\sigma_{zr}^p \max = 0,34 R_{cs} \left(1 - \frac{P_r}{P_z}\right) \text{ MPa} \quad (103)$$

- U_{ps} - ugięcie pokładu w czole ściany przy sztywnej mocnej warstwie wspornika o grubości h_{rz} (rys. 6)

$$U_{ps} = \frac{0,36 L^4 \cdot p_z}{E_1 \cdot h_{rz}^3 \cdot R_{cw}} \left[\frac{P_z \cdot R_{cs} \cdot y_1}{0,73 R_{cs} + 6 p_z} - P_r \cdot y_1 \right] \quad (116)$$

- U_a - ugięcie wspornika skalnego nad przedziałem roboczym dla $P_r \neq 0$ i eksploatacji z zawałem stropu (rys. 2, 6, 21)

$$U_a = \frac{L^4}{E \cdot J \cdot 8} \left[\frac{P_z \cdot R_{cs} \cdot y_1}{0,73 R_{cs} + 6 p_z} - P_r \cdot y_1 \right] \quad (117)$$

$$L = L_w$$

- $E = E_1$ - moduł sprężystości podłużnej warstwy stropowej (warstw) wspornika MPa,

- I - moment bezwładności warstwy stropowej (warstw) tworzącej wspornik o grubości przekroju poprzecznego Z_p (45) w warunkach sztywnej warstwy piaskowca.

- ugięcie pokładu przy $P_r \neq 0$ i dla pokładu wybieranego z zawałem stropu (rys. 21)

$$U_p = \frac{L^4}{E \cdot J \cdot 3} \left[\frac{P_z \cdot R_{cs} \cdot y_1}{0,73 R_{cs} + 6 p_z} - P_r \cdot y_1 \right] \frac{P_z}{R_{cw}} \quad (118)$$

- ugięcie wspornika skalnego nad przedziałem roboczym i pokładu przed frontem eksploatacji przy $P_r \neq 0$ i eksploatacji z zawałem stropu

$$Z_S = \frac{L^4}{8 \cdot E \cdot J} \left[\frac{P_z R_{cs} \cdot y_1}{0,73 R_{cs} + 6 p_z} - P_r \cdot y_1 \right] \left[1 + \frac{P_z}{4 R_{cw}} \right], \quad m \quad (119)$$

- P_{rz} - potrzebna odporność obudowy przy uwzględnieniu jej zeuwu $Z_{sc} = Z_S$

$$P_{rz} = \frac{p_z \cdot R_{cs}}{0,73 R_{cs} + 6 p_z} - \frac{2,7 \cdot Z_{sc} \cdot E \cdot h_b^3 \cdot R_{cw}}{(4 R_{cw} + p_z) \cdot L^4}, \quad MPa \quad (120)$$

h_b - grubość warstwy stropu bezpośredniego lub półki (rys. 5, 6)

$$h_b = \sqrt{\left[\frac{p_z \cdot R_{cs}}{0,73 R_{cs} + 6 p_z} - P_{rz} \right] \frac{(4 R_{cw} + p_z) L^4}{2,7 \cdot Z_{sc} \cdot E \cdot R_{cw}}}, \quad m \quad (121)$$

- $\sigma_{zst \max}$, $\sigma_{zwt \max}$ - maksymalne naprężenie w stropie i w pokładzie na ściskanie w płaszczyźnie poziomej na kontakcie strop-pokład w odległości C_1 w warunkach tępących oraz dla $P_r = 0$

$$\sigma_{zst \max} = \frac{p_z \cdot R_{cs}}{p_z + 0,12 R_{cs}}, \quad MPa \quad (130)$$

$$\sigma_{zwt \max} = \frac{p_z \cdot R_{cwt}}{0,17 p_z + 0,12 R_{cwt}}, \quad MPa \quad (128)$$

R_{cwt} - wytrzymałość węgla na ściskanie węgla w pokładzie tępącym, wg statystyki $R_{cwt} \approx 2 R_{cw}$

R_{cw} - wytrzymałość na ściskanie węgla w pokładzie nietępącym..

- $\sigma_{zrt \max}$ - maksymalne naprężenia przed frontem eksploatacji w odległości C_1 przy eksploatacji z zawalaniem stropu i $P_r \neq 0$ w warunkach zagrożenia tępianiami (rys. 6)

$$\sigma_{zr \max}^0 = \sigma_{zrt \max} = R_{cs} \left(1 - \frac{2 P_r}{p_z} \right), \quad MPa \quad (261)$$

- S_p - stopień odprężenia pokładu górnego m' przez pokład dolny m'' przy $H_{rz} < Z_z$ (rys. 26)

$$S_p = \frac{1,4 \cdot p_z}{\sqrt{R_{cs2} \cdot R_{cw2}}} = \frac{Z_z}{L_{s2}} \quad (174)$$

Stopień odprężenia pokładu m'' jest tym skuteczniejszy gdy $S_p \geq 1,4$

- S_n - stopień odprężenia górotworu nad pokładem m'' przez pokład nadbie-
rający m' (rys. 26) dla $h_{rz} < Z_n$

$$S_n = \frac{m'}{m''} \sqrt{\frac{P_{z1} \cdot P_{z2}}{R_{cs2} \cdot R_{cw2}}} \quad (175)$$

- L_{bp} - minimalna (bezpieczna) pozioma odległość między dwoma frontami
przemieszczającymi się w tym samym kierunku przy eksploatacji na
zawał 2 pokładów gdy $h_{rz} = M_b$ (rys. 27a)

$$L_{bp} = 12,6 m'' \sqrt{\frac{P_{z2}}{R_{cs2}}} + 1,6 m'' \sqrt{\frac{R_{cs2}}{P_{z2}}} + 4,6 m' \sqrt{\frac{R_{cs1}}{P_{z1}}}, \quad m \quad (178)$$

lub

$$L_{bp} = 5,1 m'' \sqrt{\frac{P_{z2}}{R_{cw2}}} + \frac{0,7 m'' \cdot R_{cs2}}{\sqrt{P_{z2} \cdot R_{cw2}}} + 4,6 m' \sqrt{\frac{R_{cs1}}{P_{z1}}}, \quad m \quad (179)$$

- L_{bn} - minimalna odległość pozioma między frontami eksploatacyjnymi w
pokładach wybieranych w tym samym kierunku i przy podbieraniu (rys.
27b).

$$L_{bn} = 12,6 \cdot m' \sqrt{\frac{P_{z1}}{R_{cs2}}} + 1,2 m' \sqrt{\frac{R_{cs2}}{P_{z1}}} + 4,6 m'' \sqrt{\frac{R_{cs2}}{P_{z2}}}, \quad m \quad (183)$$

- S_f - bezpieczna szerokość filara (resztki pokładu) rys. 28a, przy której
zachowana jest jego skuteczność

$$S_f = 2 \cdot X_w + 2 C_1$$

$$S_f = 30 m \sqrt{\frac{R_z}{R_{cs}}} = 12 m \sqrt{\frac{P_z}{R_{cw}}}, \quad m \quad (191)$$

- σ_{zwf} - naprężenie ściekające w filarze o szerokości S_f

$$\sigma_{zwf} = 0,35 \sqrt{R_{cs} \cdot R_{cw}}, \quad \text{MPa} \quad (192)$$

- Szerokość filara ochronnego wyrobisk korytarzowych

a) dla 1 wyrobiska o szerokości b

$$S_{f1} = 2 S_f + b$$

$$S_{f1} = 24 \cdot m \cdot \sqrt{\frac{p_z}{R_{CW}}} + b \quad (193)$$

b) dla 2 wyrobisk o szerokości b

$$S_{f2} = 36 \cdot m \cdot \sqrt{\frac{p_z}{R_{CW}}} + 2b, \quad m \quad (194)$$

- X_{wn} - zasięg zwiększonych naprężeń przed frontem eksploatacyjnym (rys. 29) przy eksploatacji na zawał pokładu nachylnego i $P_r = 0$

$$X_{wn} = X_w \cdot \cos \alpha < X_w, \quad m \quad (199)$$

- L_{wn} - długość wspornika skalnego nad przedziałem roboczym (za frontem eksploatacyjnym) przy eksploatacji pokładu na zawał i przy $P_r = 0$ (rys. 29).

$$L_{wn} = \frac{L_w}{\cos \alpha} > L_w, \quad m \quad (200)$$

α - kąt nachylenia pokładu

- Z_{pn} - wysokość zawału pełnego przy eksploatacji na zawał pokładu nachylnego pod kątem α i przy $P_r = 0$ (rys. 29)

$$Z_{pn} = Z_p \cdot \cos \alpha < Z_p, \quad m \quad (201)$$

- Q - obciążenie pionowe przed frontem eksploatacyjnym przy wybieraniu pokładów nachylnych (rys. 29).

$$Q = Q_1 \sin (z_0 - \alpha) \quad (203)$$

- bezpieczna prędkość postępu frontu eksploatacyjnego w przeciętnych warunkach geotechnicznych (rys. 5)

$$V_p = 3,5 \cdot \frac{m}{t_z} \sqrt{\frac{p_z}{R_{CS}}}, \quad m/d \quad (258)$$

t_z - czasokres łamania osi wspornika skalnego

- V_x - bezpieczna prędkość postępu frontu eksploatacyjnego przy eksploatacji pokładu z zawałem stropu mocnego (rys. 6)

$$v_x = v_z \cdot \frac{R_{cs} \left(1 - \frac{2 P_r}{p_z}\right)}{2,3 \cdot h_{rz} \cdot \sqrt{\frac{p_z}{R_{cs}}}} \quad \text{m/d} \quad (271)$$

v_z - prędkość łamania się mocnego stropu

- bezpieczny postęp ściany w pokładzie odprężającym (podbierającym)

$$v_{pb} = \frac{v_z \cdot 0,027 \cdot e}{m} \cdot \frac{R_{cs} \left(1 - \frac{2 P_r}{p_z}\right)}{p_z - P_r}, \quad \text{m/d} \quad (272)$$

- Maksymalna długość mocnego wspornika skalnego (rys. 6)

$$L = 2,3 \cdot h_{rz} \cdot \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}$$

- $\sigma_{zr}^p \max$ - maksymalne naprężenia ściskające w odległości C_1 przed czołem ściany podszedkowej (podszedzka hydrauliczna) (rys. 20)

$$\sigma_{zr}^p \max = 0,34 R_{cs} \left(1 - \frac{P_r}{p_z}\right), \quad \text{MPa} \quad (275)$$

- bezpieczna prędkość postępu frontu eksploatacyjnego przy wybieraniu pokładu na podszedzkę hydrauliczną

$$v_{pp} = \frac{1}{t_0} \cdot e \cdot 0,34 \frac{R_{cs}}{p_z} = v_{op} \frac{0,34 \frac{R_{cs}}{p_z}}{3,1 \cdot \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}}, \quad \text{m/d} \quad (279)$$

v_0, t_0 - prędkość i czas osiadania stropu na podszedzce hydraulicznej

- P_r - wymagana podporność obudowy w czasie ruchu ściany w przeciętnych warunkach geotechnicznych.

$$P_r = \frac{0,33 v_x \cdot t \cdot \sin \alpha_0}{m} \sqrt[3]{\frac{p_z}{R_{cs}}} - 0,15 p_z, \quad \text{MPa} \quad (287)$$

- $V_{x \max}$ - maksymalna prędkość postępu przodku zawałowego w przeciętnych warunkach geotechnicznych.

$$V_{x \max} = \frac{3 P_r \cdot m}{t \cdot \sin \alpha} \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}} + \frac{0,45 \cdot m}{t \cdot \sin \alpha} \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}, \quad m/d \quad (289)$$

$$V_x(P_r) = V_{x \min} + \frac{3 P_r \cdot m}{t \cdot \sin \alpha} \sqrt{\frac{R_{cs}}{p_z}}, \quad m/d \quad (290)$$

$\sigma_{zr \max}^V$ - maksymalne naprężenie ściskające przed czołem ściany zawałowej w przeciętnych warunkach geotechnicznych (rys. 5) dla $v_z > v_x$

$$\sigma_{zr \max}^V = \frac{0,2 V_x \cdot t}{m} \sqrt{p_z \cdot R_{cs}} + 0,6 R_{cs} \left(1 - \frac{1,1 P_r}{p_z}\right), \quad \text{MPa} \quad (292)$$

$\sigma_{zr \max}^V$ - maksymalne naprężenie ściskające przed czołem ściany zawałowej w warunkach słabych skał karbońskich, tj. dla $R_{cs} = p_z$

$$\sigma_{zr \max}^V = 0,9 R_{cs} + \frac{V_x \cdot t \cdot \sin \alpha}{m} \cdot 0,08 - P_r \cdot 0,67 \frac{R_{cs}}{p_z}, \quad \text{MPa} \quad (296)$$

i - współczynnik stabilności skał stropowych

$$i = \frac{\sigma_{zr \max}^V}{R_{cs}} = \frac{R_{cs} - p_z}{R_{cs}} = 1 - \frac{p_z}{R_{cs}} \quad (249)$$

$\sigma_{zr \max}^s(v)$ - maksymalne naprężenia ściskające przed frontem eksploatacji ścianowej z zawałem stropu mocnego (rys. 6) i prędkości postępu czoła ściany V .

$$\sigma_{zr \max}^s(v) = R_{cs} + \frac{p_z}{2C_1} (v_x \cdot t - v_z \cdot t_z) - \frac{P_r \cdot L_s}{C_1}, \quad \text{MPa} \quad (301)$$

- $\sigma_{zr \max}^p(v)$ - maksymalne naprężenia ściskające przed frontem eksploatacji ścianowej z podszawką hydrauliczną (rys. 20) i prędkości czoła ściany V_x

$$\sigma_{zr \max}^p(v) = 0,34 R_{cs} \left(1 - \frac{P_r}{p_z}\right) + \frac{0,22 V_x \cdot t}{m} \sqrt{p_z \cdot R_{cs}}, \quad \text{MPa} \quad (309)$$

- $P_{r \max}(v)$ - maksymalna podporność obudowy ścianowej przy eksploatacji pokładu z zaważem stropu mocnego (rys. 6)

$$P_{r \max}(v) = \frac{0,11 \cdot V_x \cdot t_1 \sqrt[3]{\frac{p_z}{R_{cs}}}}{m}, \quad \text{MPa}$$

- X_d - zasięg poziomy deformacji górotworu nienaruszonego przed czołem ściany

$$X_d = 1,4 \cdot m, \quad \text{m} \quad (316)$$

Gdy dla GZW przyjmie się $m = m_w \approx 0,1 H$ dla głębokości do 1000 m, to

$$X_d = 1,4 \cdot 0,1 \cdot H = 0,14 \cdot H, \quad \text{m} \quad (317)$$

- L_{\min} - wyprzedzenie frontów eksploatacyjnych ścian względem siebie co najmniej równe $2 \cdot X_w$ przy eksploatacji systemem schodkowym w warunkach tępań.

$$L_{\min} = 25 \cdot m \sqrt[3]{\frac{p_z}{R_{cs}}}, \quad \text{m} \quad (293)$$

- d - odległość punktu przegięcia krzywej osiadania w górotworze (rys.34)

$$d = \frac{H}{\text{tgz}} = \frac{H}{0,5 \frac{p_z}{R_{rs}}} = \frac{2 R_{rs}}{f_{\text{dr}}} \quad (295)$$

LITERATURA

- [1] Awieraszin S.G.: Gornyje udary. Moskwa 1955. Ugljetichizdat.
- [2] Biliński A.: Zagrożenie tąpnięciami stropowymi w świetle rozeznania warunków naturalnych i górniczych. Górnictwo, Kwartalnik AGH z. 1, 1981.
- [3] Biliński A.: Kryteria doboru obudowy dla ścian zawałowych. Prace GIG, Katowice 1976.
- [4] Borecki M.: Warunki współpracy z górotworem i zasady obliczania obudowy ścianowej. Prace GIG, Komunikat 1975.
- [5] Borecki M., Chudek M.: Mechanika górotworu. Wyd. Śląsk, Katowice 1972.
- [6] Budryk W., Knothe St., Kornem St., Litwiniuszyn J., Sałustowicz A.: Wpływ wyeksploatowania pokładu na stan naprężeń i odkształceń w górotworze. Archiwum Górnictwa i Hutnictwa, t. III, z. 4, 1955.
- [7] Chudek M., Stefański L.: Obciążenia i naprężenia występujące w otoczeniu wyrobiska ścianowego oraz nacisk stropu na obudowę funkcjami własności geotechnicznymi górotworu i głębokości. Materiały na symposium geomechaniki i budownictwa górniczego na dużych głębokościach. Komisji Górniczej Sekcji Geomechaniki i budownictwa górniczego. PAN Katowice, 1983. ZN Politechniki Śląskiej s. Górnictwo z. 128, 1983.
- [8] Chudek M.: Teoretyczno-graficzne obliczenie odkształcenia się warstw skalnych i naprężeń nad wyrobiskiem ścianowym. ZN Politechniki Śląskiej, s. Górnictwo, Gliwice 1968.
- [9] Chudek M.: Mechanika górotworu. Skrypt Politechniki Śląskiej. Gliwice 1981.
- [10] Chudek M.: Zachowywanie się skał stropowych nad wyrobiskiem ścianowym w świetle badań modelowych. ZN Politechniki Śląskiej, s. Górnictwo, z. 30, 1968.
- [11] Chudek M., Iwaszczenko W.: Matematyczne ujęcia wpływu głębokości na odkształcenia górotworu i naprężenia w otoczeniu wyrobisk eksploatacyjnych (ścianowych). ZN Politechniki Śląskiej, s. Górnictwo, z. 110, 1981.
- [12] Chudek M., Pach A.: Obudowa czynnikiem regulacji ciśnień eksploatacyjnych. Przegląd Górniczy nr 1, 1974.
- [13] Chudek M., Pach A., Olszowski W.: Wpływ ściśliwości zawału na warunki eksploatacji w pokładach podebranych. Przegląd Górniczy nr 12, 1969.
- [14] Chudek M., Olszowski W.: Modeling of the operation of dynamically loaded powered support. Archiwum Górnictwa, T. 27, z. 3, 1982.
- [15] Chudek M., Iwaszczenko W.: Badania modelowe nad wpływem głębokości na odkształcenia skał i naprężenia w otoczeniu wyrobisk ścianowych. ZN Politechniki Śląskiej, s. Górnictwo, z. 109, 1981.
- [16] Chudek M.: Analiza przyczyn obrywania się skał w wyrobiskach wybierkowych. ZN Politechniki Śląskiej, s. Górnictwo z. 9, 1964.
- [17] Chudek M., Olszowski W.: A fedii rezgeśeńek hatása a fajtesi biztosítószervekzetre kőzetrengeş eseten. Banyaszati es Kokaszati Lapok - BANYASZAT 111 eredmény 1978.

- [18] Ewerling G.: Der Periodendruck. Glückauf - Forschungshefte No 26, 1965.
- [19] Filcek H., Cyruł T.: Określenie naprężeń w masywie górotworu. Kraków 1977, Prace Komisji gór.-geolog. PAN, Górnictwo 16.
- [20] Jacobi O.: Praxis der Gebirgsbeherrschung Z. Aufage. Verlag Glückauf GmbH. Essen, 1981.
- [21] Kidybiński A.: Mechaniczne własności skał karbońskich Zagłębia Górnośląskiego. Przegląd Górniczy, 1969.
- [22] Kłeczek Z., Groński J.: Przejawy ciśnienia górotworu w pokładzie węgla eksploatowanym z zawałem stropu. Zeszyty Problemowe Górnictwo PAN, z. 1, Warszawa - Kraków 1976.
- [23] Majcherczyk T., Ryncarz T.: Badania modelowe wpływu rodzaju warstw stropowych na wielkość obciążenia obudowy zmechanizowanej w ścianowym systemie eksploatacji pokładów węgla. Zeszyty Problemowe Górnictwa PAN, t. 17, z. 11, 1979.
- [24] Pietuchow J.M.: Gornyje udary w ugodnych szachtach. Moskwa 1972, Izd. Wiedza.
- [25] Sałustowicz A.: Zarys mechaniki górotworu. Wyd. Śląsk, Katowice 1965.
- [26] Stefański L.: Zasięg promienia filaru ochronnego funkcją parametrów górotworu i ochrony powierzchni. Ochrona Terenów Górniczych WUG - Katowice 1983.
- [27] Staroń T.: Wyznaczanie niezbędnej odległości między pokładem podbieranym i podbierającym. Katowice, GIG, 1979.
- [28] Szuścik W.: Wytrzymałość materiałów. Skrypt uczelniany nr 1153. Gliwice 1983.
- [29] Robski St., Lama R.D.: Subsidence in the Near - Vicinity of A Long-wall, PERGAMON PRESS Oxford New York London, Paris, 1973.
- [30] Chudek M., Stefański L.: Wpływ obciążeń występujących nad przestrzenią zawałową na zachowanie się górotworu i powierzchni. ZN Politechniki Śląskiej, s. Górnictwo, z. 134. W druku.
- [31] Zuberek W.: Badania nad tąpniętami w Stanach Zjednoczonych Ameryki Północnej. Przegląd Górniczy, 1977.

Recenzenci: Prof. dr hab. inż. Alfred BILIŃSKI
Prof. dr hab. inż. Zdzisław KŁECZEK

Wpłynęło do Redakcji w październiku 1984 r.

OBCIĄŻENIA GÓROTWORU I NAPRĘŻENIA
WYSTĘPUJĄCE W OTOCZENIU WYROBISKA ŚCIANOWEGO

STRESZCZENIE

Na podstawie stanu równowagi obciążeń działających w otoczeniu wyrobiska ścianowego - wykorzystując wyniki badań modelowych - podano zależności matematyczne określające wielkości naprężeń występujących wokół powstającej pustki po wybranej części pokładu na zawał i podszatkę hydrauliczną jak również naprężenia przed czołem ściany funkcyjnie zależne od własności naturalnych skał karbońskich i głębokości.

Określono matematycznie główne wymiary wyrobiska zawałowego oraz kąt z zasięgu wpływu niebezpiecznego eksploatacji zawałowej na warstwy nadległe, opisując w wyniku badań modelowych mechanizm deformacji górotworu o warstwowej budowie i znanej wytrzymałości na ściskanie i rozciąganie.

Mechanizm ten umożliwił zastosowanie w dokonanych rozważaniach zasad statyki i mechaniki. Określono wielkości nacisku stropu na obudowę ściany jako kryterium jej podporności dla warunków przeciętnych, skał kruchych i skał o wysokiej wytrzymałości. Uzależniono wielkości naprężeń od zalegającej warstwy stropowej nad eksploatowanym pokładem podając statyczne warunki tężliwości układu strop-pokład, zaś wprowadzając postęp ściany i załamywanie się stropu sztywnego wprowadzono dynamiczny stopień tężliwości układu strop-pokład.

Wykorzystując wzory określające główne wymiary wyrobiska zawałowego podano matematyczne związki na obliczenie odległości pionowych i poziomych zbliżenia się frontu dwóch pokładów podbierającego i podebranego, jak również minimalne odległości eksploatacji w stosunku do starych zrobów, resztek pokładów i krawędzi przy nadbieraniu i podbieraniu.

Opracowano wzory na prognozowanie naprężeń w resztkach pokładów oraz w otoczeniu filarów oporowych wraz z ich minimalną szerokością. Wprowadzając szybkość postępu frontu eksploatacyjnego i szybkość postępującego zawału określono ich wpływ na zmianę naprężeń przed czołem ściany przy eksploatacji zawałowej i na podszatkę hydrauliczną a także określono podporność obudowy uzależnioną od podporności ściany. Dla warunków tężących wyprowadzono zależności na obliczenie maksymalnego postępu frontu eksploatacyjnego. Stosując zasadę pracy wirtualnej określono wartość ugięcia stropu i pokładu uzależnione od naturalnych parametrów skał stropowych i pokładu węgla oraz kąty ugięcia górotworu za pomocą wyprowadzonych wzorów matematycznych.

Przeanalizowano także obciążenie występujące wokół wyrobiska zawałowego, pokładu silnie nachylonego i stromego podając wielkość naprężeń oraz kształtowanie się wymiarów wyrobiska zawałowego. Wyniki obliczeń przepro-

wadzone za pomocą niektórych ważniejszych dla praktyki górniczej wzorów (podanych w pracy) i dla konkretnych warunków górniczo-geologicznych przy założeniu naturalnych zmiennych parametrów górotworu. Otrzymane wielkości są zbieżne z wynikami obserwacji badań modelowych jak również z wynikami badań "in situ".

Praca zawiera więc metody prognozowania obciążeń i naprężeń w górotworze w otoczeniu wyrobisk ścianowych, resztek pokładów i filarów oporowych pozwalających na optymalizację współpracy obudowy z górotworem oraz na prognozowanie zagrożenia tąpnięciami układu strop-pokład w kopalniach podziemnych.

W zakończeniu pracy zestawiono wzory końcowe pozwalające praktykom do bezpośredniego wykorzystania w ruchu kopalń oraz w biurach projektowych.

НАГРУЗКИ ГОРНЫХ ПОРОД И НАПРЯЖЕНИЯ ВЫСТУПАЮЩИЕ В ОКРУЖЕНИИ ОЧИСТНЫХ ВЫРАБОТОК

РЕЗЮМЕ

На основании состояния равновесия напряжений, действующих вокруг очистного пространства лавы — используя результаты модельных исследований — приводятся математические зависимости, определяющие величину напряжений, выступающих возле образующейся пустоты после разработки части с обрушением и гидравлическую закладку, а также напряжения перед фронтом забоя в лаве, функционально зависящие от естественных свойств каменноугольных пород и глубины.

Математически определяются главные размеры обрушенной выработки а также угол радиуса действия разрушающего влияния разработки с обрушением на выходящие породы, описывая, по результатам модельных исследований, механизм деформирования горного массива пластового строения и известной прочности на сжатие и растяжение.

Этот механизм дал возможность применения в совершенных рассуждениях принципов статики и механики. Определяются величины нажима кровли на крепление лавы как критерий её опорности в обычных условиях для крупных пород и высокой прочности. Обуславливаются величины напряжений от залегающего кровельного пласта над эксплуатируемым слоем, приводя статические условия удароопасности системы кровля — пласт, вводя же подвигание лавы и закол жёсткой кровли выводится динамическая степень удароопасности системы кровля — пласт.

Используя формулы, определяющие главные размеры обрушенной выработки, даются математические зависимости на расчёт вертикальных и горизонтальных расстояний приближение фронта двух пластов подрабатываемого и подработанного, а также минимальные расстояния эксплуатации по отношению к старым выработкам, остаткам пластов и границам при наработке и подработке.

Разрабатываются формулы на прогнозирование напряжений в остатках пластов а также вокруг опорных целиков вместе с их минимальной шириной. Вводя скорость подвигания очистного фронта и скорость подвигающегося обрушения, определяется их влияние на изменение напряжений перед фронтом забоя в лаве при разработке с обрушением и на гидравлическую закладку, а также определяется опорность крепи, зависящая от опорности лавы. Для удароопасных условий выводятся зависимости на расчёт максимального подвигания очистного фронта. Применяя принцип виртуальной работы определяется значение прогибов кровли и пласта зависящих от естественных параметров кровельных пород и пласта угля, а также углы радиуса действия горного массива с помощью выведенных математических формул.

Проанализирована также нагрузка, выступающая вокруг обрушенной выработки, крутонаклонного и крутого пласта, подаётся величина напряжений а также фор-

мирование размеров обрушенной выработки. Результаты расчётов получены с помощью некоторых важнейших в горном деле формул (приведённых в работе) и для конкретных горно-геологических условий при условии естественных переменных параметров горного массива. Полученные величины совпадают с результатами наблюдений модельных исследований, а также с результатами исследований

Таким образом работа содержит методы прогнозирования нагрузок и напряжений в горном массиве вокруг очистного пространства лавы, остатков пластов и опорных целиков позволяющие на оптимализацию взаимодействия крепи с горным массивом, а также на прогнозирование опасности горных ударов системы кровля - пласт в подземных шахтах.

В заключении работы приведены окончательные формулы, позволяющие на их непосредственное использование на практике в работе шахт, а также в проектных бюро.

ROCK MASS LOAD AND STRESSES OCCURRING
IN THE VICINITY OF WALL HEADING

SUMMARY

On the basis of the state of equilibrium of the loads operating in the vicinity of wall excavation - making use of the results of model studies - the mathematical dependences determining the quantities of stresses occurring round the void created after the part of bed extracted with caving and hydraulic filling are given, as well as the stresses in front of the wall head functionally dependent on the natural properties of Carboniferous rocks and depth.

The principal dimensions of caving excavation and the angle of the range of the destructive effect of caving excavation on the overlying strata have been determined mathematically while describing as a result of model studies, the deformation mechanism of the orogen with stratified structure and known compressive and tensile strength.

This mechanism made it possible to use the considerations, the principles of statics and mechanics. The quantities of roof pressure on the lining have been determined as a criterion of its supportability for the average conditions of brittle rocks with high strength. The stress quantities have been subordinated to the roof stratum deposited over the mined bed, giving the static crumpling conditions of the roof - bed system whereas while introducing the advance of the wall and breaking of the stiff roof, the dynamic degree of crumpling of the roof - bed system has been derived.

Using the formulae determining the principal dimensions of the caving excavation, the mathematical relationships have been given for calculating the vertical and horizontal distances of approach of the fronts of two beds, the extracting and the extracted one, as well as the minimum mining distance in relation to old works, remains of beds and boundaries with extraction of the overlying and underlying seam.

Formulae have been devised for prognosticating stresses in the remains of beds and in the vicinity of barrier pillars together with their minimum width. Introducing the rate of advance of the mining front and the rate of the progressing caving, their influence on the change in stresses in front of the wall head with caving and hydraulic filling mining has been determined, as well as the supportability of the lining dependent on the supportability of the wall. For crumpling conditions dependences for calculating the maximum advance of the mining front have been derived. Using the principle of virtual work the value of the roof and bed deflection subordinate to the natural parameters of the roof rocks and coal bed

and the angles of deflection of the orogen have been determined by means of the derived mathematical formulae.

Also the load occurring round the caving excavation strongly inclined and steep bed has been analyzed stating the quantity of stresses and the shaping of the dimensions of caving excavation. The calculation results, made by means of some more important in mining practice, formulae (given in the paper) and for particular mining - geological conditions, with an assumption of natural varying parameters of the orogen are concurrent with the results of observations of model studies as well as the results of investigations "in situ".

The paper includes then the methods of prognosticating of loads and stresses in the orogen in the vicinity of wall excavations, remains of beds and barrier pillars which permit the most favourable co - operation of the lining with the orogen and prognostication of crumpling hazards of the roof - bed system in underground mines.

At the end of the paper final formulae are presented for direct use in the mining practice and in designing offices.

BIBLIOTEKA GŁÓWNA
Politechniki Śląskiej

P 3351/85/136

**WYDAWNICTWA NAUKOWE I DYDAKTYCZNE POLITECHNIKI ŚLĄSKIEJ
MOŻNE NABEĆ W NASTĘPUJĄCYCH PLACÓWKACH:**

- 44-108 Gliwice — Księgarnia nr 096, ul. Konstytucji 14 b
44-100 Gliwice — Spółdzielnia Studencka, ul. Wrocławska 4 a
40-060 Katowice — Księgarnia nr 015, ul. Żwirki i Wigury 33
40-096 Katowice — Księgarnia nr 005, ul. 3 Maja 12
41-900 Bytom — Księgarnia nr 048, Pl. Kościuszki 10
41-500 Chorzów — Księgarnia nr 063, ul. Wolności 23
41-300 Dąbrowa Górnicza — Księgarnia nr 081, ul. ZBoWiD-u 2
47-400 Racibórz — Księgarnia nr 148, ul. Odrzańska 1
44-200 Rybnik — Księgarnia nr 162, Rynek 1
41-200 Sosnowiec — Księgarnia nr 181, ul. Zwycięstwa 7
41-800 Zabrze — Księgarnia nr 230, ul. Wolności 288
00-901 Warszawa — Ośrodek Rozpowszechniania Wydawnictw Naukowych PAN —
Pałac Kultury i Nauki

Wszystkie wydawnictwa naukowe i dydaktyczne zamawiać można poprzez Składnicę Księgarską w Warszawie, ul. Mazowiecka 9.