



GŁÓWNY INSTYTUT GÓRNICTWA CENTRAL MINING INSTITUTE

KATOWICE 2004

Rada Programowa: prof. dr hab. inż. Jakub Siemek (przewodniczący), prof. dr hab. inż. Tadeusz Chmielniak, prof. dr hab. inż. Bernard Drzęźla, prof. dr hab. inż. Józef Dubiński, prof. dr hab. inż. Korneliusz Miksch, prof. dr hab. inż. Joanna Pinińska, prof. dr hab. inż. Janusz Roszkowski, prof. dr hab. inż. Antoni Tajduś, prof. dr hab. inż. Janusz W. Wandrasz, prof. dr hab. inż. Piotr Wolański

Komitet Kwalifikacyjno-Opiniodawczy: prof. dr hab. inż. Antoni Kidybiński (przewodniczący), doc. dr hab. inż. Krystyna Czaplicka, prof. dr hab. inż. Jan Hankus, prof. dr hab. inż. Władysław Konopko, prof. dr hab. inż. Jerzy Kwiatek, doc. dr hab. Kazimierz Lebecki, prof. dr hab. inż. Adam Lipowczan, prof. dr hab. inż. Kazimierz Rułka, prof. dr hab. Jerzy Sablik, doc. dr hab. inż. Jan Wachowicz

> **Redaktor Naczelny** prof. dr hab. inż. Adam Lipowczan

Redakcja wydawnicza i korekta Ewa Gliwa Małgorzata Kuśmirek

Barbara Jarosz

Skład i łamanie

Krzysztof Gralikowski

ISSN 1643-7608

Nakład 100 egz. Adres Redakcji: Zespół Wydawnictw i Usług Poligraficznych Głównego Instytutu Górnictwa, 40-166 Katowice, Pl. Gwarków 1 tel. (0-32) 259-24-03, 259-24-04, 259-24-05 fax 032/2592774 e-mail: cintexmk@gig.katowice.pl

Spis treści

KAZIMIERZ RUŁKA, EDWARD KOWALSKI, KRZYSZTOF SKRZYŃSKI Badania nad zastosowaniem stali o zwiększonych parametrach wytrzymałościowych do produkcji stalowych obudów typu V	,
Researches over employment of steel with higher durability parameters for steel casings production of V type	
JAN HANKUS Współczynniki bezpieczeństwa lin wyciągowych nośnych19)
Factors of safety of hoisting ropes	
ANTONI KIDYBIŃSKI Geotechniczne aspekty adaptacji wyrobisk likwidowanych kopalń węgla na podziemne magazyny gazu	,
STANISŁAW CHAŁUPNIK Transfer izotopów radu z wodami kopalnianymi	
ANDRZEJ NIEROBISZ Analiza wpływu obciążeń dynamicznych na zachowanie się kotwi)

PRACE NAUKOWE GIG GÓRNICTWO I ŚRODOWISKO RESEARCH REPORTS MINING AND ENVIRONMENT

Kwartalnik

Quarterly 2

2/2004

Kazimierz Rułka, Edward Kowalski, Krzysztof Skrzyński

BADANIA NAD ZASTOSOWANIEM STALI O ZWIĘKSZONYCH PARAMETRACH WYTRZYMAŁOŚCIOWYCH DO PRODUKCJI STALOWYCH OBUDÓW TYPU V

Streszczenie

W poszukiwaniu optymalnych rozwiązań konstrukcji stalowych obudów odrzwiowych zwrócono uwagę na stosowane tworzywo (gatunek stali). W miejsce stosowanej stali 34GJ do badań wytypowano stal G480V o korzystniejszych parametrach mechanicznych ($R_e = 500$ MPa i $R_m = 700$ MPa). Proste odcinki profilu V29 wykonane z tej stali poddano badaniom wytrzymałościowym na zginanie i skręcanie. Uzyskane pozytywne wyniki badań pozwoliły na dokonanie analizy oraz określenie na drodze teoretycznej, wskaźników nośności typoszeregu odrzwi. Równocześnie określono możliwości wykonywania (gięcia) profili ciężkich w Polskich Hutach Stali Oddział Huta "Katowice" oraz wykonano serię próbną obudowy ŁPZS V36/9 z nowego gatunku stali do badań dołowych. Przeprowadzone w 2003 roku porównawcze badania dołowe w kopalni "Bogdanka" S.A., wykazały znaczną przewagę nowej obudowy nad analogiczną obudową wykonaną ze stosowanej tradycyjnie stali 34GJ.

Researches over employment of steel with higher durability parameters for steel casings production of V type

Abstract

Searching an optimal solution of steel casing construction it paid attention on applicable material (kind of steel). For research has been used steel G480V with advantageous mechanical parameters ($R_e = 500$ MPa and $R_m = 700$ MPa) in place of steel 34GJ. Straight sections of V29 profile made by this steel have been a subject of research about flexing and twisting durability. Gotten positive results of research have allowed effecting of analysis and determination on theoretical way. Simultaneously it define possibilities of heavy profiles executing in Polish Steel Plants Division of Katowice Plant and it executed series of trial casing ŁPZS V36/9 made by new type of steel for underground research. Comparative underground researches carried out on Bogdanka S.A. mine in 2003, have shown considerable superiority of new casing over analogous made by steel 34GJ.

WPROWADZENIE

Koncentracja wydobycia i eksploatacja na coraz większych głębokościach spowodowały zdecydowane pogorszenie warunków geologiczno-górniczych. Konieczne więc jest skuteczne zabezpieczanie wyrobisk udostępniających przy zwiększonych ich wymiarach wynikających zarówno z technicznego wyposażenia wyrobisk, jak i wentylacji i klimatyzacji przodków eksploatacyjnych.

Zwiększenie głębokości eksploatacji w istniejących kopalniach, oprócz wzrostu ciśnienia górotworu, stwarza dodatkowe zagrożenie wstrząsami górotworu (tąpaniami) powodowane zaszłościami eksploatacyjnymi, występowaniem w sąsiednich pokładach krawędzi eksploatacyjnych, resztek itp.

Z uwagi na występowanie trudnych warunków geologicznych, w tym tąpań, których skutki są najbardziej odczuwalne w wyrobiskach korytarzowych, niezbędne jest ciągłe doskonalenie konstrukcji odrzwiowej obudowy chodnikowej, wraz z jej akcesoriami.

Wprowadzenie nowych rozwiązań powinno – oprócz poprawy parametrów technicznych i bezpieczeństwa – zapewnić obniżenie kosztów zabezpieczania i utrzymania wyrobisk korytarzowych, tak istotnych w obecnym okresie restrukturyzacji górnictwa.

W artykule przedstawiono badania przeprowadzone w Głównym Instytucie Górnictwa nad zwiększeniem nośności odrzwiowej obudowy stalowej przez zastosowanie nowego gatunku stali o zwiększonych parametrach technicznych w stosunku do stali 34GJ do wykonywania łukowych i prostych elementów tych odrzwi.

Przeprowadzone rozeznanie u producenta odrzwi obudowy z walcowanego typoszeregu kształtowników własnej produkcji wykazało, że istnieje możliwość uruchomienia produkcji odrzwi o zwiększonych parametrach nośnościowych przy zachowaniu jej opłacalności zarówno dla producenta, jak i dla stosujących tę obudowę.

1. ANALIZA WYTRZYMAŁOŚCI KSZTAŁTOWNIKÓW TYPU V

Stosowane obecnie do produkcji obudowy kształtowniki typu ciężkiego (V29, V32, V34 i V36) powstały w wyniku procesów optymalizacyjnych będących rezultatem długoletnich badań wytrzymałościowych, dołowych obserwacji obudowy, a także teoretycznych analiz konstrukcji wykorzystywanych w celu optymalizacji ich własności mechanicznych. Materiałem do ich produkcji jest stal 34GJ o własnościach mechanicznych: granicy plastyczności R_e wynoszącej 340 MPa i doraźnej wytrzymałości na rozciąganie R_m wynoszącej 540 MPa.

Parametrem decydującym o przydatności kształtownika jest jego odporność na zginanie.

W celu zwiększenia tej wytrzymałości zastosowano stal G480V o własnościach mechanicznych: $R_e = 500$ MPa i $R_m = 700$ MPa, a następnie przeprowadzono teoretyczną analizę wytrzymałościową stosowanych profili. Dane wejściowe stanowiły podstawowe parametry wytrzymałościowe wymienionych wyżej kształtowników.

W celu określenia maksymalnych wartości momentów zginających, jakie mogą przenosić poszczególne kształtowniki, wykonano następujące obliczenia.

Maksymalny moment zginający obliczono z zależności

$$M_{g_{\max}} = \frac{\overline{\sigma}_{...}}{W_{x}} \tag{1}$$

gdzie:

 σ_n – naprężenia niszczące, MPa;

 W_r – wskaźnik sprężystego zginania (wg PN-H-93441-3), m³.

Naprężenia niszczące obliczono ze wzoru (według PN-90/B-03200)

$$\sigma_{\perp} = \frac{R_e \left(\eta + \eta \right)}{\gamma_{\perp}}$$
(2)

gdzie:

 R_e – naprężenia równe granicy plastyczności materiału, MPa;

 γ_s – współczynnik materiałowy uwzględniający kształt przekroju oraz grubość ścianek, według PN-90/B-03200 $\gamma_s = 1,15$;

m – geometryczny współczynnik uplastycznienia kształtownika, bezwymiarowy;

n – materiałowy współczynnik uplastycznienia kształtownika, bezwymiarowy.

Geometryczny współczynnik uplastycznienia wyrażony jest wzorem

$$m = \frac{F_g y_g + \overline{\gamma}_d y_d}{W_x} \tag{3}$$

gdzie:

 F_g , F_d – pola powierzchni części przekroju poprzecznego kształtownika znajdujące się nad i pod osią obojętną X-X, m²;

 y_d , y_g – rzędne środków masy liczone od osi obojętnej X-X, m;

zaś materiałowy współczynnik uplastycznienia określony jest zależnością

$$n = \frac{R_m - \ell_e}{R_e} \tag{4}$$

gdzie R_m – doraźna wytrzymałość materiału na rozciąganie, MPa.

Materiałowy współczynnik uplastycznienia kształtownika w przypadku zastosowania stali typu 34GJ wynosi 0,5882, zaś stali typu G480V – 0,4.

Obliczone z zależności (1) i (2) wartości $M_{g_{max}}$ oraz σ_n dla kształtowników V29, V32, V34 i V36 ze stali 34GJ oraz G480V zestawiono w tablicy 1.

Tablica 1. Wartości M_{gmax} i σ_n dla kształtowników V29, V32, V34 i V36 ze stali 34GJ oraz G480V

	Stal 3	34GJ	Stal G480V			
Kształtownik	σ _n , MPa	M _{gmax} kN∙m	naprężenie niszczące σ _n , MPa	moment zginający M _{gmax} , kN·m		
V29	614,54	53,72	821,90	71,85		
V32	586,92	71,44	781,27	95,10		
V34	605,22	76,46	808,19	102,11		
V36	604,86	77,21	807,66	103,10		

Z tablicy 1 wynika, że maksymalne wartości momentów zginających, jakie mogą przenosić kształtowniki wykonane ze stali G480V są średnio o 33% większe od maksymalnych wartości momentów zginających, jakie mogą przenosić kształtowniki ze stali 34GJ.

2. BADANIA LABORATORYJNE PROSTYCH ODCINKÓW KSZTAŁTOWNIKA V29 WYKONANYCH ZE STALI O ZWIĘKSZONYCH PARAMETRACH MECHANICZNYCH (G480V)

Badania laboratoryjne wykonano na prostych odcinkach kształtownika V29 wykonanego w PHS Oddział Huta "Katowice" i obejmowały one:

- próbę statycznego zginania, zgodnie z normą PN-86/G-15000/09,
- próbę statycznego skręcania, zgodnie z normą PN-G-15000-12:1994.

2.1. Wyniki badań

PRÓBA STATYCZNEGO ZGINANIA

Próby statycznego zginania sześciu prostych odcinków kształtownika V29 długości około 1200 mm wykonano zgodnie z normą PN-86/G-15000/09. Trzy odcinki kształtownika umieszczono w maszynie wytrzymałościowej dnem w górę, trzy natomiast dnem w dół. Wyniki prób statycznego zginania przedstawiono w tablicach 2 i 3. W celu porównania podano w nich także wyniki uzyskane na kształtownikach wykonanych ze stali 34GJ.

Nr	Matarial	P _{max}	P_k	f_{\max}	f_k	M kN.m	
próbki	Materiai	k	Ν	m	m	M _{gmax} , KINIII	
1		218,38	174,70	17,3	30,5	54,59	
2	24GI	218,12	174,49	17,5	29,0	54,53	
3	5405	205,50	164,40	17,8	31,6	51,38	
średnio						53,50	
1′		337,5	270,0	16,7	31,7	84,4	
2'	G480V	326,3	270,0	15,8	28,2	81,6	
3'		335,3	268,3	17,9	32,1	83,8	
średnio						83,1	

 Tablica 2. Wartości wyznaczonych parametrów dla próby zginania kształtowników usytuowanych w maszynie wytrzymałościowej dnem w dół

 P_{max} – siła maksymalna, kN;

Pk – siła na granicy proporcjonalności obciążeń i odkształceń, kN;

 f_{max} – maksymalne ugięcie próbki, mm;

 f_k – ugięcie próbki na granicy proporcjonalności obciążeń i odkształceń, mm; $M_{\rm gmax}$ – maksymalny moment zginający, kN·m.

Nr	Matarial	P _{max}	P_k	f_{\max}	f_k	Mgmax
próbki	Materiai	k	N	mr	kN∙m	
4		308,91	247,13	94,8	167,3	77,23
5	2401	311,28	249,02	95,1	168,5	77,82
6	5405	317,98	254,38	97,2	177,4	79,94
średnio						78,33
4′		418,1	334,5	79,7	172,1	104,5
5'	G480V	429,9	343,9	89,3	173,5	107,5
6'		430,7	345,9	81,9	178,2	107,7
średnio						106,6

Tablica 3. Wartości parametrów wyznaczonych w próbie zginania kształtowników usytuowanych w maszynie wytrzymałościowej dnem w górę

Uwaga: Oznaczenia jak w tablicy 2.

PRÓBA STATYCZNEGO SKRĘCANIA

Próbę statycznego skręcania prostych odcinków kształtownika V29 przeprowadzono zgodnie normą PN-G-15000-12:1994, a wyniki zamieszczono w tablicy 4.

Tablica 4. Wartości parametrów wyznaczonych w próbie skręcania kształtowników

Nr	Matarial	M_{25}	M_{90}			
próbki	Ivrater lai	kN·m				
7		4,232	6,064			
8	2401	3,915	6,034			
9	5403	3,985	5,929			
średnio		4,044	6,009			
7'		5,10	7,97			
8′	C480V	5,98	8,60			
9'	04000	5,77	8,15			
średnio		5,62	8,24			

Z danych zawartych w tablicach wynika, że zmierzone i obliczone wartości parametrów poszczególnych próbek kształtowników ze stali o podwyższonych parametrach mechanicznych są bardzo korzystne, w szczególności wartości momentów zginania, decydujące o wartości wskaźnika nośności odrzwi W_N . Wyniki badań laboratoryjnych kształtowników potwierdzają teoretyczne obliczenia tych momentów (rozdz. 1).

3. ANALIZA NOŚNOŚCI ODRZWI

Obliczenia wytrzymałości odrzwi obudowy przeprowadzono dla wszystkich wielkości obudowy, tzn. ŁP7-ŁP19.

Do określenia odporności odrzwi na przenoszenie obciążeń zewnętrznych posłużono się wskaźnikiem nośności odrzwi W_N , określonym jako wartość dopuszczalnego obciążenia równomiernie rozłożonego na długości jednego metra elementu stropnicowego (bez zakładek z elementami ociosowymi), zgodnie z normą, wyrażonym w meganiutonach na metr. Wartości wskaźnika nośności odrzwi zestawiono w tablicy 5.

	Pole			G	ATUNE	EK STA	LI				
· ·	po-	34GJ				G480V					
Oznaczenie	wierzchni	chni wielkość kształtownika odrzwi									
ourzwi	odrzwi	V29	V32	V34	V36	V29	V32	V34	V36		
	F, m^2				W_N , N	/IN/m					
ŁP7/-/4/A	11,16	0,281	0,304	0,312	0,313	0,375	0,404	0,417	0,418		
ŁP8/-/4/A	13,15	0,238	0,265	0,275	0,279	0,318	0,352	0,367	0,372		
ŁP9/-/4/A	14,89	0,210	0,238	0,249	0,255	0,280	0,317	0,333	0,340		
ŁP10/-/4/A	17,77	0,175	0,206	0,217	0,225	0,235	0,274	0,290	0,300		
ŁP11/-/4/A	19,8	0,157	0,188	0,200	0,208	0,210	0,250	0,267	0,278		
ŁP12/-/4/A	21,82	0,143	0,173	0,185	0,194	0,191	0,230	0,247	0,259		
ŁP13/-/4/A	23,95	0,130	0,160	0,172	0,182	0,174	0,213	0,230	0,242		
ŁP14/-/4/A	25,66	0,121	0,151	0,163	0,173	0,162	0,201	0,218	0,231		
ŁP15/-/4/A	27,61	0,112	0,142	0,154	0,164	0,150	0,189	0,206	0,219		
ŁP16/-/4/A	29,98	0,103	0,133	0,145	0,155	0,138	0,176	0,193	0,207		
ŁP17/-/4/A	32,14	0,096	0,125	0,137	0,147	0,129	0,166	0,183	0,196		
ŁP18/-/4/A	34,79	0,089	0,117	0,129	0,139	0,119	0,156	0,172	0,186		
ŁP19/-/4/A	36,67	0,084	0,112	0,124	0,134	0,113	0,149	0,165	0,179		

Tablica 5. Wskaźniki nośności odrzwi obudowy ŁP z kształtowników V29, V32, V34 i V36 wykonanych ze stali 34GJ i G480V

Ważną wielkością zarówno ze względów ekonomicznych, jak i technicznych jest wskaźnik wykorzystania masy odrzwi k_{10} , określony w normie PN-92/G--15000-05 jako stosunek wartości całkowitego obciążenia stropowego odrzwi, wyrażonego w kiloniutonach, do łącznej masy kształtownika odrzwi, wyrażonej w kilogramach.

W celu zobrazowania wartości współczynnika k_{10} skorelowano wartości teoretycznie obliczonego całkowitego obciążenia stropowego odrzwi q_c , odpowiadającego nośności roboczej odrzwi N_{rob} , z masą m_e elementów z kształtowników V. Otrzymano w ten sposób zależności, które przedstawiono na wykresie (rys. 1).



Rys. 1. Wskaźnik wykorzystania masy odrzwi k₁₀, odrzwi z kształtowników V29, V32, V34 i V36 wykonanych ze stali 34GJ i G480V; *W* – wielkość odrzwi

Fig. 1. Utilisation indicator of sets k_{10} mass, sets with V29, V32, V34 and V36 profiles made by steel 34GJ and G480V; W – sets largeness

4. MOŻLIWOŚCI WYKONYWANIA ELEMENTÓW ŁUKOWYCH ODRZWI

Zainstalowana w PHS Oddział Huta "Katowice" linia technologiczna jest w pełni zautomatyzowana i pozwala na produkcję elementów łukowych odrzwi obudowy z całego typoszeregu produkowanych w kraju kształtowników typu V, tj. V21, V25, V29, V32, V34, V36 i V44. Giętarka zapewnia wykonywanie łuków o parametrach:

_	minimalna długość łuku	– 1900 mm,
_	maksymalna długość łuku	– 5000 mm,
_	minimalny promień gięcia	– 1100 mm,
_	maksymalny promień gięcia	– 11 000 mm,
—	długość prostych odcinków łuków	– 750–2500 mm,
_	maksymalna długość niewygiętego łuku	– 190 mm,
_	maksymalna masa łuku	– 195 kg,
_	właściwości mechaniczne stali	– zgodnie z normą PN-H-93441-1.

5. WYNIKI OBSERWACJI I BADAŃ DOŁOWYCH ODRZWI OBUDOWY WYKONANYCH Z KSZTAŁTOWNIKÓW ZE STALI O ZWIĘKSZONYCH PARAMETRACH MECHANICZNYCH

Badania porównawcze i obserwacje dołowe pilotażowych serii obudowy wykonanych z kształtowników ze stali o zwiększonych parametrach mechanicznych i stali 34GJ przeprowadzono w kopalni "Bogdanka" S.A. w 2003 roku.

Lokalizację odcinków badawczych przedstawiono na rysunku 2.



Rys. 2. Lokalizacja odcinków chodników w obudowie ze stali o zwiększonych parametrach mechanicznych

Fig. 2. Localisation of footpath section in casing from steel with higher mechanical parameters

W chodniku polowym 4/385 zabudowano 40 odrzwi obudowy ŁPZS V-36/9 o rozstawie 0,4 m i wyznaczono stanowisko pomiarowe SP 434 dla odrzwi wykonanych z kształtowników ze stali o zwiększonych parametrach mechanicznych. Dla takiej samej wielkości odrzwi, ale wykonanych ze stali 34GJ, wyznaczono stanowisko pomiarowe SP 430.

W chodniku nadścianowym ściany 4/V/385 podobnie zabudowano 40 odrzwi obudowy ŁPZS V-36/9 o rozstawie 0,75 m i wyznaczono stanowiska pomiarowe SP 426 dla odrzwi wykonanych z kształtownika ze stali o zwiększonych parametrach, a dla odrzwi wykonanych ze stali 34GJ wyznaczono stanowisko pomiarowe SP 427.

Zasady pomiaru deformacji odrzwi przedstawiono na rysunku 3.



Rys. 3. Schemat pomiaru deformacji odrzwi: 1 – reper ociosowy, 2 – reper stropowy, 3 – cecha na obudowie, L, H – zaciskanie obudowy, L_0, H_0 – zaciskanie górotworu, W, W_0 – wypiętrzenie spągu

Fig. 3. Scheme of sets deformation measurement: 1 - hewn bench mark, 2 - ceiling bench mark, 3 - feature on casing, L, H - casing locking, L_0 , $H_0 - \text{formation locking}$, W, $W_0 - \text{sill uplift}$

Wyniki pomiarów dla górotworu i obudowy przedstawiono na rysunkach 4–7. Wykresy przedstawiają zależność przemieszczeń charakterystycznych punktów na obudowie w czasie.

Analiza zaciskania odrzwi w chodniku polowym – stanowiska pomiarowe SP 430 i SP 434 (rys. 4 i 5) – wykazała podobny przebieg procesu zaciskania odrzwi wykonanych ze stali o zwiększonych parametrach mechanicznych i odrzwi wykonanych ze stali 34GJ. Wartości zaciskania po upływie 12 miesięcy były nieco większe dla odrzwi wykonanych ze stali 34GJ.

Przebieg zaciskania w chodniku nadścianowym – stanowiska pomiarowe SP 426, SP 427 (rys. 6 i 7) – wykazał znacznie większe wartości zaciskania dla odrzwi wykonanych ze stali 34GJ.

Różnica w przebiegu zaciskania odrzwi wykonanych z różnych gatunków stali w chodniku polowym i chodniku nadścianowym spowodowana była znacznie większymi obciążeniami odrzwi w chodniku nadścianowym, wynikającymi z dwukrotnie większego rozstawu odrzwi. Obserwacje dołowe wykazały lokalne deformacje łuków ociosowych i spągnicowych tylko odrzwi wykonanych ze stali 34GJ.



Rys. 4. Zaciskanie poziome i pionowe obudowy ŁPZS V-36/9×0,4 m zakniętej ze stali typowej w chodniku polowym 4 w pokładzie 385 na stanowisku pomiarowym SP-430: t - czas, L, H, H + W - zaciskanie





Rys. 5. Zaciskanie poziome i pionowe obudowy ŁPZS V-36/9×0,4 m zakniętej ze stali typowej w chodniku polowym 4 w pokładzie 385 na stanowisku pomiarowym SP-434: t - czas, L, H, H + W - zaciskanie

Fig. 5. Horizontal and vertical locking of LPZS V- $36/9 \times 0.4$ m casing made by typical steel in footpath 4, seam 385 on measurement post SP-434: t - time, L, H, H + W - locking



Rys. 6. Zaciskanie poziome i pionowe obudowy ŁPZS V-36/9×0,75 m zakniętej ze stali typowej w chodniku nadścianowym ściany 4/V/385 na stanowisku pomiarowym SP-427 t - czas, L, H, H + W - zaciskanie

Fig. 6. Horizontal and vertical locking of ŁPZS V-36/9×0,75 m casing made by typical steel in footpath of wall 4/V/385, on measurement post SP-427: *t* – time, *L*, *H*, *H* + *W* – locking



Rys. 7. Zaciskanie poziome i pionowe obudowy ŁPZS V-36/9×0,75 m zakniętej ze stali o zwiększonej wytrzymałości w chodniku nadścianowym ściany 4/V/385 na stanowisku pomiarowym SP-426 t - czas, L, H, H + W - zaciskanie

Fig. 7. Horizontal and vertical locking of $\&PZS V-36/9 \times 0,75 m$ casing made by typical steel in footpath of wall 4/V/385, on measurement post SP-426: t - time, L, H, H + W - locking

Przykład uszkodzenia spągnicy wykonanej ze stali 34GJ przedstawiono na zdjęciu 1, natomiast widok spągu chodnika polowego zabezpieczonego obudową wykonaną ze stali G480V – na zdjęciu 2.



Fot. 1. Uszkodzona spągnica wykonana z kształtownika V36 ze stali 34GJ zabudowana w chodniku polowym





Fot. 2. Spąg chodnika polowego na odcinku z zabudowanymi spągnicami wykonanymi z kształtownika V36 ze stali o podwyższonych parametrach mechanicznych (brak deformacji)

Photo 2. Sill of footpath on section with sill machine made by V36 profile of steel with higher mechanical parameters (lack of deformation)

WNIOSKI

Przedstawione w artykule wyniki badań nad zastosowaniem stali o zwiększonych własnościach mechanicznych do produkcji stalowych obudów odrzwiowych pozwalają na sformułowanie następujących wniosków:

- 1. Właściwości stali do produkcji typoszeregu kształtowników V: R_m min = = 700 MPa, R_e min = 500 MPa, oraz $R_e/R_m < 0.7$ zapewniają uzyskanie korzystnych parametrów wytrzymałościowych walcowanych kształtowników.
- Zastosowanie kształtowników ciężkich (V29, V32, V34 i V36) do produkcji elementów łukowych odrzwi pozwoli na zwiększenie wskaźnika nośności odrzwi o około 30%.
- Celowe jest uruchomienie produkcji podatnych odrzwi z kształtownika V32 ze stali o zwiększonych parametrach mechanicznych. Takie rozwiązanie pozwoli na zastąpienie odrzwi podatnych z kształtownika V36, co zapewni, oprócz poprawy BHP, uzyskanie znaczących efektów ekonomicznych.
- 4. Podatne odrzwia obudowy wyrobisk korytarzowych w zależności od charakterystyki występujących obciążeń górotworu można składać z elementów łukowych o różnej wytrzymałości, przez co zwiększa się wskaźnik nośności odrzwi. Takie rozwiązanie należy zastosować głównie w konstrukcji odrzwi obudowy zamkniętej oraz w przypadku wystąpienia niesymetrycznych obciążeń.
- 5. W celu odróżnienia elementów łukowych wykonanych z kształtowników o zwiększonych parametrach wytrzymałościowych należy kształtowniki trwale znakować w procesie ich walcowania.
- 6. W złączach podatnych, aby wykorzystać zwiększone parametry wytrzymałościowe elementów łukowych, należy stosować większe opory zsuwu, średnio o 30%.

Recenzent: prof. dr hab. inż. Władysław Konopko

RESEARCH REPORTS MINING AND ENVIRONMENT Ouarterly 2/2004

Jan Hankus

WSPÓŁCZYNNIKI BEZPIECZEŃSTWA LIN WYCIĄGOWYCH NOŚNYCH

Streszczenie

Współczynnik bezpieczeństwa liny wyciągowej jest pojęciem bardzo ważnym, mającym istotne znaczenie na etapie projektowania, doboru lin i eksploatacji górniczych wyciągów szybowych. Na przykład przy zmniejszeniu współczynnika bezpieczeństwa lin nośnych o około 30% można uzyskać znacznie korzystniejsze zarówno pod względem technicznym, jak i ekonomicznym, parametry wyciągu szybowego. Obecnie przez współczynnik bezpieczeństwa górniczych lin wyciągowych rozumie się stosunek rzeczywistej siły zrywającej linę w całości do maksymalnego obciążenia statycznego.

Badania teoretyczne i wieloletnie doświadczenia ruchowe prowadzone w różnych krajach wykazały, że współczynnik bezpieczeństwa powinien być uzależniony od typu wyciągu i jego przeznaczenia, warunków przeginania liny, głębokości ciągnienia, a także od konstrukcji liny. Znalazło to odzwierciedlenie w formułach na obliczanie wymaganego współczynnika bezpieczeństwa, które jednak w różnych krajach są różne.

Z przeprowadzonej analizy wynika, że współczynniki bezpieczeństwa maleją z głębokością ciągnienia i w szybach głębokich osiągają bardzo małe wartości (m = 4-3), co nasuwa pytanie, jaki jest wpływ zmiany współczynnika bezpieczeństwa na trwałość i niezawodność lin stalowych.

Przeprowadzone w Laboratorium Lin i Urządzeń Szybowych Głównego Instytutu Górnictwa badania doświadczalne wykazały, że wraz ze wzrostem obciążenia rozciągającego linę, czyli zmniejszania się współczynnika bezpieczeństwa, w tych samych warunkach przeginania, maleje trwałość zmęczeniowa lin stalowych. Procentowy spadek trwałości zmęczeniowej jest większy niż procentowa zmiana współczynnika bezpieczeństwa.

Badania doświadczalne wykazały również, że dobre przybliżenie zależności zmiany trwałości zmęczeniowej od zmiany współczynnika bezpieczeństwa, można uzyskać na modelach empirycznych (regresyjnych) w formie krzywej wykładniczej lub potęgowej.

Wraz ze spadkiem wartości współczynnika bezpieczeństwa szybciej pojawiają się pierwsze pęknięcia drutów, natomiast ich sumaryczna liczba tuż przed zerwaniem próbki maleje.

Spadek wartości współczynnika bezpieczeństwa w warunkach badań laboratoryjnych wywiera silny wpływ na przebieg funkcji niezawodności. Bliskie jedności prawdopodobieństwo zerwania badanej próbki, przy współczynniku bezpieczeństwa 5, wystąpiło przy przeszło dwukrotnie mniejszej liczbie cykli zmęczeniowych niż próbki badanej przy współczynniku bezpieczeństwa 8,5.

Factors of safety of hoisting ropes

Abstract

Factors of safety of hoisting ropes is a very important notion, has a great importance on period of project design, ropes selection and exploitation of mining shafts installations. For example, decreasing factors of safety ratio about near 30%, it ropes is possible to get advantageous, considerably equal in technical and economic respect, parameters of shafts extraction. Presently by safety ratio of carrying lines is understood as relation of real power breaking lines totally to maximum statistic load.

Theoretical researches and many years experiences led in different countries have presented, that factor of safety should be subordinated with type of extraction and its destination, conditions ropes bending, depth of draw, as well as with rope construction. It found a mirror in the formula on scaling of required factor of safety which is different in different countries.

Carried analysis shows that factor of safety diminish with depth of draw and in deep wells achieve very small values (m = 4-3), what suggest question about change factor of safety influence on constancy and reliability of steel lines.

Carried researches in Laboratory of Rope and Shaft Equipment of Central Mining Institute have shown, that along an incrementation of load stretching line so decreasing ratio, constancy of line diminishes also. Percentage decreasing of constancy is bigger then percentage change factor of safety.

Experimental researches have shown also that good approximation of dependence of constancy change from factor of safety change can be obtained on empirical (regressive) models in the form of exponential or power curve. Decreasing value factor of safety, first cracks of wires appear faster, however, its number before breaking of sample diminish.

Decreasing value factor of safety in laboratory researches has important influence on course of reliability function. Close unity probability of breaking of researched sample at factor of safety 5, has appear smaller then twice number of cycles then sample researched at safety ratio 8,5.

WSTĘP

Współczynnik bezpieczeństwa liny wyciągowej nowej najogólniej można określić jako stosunek siły zrywającej linę P do maksymalnego obciążenia liny podczas eksploatacji Q. Wyraża się go wzorem

$$m = \frac{P}{Q} \tag{1}$$

gdzie:

P – siła zrywająca linę,

Q – maksymalne obciążenie liny podczas eksploatacji.

Podczas wieloletnich badań nad bezpieczeństwem lin siłę zrywającą linę określano w różny sposób, co wynikało ze złożonej budowy lin, złożonego procesu ich wykonywania, a także z konieczności spełnienia wymagań dyktowanych przez użytkowników [5]. Graficzną interpretację różnych określeń siły zrywającej linę, jakie są stosowane w praktyce w zależności od konkretnych potrzeb, ilustruje rysunek 1.

Przedstawiono na nim pięć określeń siły zrywającej linę stalową, którymi są:

- nominalna siła zrywająca linę P_n ,
- sumaryczna siła zrywającą linę P_{w} ,
- rzeczywista siła zrywająca linę P_c ,
- teoretyczna siła zrywająca linę w całości P'_c ,
- nominalna siła zrywająca linę w całości P_{cn} .

W przypadku lin tej samej konstrukcji, średnicy i nominalnej wytrzymałości drutów na rozciąganie R_m , siły P_w i P_c są zmiennymi losowymi o rozkładzie normalnym. Jako wartości stałe przyjmuje się natomiast siły P_n , P_c i P_{cn} . Interpretacja graficzna ułatwia zrozumienie i ilościową ocenę podstawowego parametru wytrzymałościowego, jakim jest niewątpliwie siła zrywająca linę stalową. Oznacza to, że podstawiając do zależności (1) wartości odpowiadające różnym określeniom siły zrywającej linę, otrzymuje się różne wartości współczynnika bezpieczeństwa. Również obciążenie liny Q podczas eksploatacji jest zmienne i określane z pewnym przybliżeniem, co wpływa na zakres zmian faktycznej wartości współczynnika bezpieczeństwa.



Rys. 1. Graficzna interpretacja różnych określeń sił zrywających liny trójkątnospłotkowe $\phi 56$ mm: x – wartość zmiennej losowej siły zrywającej linę, f(x) i $f_n(x)$ – gęstość prawdopodobieństwa rozkładu normalnego

Fig. 1. Graphic interpretation of different terms of power breaking triple tangle lines $\phi 56 \text{ mm}$: x - variable breaking the line value, <math>f(x) and $f_n(x) - density$ of probability of normal disposition

Według obowiązujących przepisów [11], współczynnik bezpieczeństwa górniczych lin wyciągowych stanowi stosunek rzeczywistej siły zrywającej linę w całości P_c do maksymalnego obciążenia statycznego Q. Wartość siły P_c wyznacza się w statycznej próbie rozciągania aż do zerwania liny lub też oblicza się z zależności

$$P_c = \int R_m F \tag{2}$$

gdzie:

 η_0 – nominalna sprawność wytrzymałościowa liny na rozciąganie [5],

 R_m – nominalna wytrzymałość drutów na rozciąganie,

F – przekrój nośny liny nowej.

1. WSPÓŁCZYNNIKI BEZPIECZEŃSTWA WYMAGANE PRZEZ PRZEPISY

Do 1973 roku według obowiązujących wówczas przepisów bezpieczeństwa górniczego i Przepisów Technicznej Eksploatacji Kopalń (PTEK) [8], lina w bębnowym urządzeniu wyciągowym powinna mieć statyczny współczynnik bezpieczeństwa co najmniej 6 przy wyciąganiu urobku i 8 do jazdy ludzi. W wyciągach z kołem pędnym Koepe wymagany współczynnik bezpieczeństwa wynosił 7 w przypadku wyciągania urobku i 9 do jazdy ludzi. Współczynnik bezpieczeństwa był obliczany w odniesieniu do sumarycznej siły zrywającej linę P_w , bez uwzględnienia głębokości szybu.

Długoletnie doświadczenia ruchowe z eksploatacji lin wyciągowych w wielu krajach wykazały, że ich trwałość i niezawodność w znacznym stopniu zależą od przyjętego na początku współczynnika bezpieczeństwa odnoszącego się do obciążenia statycznego [2].

Jest oczywiste, że współczynnik bezpieczeństwa nie może mieć jednakowej wartości i być niezależny od warunków zewnętrznych. Doświadczalnie ustalono, że współczynnik bezpieczeństwa powinien być określony z uwzględnieniem następujących czynników [2]:

- typu wyciągu i jego przeznaczenia,
- liczby kół linowych, tj. liczby przegięć liny,
- stosunku średnicy organu napędowego do średnicy liny (D/d),
- wysokości ciągnienia.

W różnych krajach czynniki te występują we wzorach na obliczanie wymaganego współczynnika bezpieczeństwa [2]. W Anglii i Australii wymagany współczynnik bezpieczeństwa oblicza się według złożonej zależności, z uwzględnieniem większości wymienionych czynników

$$m = 4.5 \frac{\left(\frac{D}{d} + c\right)}{\frac{D}{d}\left(1 + 0.005 H\sqrt{H}\right)^2 - 3.5}$$
(3)

gdzie:

c = 35 przy braku kół kierujących i c = 43 przy występowaniu kół kierujących,

H – maksymalna długość zwisającej liny, m.

Zależność ta została sformułowana na podstawie wieloletnich obserwacji eksploatacji lin, przy czym założono, że żadna lina nie może pracować dłużej niż trzy lata.

W Kanadzie przy doborze lin do wyciągów z kołem ciernym przyjmuje się zależność

$$m = 9,5 - 0,00075 H \tag{4}$$

przy czym minimalny współczynnik bezpieczeństwa nie może być mniejszy niż 5,5.

W Szwecji minimalne współczynniki bezpieczeństwa określa się zależnościami: – dla wyciągów do transportu urobku

$$m = 6 - 0,00075 H \ge 5,0 \tag{5}$$

- dla wyciągów do transportu urobku i jazdy ludzi

$$m = 8 - 0,00075 H \ge 6,0. \tag{6}$$

W Niemczech dopuszczalne współczynniki bezpieczeństwa oblicza się z zależności:

$$m = 7,2 - 0,0005 H \tag{7}$$

$$m = 9.5 - 0.001 H \tag{8}$$

odpowiednio dla wyciągów do transportu urobku i jazdy ludzi.

Empiryczną zależność zmiany współczynnika bezpieczeństwa od głębokości opracowano w ZSRR na podstawie wyników badań 728 lin wyciągowych [15]

$$m = 7,5 - 1,65H^{0,4} \tag{9}$$

gdzie głębokość H podawana jest w kilometrach.

W RPA dla wyciągów bębnowych dopuszczalne współczynniki bezpieczeństwa zarówno do transportu urobku, jak i jazdy ludzi oblicza się z zależności [7, 12]

$$m = 2500/(4000 + H) \tag{10}$$

W Polsce według aktualnie obowiązujących przepisów dla podziemnych zakładów górniczych [11], w wyciągach jedno- i wielolinowych dla głębokości ciągnienia do 400 m przyjmuje się stałe wartości współczynników bezpieczeństwa, które przykładowo dla jazdy ludzi wynoszą:

- dla wyciągów jednolinowych m = 7,5,

- dla wyciągów wielolinowych m = 7,2.

Dla głębokości ciągnienia od 400 do 1200 m współczynniki maleją zgodnie z zależnościami:

- dla wyciągów jednolinowych m = 7,5 - 0,001(H - 400), (11)

- dla wyciągów wielolinowych m = 7, 2 - 0,001(H - 400), (12)

gdzie *H* oznacza długość liny od kół linowych, bębna lub koła pędnego do naczynia w najniższym położeniu w metrach.

Dla głębokości ciągnienia większej od 1200 m wymagany współczynnik bezpieczeństwa jest stały i ma wartość obliczoną dla głębokości równej 1200 m.

Dla porównania, dopuszczalne współczynniki bezpieczeństwa stosowane w różnych krajach zestawiono w tablicy 1.

Z danych zawartych w tablicy 1 wynika, że współczynniki bezpieczeństwa maleją z głębokością ciągnienia. Ten rezultat osiągnięty został w różny sposób: na bazie teorii wytrzymałości zmęczeniowej i metody statystyki matematycznej. Zmniejszenie współczynnika bezpieczeństwa lin nośnych ze wzrostem głębokości ciągnienia jest w pełni uzasadnione, gdyż największe sumaryczne naprężenia w drutach lin występują w czasie ich zginania na kołach i bębnach. W szybach głębokich cykl jazdy jest dłuższy i liczba przegięć poszczególnych przekrojów liny w jednostce czasu jest mniejsza niż w szybach płytkich. Osiągnięcie więc tej samej trwałości lin jest możliwe przy mniejszym współczynniku bezpieczeństwa. Z analizy danych zawartych w tablicy 1 wynika również, że od głębokości 600 m najmniejsze współczynniki bezpieczeństwa mają liny wyciągowe w USA i RPA.

Współcz				bezpiec	zeństw	a		
Kraj	j Długość zwisającej liny H, m				Uwagi			
	150	300	600	900	1200	1500		
Polska	6,5	6,5	6,3	6,0	5,7	5,7	wyciągi jednolinowe – wydobycie	
jazda ludzi*)	6,2	6,2	6,0	5,7	5,4	5,4	wyciągi wielolinowe – wydobycie	
Anglia	7,2	7,0	6,8	6,6	6,4	6,4	D/d = 80, wydobycie	
jazda ludzi* ⁾	6,5	6,4	6,1	6,0	5,8	5,7	D/d = 100, bez kół linowych	
Kanada	9,4	9,3	9,0	8,8	8,6	8,4	wyciągi z tarczą pędną	
Szwecja	5,9	5,8	5,6	5,3	5,1	5,0	wydobycie	
	7,9	7,8	7,6	7,3	7,1	6.9	wydobycie i jazda ludzi	
Niemcy	7,1	7,0	6,9	6,7	6,6	6,4	wydobycie	
	9,3	9,2	8,9	8,6	8,3	8,0	jazda ludzi	
Rosja	6,5	6,5	6,5	5,8	5,4	5,0	wydobycie	
według przepisów	7,5	7,5	7,5	6,8	6,0	5,5	wydobycie i jazda ludzi	
	9,0	9,0	9,0	7,8	7,0	6,3	jazda ludzi	
według zależności (9)	6,73	6,48	6,16	5,92	5,73	5,56	wydobycie i jazda ludzi	
USA	8,0	7,0	6,0	5,0	4,0	4,0	nowa lina	
	6,4	5,8	5,0	4,3	3,6	3,6	wymiana liny	
RPA	6,02	5,81	5,43	5,10	4,81	4,54	wyciągi bębnowe – wydobycie	
							i jazda ludzi	

 Tablica 1. Współczynniki bezpieczeństwa lin wyciągowych nośnych stosowane w różnych krajach

*) Współczynniki bezpieczeństwa lin dla jazdy ludzi zwiększa się o 1.

Na rysunku 2 dla przykładu porównano wymagane współczynniki bezpieczeństwa lin wyciągowych nośnych w Polsce i w RPA.



Rys. 2. Wymagane współczynniki bezpieczeństwa lin wyciągowych nośnych: *m* – współczynnik bezpieczeństwa, *H* – długość liny, 1 – wyciągi jednolinowe do jazdy ludzi, 2 – wyciągi wielolinowe do jazdy ludzi, 3 – wyciągi bębnowe do jazdy ludzi i transportu urobku (RPA)

Fig. 2. Required safety ratios of carrying lines: m – safety ratio, H – line length, 1 – one-cable extraction for riding of people, 2 – multicable extraction for riding of people, 3 – tumbler extraction for riding of people and output

2. ZNACZENIE PRAKTYCZNE RÓŻNYCH WARTOŚCI WSPÓŁCZYNNIKÓW BEZPIECZEŃSTWA

Jak wspomniano na wstępie przyjmowane wartości współczynników bezpieczeństwa mają istotne znaczenie zarówno na etapie projektowania, doboru lin, jak i eksploatacji górniczych wyciągów szybowych. W tablicy 2 zestawiono wybrane parametry mechaniczne wyciągów szybowych, określone dla współczynników bezpieczeństwa m = 6,4 i m = 4,5, przy jednakowej głębokości ciągnienia i jednakowej masie użytecznej urobku.

Chanalitamutuka	Współczynnik bezpieczeństwa, m					
Спагакterystyka	6,4	4,5				
Głębokość ciągnienia H_g , m	1000	1000				
Masa użyteczna urobku Q_u , kg	20 000	20 000				
Średnica liny nośnej d, mm	65	52				
Masa 1 m liny nośnej q, kg	18,2	11,4				
Masa martwa Q_m , kg	41 013	33 269				
Średnica bębna D_B , mm	6000	5000				
Moment zamachowy GD^2 , N·m ²	2 942 000	1 276 000				
Średnica koła linowego D, m	6 000	5000				
Moment zamachowy GD^2 , N·m ²	2 942 000	1 276 000				
Stosunek Q_m/Q_u	2,05	1,66				

Tablica 2. Parametry mechaniczne wyciągów szybowych

Z porównania wynika, że przy zmniejszeniu współczynnika bezpieczeństwa lin o około 30% uzyskano znacznie korzystniejsze parametry zarówno pod względem technicznym, jak i ekonomicznym. Lina nośna o mniejszej o 13 mm średnicy może mieć prostszą budowę, tym samym łatwiejszą do oceny stanu zużycia podczas badań ruchowych. Mniejsze mogą być również elementy współpracujące z liną, jak: bęben, koła linowe i zawiesia, co obniża wielkość mas ruchowych i straty wynikające z ich rozruchów. Umożliwia to budowę mniejszych napędów, wież i hal maszyn.

3. BADANIA DOŚWIADCZALNE WPŁYWU ZMIANY WSPÓŁCZYNNIKA BEZPIECZEŃSTWA NA TRWAŁOŚĆ LIN STALOWYCH

W celu określenia wpływu różnych wartości cyklicznie zmiennych obciążeń na trwałość zmęczeniową lin stalowych, w Laboratorium Lin i Urządzeń Szybowych Głównego Instytutu Górnictwa wykonano badania na maszynach zmęczeniowych typu P4-GIG-2 (średnica lin od 40 do 65 mm) i P5-GIG-3 (średnica lin od 10 do 20 mm). Schemat kinematyczny maszyny P4-GIG-2 przedstawiono na rysunku 3.



Rys. 3. Schemat kinematyczny maszyny zmęczeniowej typu P4-GIG-2: 1 – wahacz górny, 2 – sprężyna pulsacyjna, 3 – sprężyna napinająca, 4 – wahacz tylny 5 – lina, 6 – wahacz środkowy, 7 – belka oporowa, 8 – wózek, 9 – wahacz przedni, 10 – łącznik, 11 – korba

Fig. 3. Cinematic scheme of machine P4-GIG-2 type: 1 – overhead oscillator, 2 – pulsating spring, 3 – straining spring, 4 – back oscillator, 5 – line, 6 – middle oscillator, 7 – resistance beam, 8 – wheelchair, 9 – front oscillator, 10 – adapter, 11 – crank

W maszynach do badań zmęczeniowych w znacznym stopniu mogą być odwzorowane warunki, w jakich pracują liny w urządzeniach wyciągowych, dźwigowych itp. Liny podlegają dwustronnemu (dwukierunkowemu) zginaniu przy sile rozciągającej statycznej lub pulsującej, z obrotem lub bez obrotu próbki dookoła własnej osi. Badany odcinek chłodzi się natryskiem wody w celu zabezpieczenia go przed nadmiernym nagrzewaniem i wyciekaniem smaru.

Maszynę typu P4-GIG-2 wraz z zestawem aparaturowym do pomiaru zmian sił w linie podczas badania zmęczeniowego przedstawiono na zdjęciu 1.



Fot. 1. Zestaw aparatury do pomiaru zmian sił w linie podczas badania zmęczeniowego w maszynie P4-GIG-2

Photo 1. Equipment suit for measurement of power change in lines during research in machine P4-GIG-2

W maszynie tej (podobnie jak w maszynie typu P5-GIG-3) realizowany jest jednostronny dodatni cykl zmiany sił w linie. Szczegółowy opis badań zmęczeniowych lin podano w publikacjach [4, 5].

Wyniki badań zmęczeniowych odcinków lin nowych badanych przy różnych wartościach współczynników bezpieczeństwa, zestawiono w tablicy 3.

Symbol liny	Konstrukcja liny	Średnica liny <i>d</i> , mm	Liczba próbek <i>J</i>	Współczynnik bezpieczeństwa <i>m</i>	Liczba cykli No	Liczba cykli N _c	Liczba pęknięć drutów <i>n</i> c	Wydłużenie liny <i>E</i> 。 %	Spadek trwałości, %	Zmiana współczynni- ka bezpieczeństwa <i>m</i> %
A	6x19 +FN przeciwzwita <i>R_m</i> =1670 MPa	12	5 5	7,4 5,3	-	24263*) 11746	-	-	0 52	0 28,4
В	WS6x26+FN przeciwzwita <i>R_m</i> =1670 MPa	!2	5 5 5	6,7 4,8 3,7	- -	38913*) 22921 16547	- -	- - -	0 41,1 57,5	0 28,4 44,8
С	WS6x26+IW współzwita R _m =1670 MPa	12	5 5 5	6,7 4,8 3,7	-	77163*) 44836 32531	- -	- -	0 41,9 57,8	0 28,4 44,8
D	S6x19+FN przeciwzwita <i>R_m</i> =1570 MPa	12	2 2 2 2	9,80 6,28 3,92 2,49	41950 23927 12762 7602	72375 33096 13873 8346	158 95 15 2	0,645 0,664 0,645 0,730	0 54,3 80,8 88,5	0 36 60 74,6
E	WS6x36+FN współzwita <i>R_m</i> =1670 MPa	50	1 1 1 1	8,5 8,0 7,0 6,0 5,0	68908 63520 42745 43968 39922	90724 74232 57577 52161 41107	62 51 43 28 29	1,348 1,047 0,994 0,978 1,089	0 18,2 36,5 42,5 54,7	0 5,9 17,6 29,4 41.2
F	WS6x36+FN współzwita R _m =1570 MPa	50	2 2	5,65 5,59	37684 39272 39093 40071	57849 59162 55251 54442	94 142 63 90	0,881 0,8461 0,9494 0.6393	0	0 1.06

 Tablica 3. Wyniki badań zmęczeniowych lin przy różnych wartościach współczynników bezpieczeństwa

Uwaga: *) wartości średnie, N_o – liczba cykli, po której wystąpiły pierwsze pęknięcia drutów, N_c – liczba cykli aż do zerwania próbki – trwałość zmęczeniowa, n_c – łączna liczba pęknięć drutów na przeginanym w maszynie zmęczeniowej odcinku liny, ε_c – wydłużenie względne liny tuż przed zerwaniem.

Ostatnie kolumny tablicy 3 zawierają wartości procentowego spadku trwałości zmęczeniowej w odniesieniu do procentowej zmiany współczynników bezpieczeństwa.

Z danych zawartych w tablicy 3 wynika, że procentowy spadek trwałości zmęczeniowej jest większy niż procentowa zmiana współczynnika bezpieczeństwa. Im mniejsza jest wartość współczynnika bezpieczeństwa, tym próbki zrywają się przy mniejszej liczbie widocznych zewnętrznych pęknięć drutów. Na przykład w przypadku próbki liny Seale, badanej przy współczynniku bezpieczeństwa 2,49, zerwanie nastąpiło przy dwóch widocznych pękniętych drutach, ale przy nieco większym wydłużeniu.

4. MODELE REGRESYJNE WPŁYWU ZMIANY WSPÓŁCZYNNIKÓW BEZPIECZEŃSTWA NA TRWAŁOŚĆ ZMĘCZENIOWĄ LIN STALOWYCH

Analiza wyników badań doświadczalnych wykazała, że dobre przybliżenie zależności N = f(m) można uzyskać na modelach empirycznych (regresyjnych) w formie krzywej potęgowej i wykładniczej współczynnika bezpieczeństwa zgodnie z [1]:

- model potęgowy $N(m) = am^b$,

- model wykładniczy $N(m) = a \exp(bm)$,

(13)(14)

gdzie:

N(m) – liczba cykli pracy liny,

m – współczynnik bezpieczeństwa,

a, b – parametry strukturalne modeli.

Parametry modeli empirycznych badanych odcinków lin zestawiono w tablicy 4. Podano w niej również wartości stosunku korelacyjnego *R*.

 Tablica 4. Parametry strukturalne modeli empirycznych wpływu zmiany współczynnika

 bezpieczeństwa na trwałość zmęczeniową lin różnych konstrukcji

Symbol	l	Model potęgo	owy	Mo	Model wykładniczy			
liny	a	b	R	а	b	R		
Α	313,695	2,17175	0,9903	1883,385	0,3452	0,9902		
В	2437,871	1,4483	0,9851	5790,365	0,2846	0,987		
С	4700,479	1,461	0,981	11238,799	0,2873	0,984		
D	1762,916	1,604	0,995	4338,124	0,2962	0,992		
Е	4276,937	1,3874	0,9741	14109,731	0,2117	0,984		
F	0,0798	7,7986	0,9007	23,0216	1,3877	0,9007		

Na rysunkach 4, 5 i 6 przedstawiono przykładowo empiryczne wykładnicze zależności N = f(m) dla liny WS6x26+IWR (rdzeń stalowy) o średnicy 12 mm, liny WS 6x36+FN (rdzeń organiczny), współzwitej o średnicy 50 mm i liny S6x19+FN przeciwzwitej o średnicy 12 mm.



Rys. 4. Zależność trwałości zmęczeniowej N w funkcji współczynnika bezpieczeństwa m liny WS 6x26+IWR o średnicy 12 mm





Rys. 5. Zależność trwałości zmęczeniowej N w funkcji współczynnika bezpieczeństwa m liny WS 6x36 + FN o średnicy 50 mm





Rys. 6. Zależność trwałości zmęczeniowej *N* w funkcji współczynnika bezpieczeństwa *m* liny S 6x19 +FN o średnicy 12 mm: 1 – wyniki badań, 2 – przebieg krzywej empirycznej

Fig. 6. Dependence of constancy N in function of safety ratio m of S 6x19 +1FN line with 12 mm of diameter: 1 – research results, 2 – empirical curve

5. NARASTANIE ZMĘCZENIOWYCH PĘKNIĘĆ DRUTÓW PRZY RÓŻNYCH WSPÓŁCZYNNIKACH BEZPIECZEŃSTWA

Głównymi mierzalnymi objawami zmęczenia lin w warunkach laboratoryjnych jest pękanie drutów i wydłużanie się badanego odcinka. Towarzyszą temu zmiany przekroju nośnego i średnicy liny, a także zmiany własności sprężystych.

Na rysunkach 7 i 8 przestawiono wykresy narastania liczby pęknięć n w funkcji liczby cykli N dla próbek lin badanych przy współczynnikach bezpieczeństwa m = 8,5; 8,0; 7,0; 6,0 i 5,0.



Rys. 7. Narastanie liczby pęknięć drutów *n* próbek liny WS 6x36+FN badanych przy współczynnikach bezpieczeństwa *m* = 8,5 (1): 7,0 (2): 6,0 (3) i 5,0 (4); *N* – liczba cykli

Fig. 7. Increase of number of wire crack n samples of WS 6x36+FN line researched at *m* safety ratio equal 8,5 (1): 7,0 (2): 6,0 (3): 5,0 (4): *N* – cycle number



Rys. 8. Narastanie liczby pęknięć drutów *n* próbek liny WS 6x36+FN badanych przy współczynnikach bezpieczeństwa *m* = 8,0 (1): 7,0 (2): 6,0 (3) i 5,0 (4); *N* – liczba cykli

Fig. 8. Increase of number of wire crack n samples of WS 6x36+FN line researched at *m* safety ratio equal 8,0 (1): 7,0 (2): 6,0 (3): 5,0 (4): *N* – cycle number

Zerwanie badanych próbek liny występuje w miejscu o największej liczbie pęknięć. Przebieg krzywych n = f(N, m) jest znacznie zróżnicowany. W początkowym okresie badania aż do około 40 tys. cykli nie stwierdzono pęknięć drutów. Następnie narastanie liczby pęknięć drutów było tym intensywniejsze im większe było obciążenie liny (mniejszy współczynnik bezpieczeństwa). Wzrost szybkości narastania liczby pęknięć jest wynikiem wzrostu stopnia zmęczenia tworzywa drutów na skutek pracy liny w warunkach cyklicznie zmiennych obciążeń liny.

Analiza wyników badań doświadczalnych wykazała, że dobre przybliżenie zależność n = f(N) można uzyskać na modelach empirycznych (regresyjnych) również w formie krzywej potęgowej lub wykładniczej liczby cykli, co zapisuje się:

- model potęgowy $n(N) = cN^a$,

(15) (16)

- model wykładniczy $n(N) = c \exp(aN)$,

gdzie:

n(N) – liczba pęknięć drutów,

N – liczba cykli pracy liny,

c, *a* – parametry strukturalne modeli.

W tablicy 5 zestawiono parametry modeli empirycznych narastania zmęczeniowych pęknięć drutów lin różnych konstrukcji badanych przy różnych współczynnikach bezpieczeństwa

Symbol	Współczynnik	Мо	del potęgow	у	M	Model wykładniczy			
liny	bezpieczeństwa <i>m</i>	с	а	R	с	а	R		
D	9,80	2,999·10 ⁻²⁹	6,3473	0,976	0.07276	1,113·10 ⁻⁴	0,955		
	6,28	2,484*10 ⁻³⁰	7,0246	0,9297	0,04217	2,457·10-4	0,911		
	3,92	-	-	_	-	-	-		
	8,5	5,011·10 ⁻⁵⁴	11,061	0,9315	1,331.10-4	1,378·10 ⁻⁴	0,9377		
	8,0	3,537·10 ⁻⁹¹	10,913	0,988	7,5351·10 ⁻⁸	2,728·10 ⁻⁴	0,986		
E	7,0	4,053·10 ⁻⁵⁶	11,931	0,964	2,955·10-5	2,371·10 ⁻⁴	0,971		
	6,0	9,558·10 ⁻⁹⁸	20,874	0,968	4,333·10 ⁻⁹	4,340.10-4	0,970		
	5,0	-	-	0,968	3,607·10 ⁻³⁴	1,95·10 ⁻³	0,969		
	5,65	8,248·10 ⁻⁵⁵	11,801	0,988	8,293·10 ⁻⁵	2,497.10-4	0,983		
	5,65	4,947·10 ⁻⁴⁵	9,778	0,986	1,0385·10 ⁻³	2,1283·10-4	0,990		
Г	5,59	8,086·10 ⁻³	7,7737	0,997	7,604·10 ⁻³	1,6204·10 ⁻⁴	0,996		
	5,59	1,051·10 ⁻³⁵	7,8081	0,969	0,0187	1,5722·10-4	0.953		

 Tablica 5. Parametry modeli empirycznych narastania zmęczeniowych pęknięć drutów lin

 różnych konstrukcji

6. NIEZAWODNOŚĆ LIN STALOWYCH PRZY RÓŻNYCH WARTOŚCIACH WSPÓŁCZYNNIKÓW BEZPIECZEŃSTWA

Tradycyjne metody analizy postępującego zmęczenia jedynie na podstawie liczby dni lub cykli pracy są niewystarczające. Krzywe zmęczenia lin należy opisywać także w zależności od prawdopodobieństwa zniszczenia. Wymaga to opracowania analizy wyników badań zmęczeniowych z wykorzystaniem modeli i teorii niezawodności [1, 5, 14]. W nomenklaturze niezawodnościowej lina stalowa nośna jest zaliczana do obiektów technicznych nieodnawialnych. Zakłada się, że początkowo obiekty takie są zdatne do realizacji nakładanych na nie zadań i zdatność tę utrzymują w pewnym przedziale liczby cykli $[0, N_0]$. W warunkach laboratoryjnych zmęczeniowe badania niszczące są prowadzone aż do momentu zerwania [4, 5, 8, 9].

Przykładowo, funkcję wiodącą procesu narastania liczby pęknięć drutów zgodnie z (16) opisano krzywą wykładniczą liczby cykli

$$n(N) = c \exp [a (N - N_0)]$$
 (17)

gdzie:

n(N) – łączna liczba pęknięć drutów na rozpatrywanym odcinku liny,

c, *a* – parametry strukturalne modelu,

N – liczba cykli pracy liny,

 N_0 – liczba cykli, po której wystąpiły pierwsze pęknięcia drutów.

Analizując przebiegi procesów narastania zmęczeniowych pęknięć drutów zarówno w warunkach badań laboratoryjnych, jak i w czasie eksploatacji ruchowej, stwierdzono, że dla obiektu nieodnawialnego, jakim jest lina wyciągowa nośna, rozkładem czasu zdatności może być trójparametrowy rozkład Weibulla [1]. W takim przypadku parametr *a* jest nazywany parametrem kształtu, zaś *c* parametrem skali. Trzeci parametr N_0 nazywa się parametrem przesunięcia. Wynika stąd, że w przypadku trójparametrowego rozkładu Weibulla uszkodzenie obiektu może wystąpić dopiero po upływie początkowej bezawaryjnej eksploatacji w przedziale (0, N_0).

Wykorzystując parametry modeli empirycznych (tabl. 5) opracowano niezawodnościowe modele zmęczenia takie, jak:

- funkcja niezawodności

$$R(N) = \exp[-n(N)] \tag{18}$$

- funkcja zawodności czyli prawdopodobieństwo zerwania liny

$$F(N) = 1 - R(N)$$
 (19)

Porównanie wykresów funkcji niezawodności próbek liny typu E (Warrington – Seale o średnicy 50 mm), badanych przy różnych współczynnikach bezpieczeństwa, przedstawiono na rysunku 9.



Rys. 9. Wykres funkcji niezawodności próbek liny WS 6x36+FN badanych przy współczynnikach bezpieczeństwa m = 8,5 (1): 7,0 (2): 6,0 (3) i 5,0 (4); N – liczba cykli, R(N) – funkcja niezawodności

Fig. 9. Diagram of reliability function of sample of $\WS 6x36+FN$ line researched at *m* safety ratio equal 8,5 (1): 7,0 (2): 6,0 (3): 5,0 (4); *N* – cycle number, R(N) – reliability function

Z wykresu wynika, że zmniejszanie się współczynnika bezpieczeństwa w warunkach badań laboratoryjnych, przy małej wartości stosunku D/d, wynoszącym około 30, silnie wpływa na przebieg funkcji niezawodności.

W tablicy 6 podano natomiast wartości prawdopodobieństwa F(N) wystąpienia niebezpiecznych zdarzeń, zerwania się poszczególnych próbek liny WS6x36+FN, badanych przy współczynnikach bezpieczeństwa m = 8,5; 7,0; 6,0 i 5,0.

Liczba cykli	Prawdopodobieństwo zerwania F(N)			
zmęczeniowych N	m = 5,0	m = 6,0	m = 7,0	<i>m</i> = 8,5
35000	0	0	0	0
36000	0	0	0,014	0
37000	0,001	0,005	0,018	0,020
38000	0,008	0,007	0,022	0,020
39000	0,053	0,011	0,028	0,030
39500	0,135	0,014	0,032	0,030
40000	0,319	0,017	0,036	0,035
41107	0,964	0,027	0,046	0,040
45000		0,139	0,112	0,060
50000		0,731	0,322	0,012
52161		0,965	0,477	0,017
55000			0,720	0,025
57577			0,904	0,035
60000				0,049
70000				0,179
80000				0,544
90000				0,955
90724				0,964

Tablica 6. Prawdopodobieństwo zerwania się odcinków liny 6x36+FN badanych przy różnychwspółczynnikach bezpieczeństwa w maszynie zmęczeniowej typu P4 GIG-2

Uwaga: wartości pogrubione oznaczają prawdopodobieństwo zerwania badanej próbki.

WNIOSKI I UWAGI KOŃCOWE

- 1. Współczynnik bezpieczeństwa liny wyciągowej jest pojęciem bardzo ważnym, mającym istotne znaczenie zarówno na etapie projektowania, doboru lin, jak i eksploatacji górniczych wyciągów szybowych. Obecnie przez współczynnik bezpieczeństwa górniczych lin wyciągowych rozumie się stosunek rzeczywistej siły zrywającej linę w całości P_c do maksymalnego obciążenia statycznego Q.
- 2. Badania teoretyczne i wieloletnie doświadczenia ruchowe, prowadzone w różnych krajach wykazały, że współczynnik bezpieczeństwa nie może mieć jednakowej wartości. Powinien być uzależniony od typu wyciągu i jego przeznaczenia, warunków przeginania liny, głębokości ciągnienia, a także od konstrukcji liny. Znalazło to odzwierciedlenie we wzorach na obliczanie wymaganego współczynnika bezpieczeństwa, które w różnych krajach są różne.

- 3. Z przeprowadzonej analizy wynika, że współczynniki bezpieczeństwa maleją z głębokością ciągnienia i w szybach głębokich osiągają bardzo małe wartości (m = 4 do 3), co nasuwa pytanie, jaki jest wpływ zmiany współczynnika bezpieczeństwa na trwałość i niezawodność lin stalowych.
- 4. Przeprowadzone w Laboratorium Lin i Urządzeń Szybowych GIG badania doświadczalne wykazały, że wraz ze wzrostem obciążenia rozciągającego linę, czyli zmniejszania się współczynnika bezpieczeństwa, w tych samych warunkach przeginania maleje trwałość zmęczeniowa lin stalowych. Procentowy spadek trwałości zmęczeniowej jest większy niż procentowa zmiana współczynnika bezpieczeństwa.
- 5. Badania doświadczalne wykazały, że dobre przybliżenie zależności zmiany trwałości zmęczeniowej od zmiany współczynnika bezpieczeństwa, uzyskuje się na modelach empirycznych (regresyjnych) w formie krzywej wykładniczej lub potęgowej.
- 6. Wraz ze spadkiem wartości współczynnika bezpieczeństwa szybciej pojawiają się pierwsze pęknięcia drutów, natomiast ich sumaryczna liczba tuż przed zerwaniem próbki maleje.
- 7. Špadek wartości współczynnika bezpieczeństwa w warunkach badań laboratoryjnych wywiera silny wpływ na przebieg funkcji niezawodności. Prawdopodobieństwo F(N) zerwania próbki badanej, przy współczynniku bezpieczeństwa m = 5, bliskie jedności, wystąpiło przy przeszło dwukrotnie mniejszej liczbie cykli zmęczeniowych niż próbki badanej przy współczynniku bezpieczeństwa m = 8,5.

Literatura

- 1. Bobrowski D. (1985): *Modele i metody matematyczne teorii niezawodności w przykładach i zadaniach*. Warszawa, Wydaw. Naukowo-Techniczne.
- 2. Dwornikow W.I., Krcelin E.R. (1997): Teoreticzeskije osnowy dinamiki szachtnowo podjemnowo kompleksa. Sofia.
- 3. Hankus J. (2003): *Wpływ zmiany współczynnika bezpieczeństwa na trwałość lin stalowych*. Materiały Sympozjum pt. "Polski system bezpieczeństwa górniczych wyciągów szybowych". Kraków, AGH, z. 31.
- 4. Hankus J. (1991): Badania zmęczeniowe lin stalowych według programu Międzynarodowej Organizacji OIPEEC. Przegląd Górniczy nr 6.
- 5. Hankus J. (2000): Budowa i własności mechaniczne lin stalowych. Katowice, GIG.
- 6. Hankus J. i inni (2003): Badania wpływu zmian współczynnika bezpieczeństwa na trwałość i niezawodność lin stalowych. Dokumentacja o symbolu komputerowym: 12010303–181. Katowice, GIG.
- 7. Hankus J. (2001): *Międzynarodowa Konferencja Transportu Szybowego MINE HOISTING 2000.* Bezpieczeństwo Pracy i Ochrona Środowiska w Górnictwie nr 2.
- 8. Kowalczyk J., Z. Steininger (1963): Liny stalowe. Katowice, Wydaw. "Śląsk".
- 9. Kowalczyk J., Szołtysik P. (1974): Wpływ dwustronnego przeginania i zmiennych naprężeń rozciągających na trwałość zmęczeniową lin. Prace GIG. Komunikat nr 612. Katowice.
- 10. Kowalskij B.S. (1973): Srok służby kanata pri pieremiennoj nagruzkie. Stalnyje Kanaty nr 10. Technika, Kijów.

- 11. Prawo geologiczne i górnicze. Przepisy wykonawcze do Rozporządzenia Ministra Gospodarki z dnia 28 czerwca 2002 r. w sprawie bezpieczeństwa i higieny pracy, prowadzenia ruchu oraz specjalistycznego zabezpieczenia przeciwpożarowego w podziemnych zakładach górniczych. (Dz. U. Nr 139, poz. 1169). Katowice, GIG 2002.
- 12. South African Standard SABS 0294 Edition 2000. The performance, operation, testing and maintenance of drum winders relating to rope safety.
- 13. Stanisz A. (2000): Przystępny kurs statystyki w oparciu o program STAISTICA PL na przykładach medycznych t. 1 (1998), t. 2. Kraków, Stat Soft Polska Sp. z. o.o.
- 14. Warszyński M. (1988): Niezawodność w obliczeniach konstrukcyjnych. Warszawa, PWN.
- 15. Żurawlew R.A., Babajew N.G. (1969): *O zapasach procznosti kanatow*. Stalnyje Kanaty nr 6. Technika, Kijów.

Recenzent: dr inż. Mariusz Szot
RESEARCH REPORTS MINING AND ENVIRONMENT

Kwartalnik

Quarterly

2/2004

Antoni Kidybiński

GEOTECHNICZNE ASPEKTY ADAPTACJI WYROBISK LIKWIDOWANYCH KOPALŃ WĘGLA NA PODZIEMNE MAGAZYNY GAZU

Streszczenie

W związku z przewidywanym wzrostem zapotrzebowania na gaz w Europie i w Polsce do 2020 roku, a także zamierzona likwidacją niektórych kopalń wegla w Górnoślaskim Zagłębiu Weglowym rozpatruje sie możliwość wykorzystania wyrobisk niektórych z nich na podziemne magazyny gazu. Pozytywne doświadczenia w tym zakresie uzyskano w Belgii (byłe kopalnie Anderlues oraz Peronneslez-Binche), a także USA (kopalnia Leyden k. Denver), gdzie – po adaptacji – kopalnie wegla służą przez wiele lat jako magazyny gazu energetycznego dla pobliskich aglomeracji miejskich. Doświadczenia zdobyte podczas budowy zbiorników gazu w tych kopalniach wskazują, że ważną rolę w powodzeniu tego rodzaju przedsięwzięcia odgrywają następujące czynniki geotechniczne: istnienie nieprzepuszczalnego nadkładu, zapobiegającego ucieczkom gazu ku powierzchni, oddalenie kopalni od kopalń sąsiednich - co zapobiega ucieczkom gazu w kierunku poziomym, nieznaczne dopływy wód podziemnych do kopalni – ze względu na oszczędność kosztów stałego odpompowywania wody ze zbiornika, kontrolowane zasięgi strefy spękania skał nad wyeksploatowanymi pokładami węgla, znaczne ilości węgla pozostawionego w złożu (filary, zroby) - co zwiększa pojemność gazowa zbiornika ze wzgledu na znaczna sorbowalność metanu przez wegiel, a także obecność w sasiedztwie wyrobisk porowatych formacji skalnych - co zwiększa elastyczność zbiornika przez oddziaływanie na gaz ciśnienia wód podziemnych. Wszystkie wymienione czynniki zależą w znacznej mierze od właściwości geotechnicznych górotworu otaczającego wyrobiska takich, jak: wytrzymałość i odkształcalność górotworu otaczającego zbiornik, szczelinowatość skał i drożność gazowa szczelin, a także rozmakalność i porowatość skał. Cechy te mogą być określane metodami laboratoryjnymi lub polowymi, znanymi z zastosowań w geomechanice górniczej oraz budownictwie wodnym i tunelowym. W artykule omówiono szczegółowo następujące metody badań przydatne przy rozpoznawaniu przydatności danej kopalni na podziemny zbiornik gazu oraz projektowaniu i wykonawstwie zbiornika:

- badanie wytrzymałości skał na ściskanie (w laboratorium),
- badanie odkształcalności skał (modułów odkształcenia i sprężystości) w laboratorium,
- badanie rozmakalności skał (przy zanurzeniu jednorazowym oraz wielokrotnym),
- analizę kierunków i zagęszczenia szczelin w górotworze,
- badanie drożności gazowej szczelin metodą aerometryczną,
- badanie polowe odkształcalności górotworu w układzie płaskim,
- badanie polowe odkształcalności górotworu w układzie radialnym

oraz sposób uwzględniania wpływu czynnika skali wielkości na parametry geotechniczne skał i górotworu. Omówiono także krajowe doświadczenia z prac adaptacyjnych części wyrobisk byłej kopalni węgla "Nowa Ruda" (pole "Słupiec") na podziemny magazyn gazu oraz wynikające z tych doświadczeń wnioski. We wnioskach podkreślono, że wymienione powyżej (i omówione w artykule) metody badawcze mogą być przydatne przede wszystkim przy projektowaniu wysokociśnieniowych podziemnych zbiorników gazu i paliw płynnych, natomiast przy rozpatrywaniu możliwości budowy niskociśnieniowego zbiornika gazu w wyrobiskach likwidowanej kopalni węgla pierwszorzędne znaczenie mają czynniki makrogeotechniczne takie, jak: właściwości nieprzepuszczalnego nadkładu, stosunki hydrogeologiczne i dopływy wody do wyrobisk, tektonika złoża w aspekcie ewentualnych połączeń z sąsiednimi kopalniami lub powierzchnią, łączna objętość pustek (wyrobisk) oraz zrobów pozostawionych w kopalni, masa węgla pozostawionego w złożu i jego właściwości sorpcyjne (oraz szybkość desorpcji), możliwości oraz spodziewane koszty likwidacji wszystkich szybów i otworów wiertniczych z powierzchni, a także obecność w sąsiedztwie wyrobisk wodonośnych skał porowatych. Niezależnie od zagadnień geotechnicznych, ważnym czynnikiem warunkującym powodzenie przedsię-wzięcia jest bezpośrednie zaangażowanie w proces projektowania i budowy zbiornika jego przyszłego właściciela i użytkownika.

Geotechnical aspects of adapting openings of a closed coal mine into underground gas storage facility (UGSF)

Abstract

In connection with expected growth of gas consumption both in Europe and in Poland up to the year 2020, as well as closing foreseen of several coal mines in Upper Silesian Coal Basin - it is considered to utilize underground openings of some of these mines as UGSFs. Successful experiences in this area are known from Belgium (former coal mines Anderlues and Peronnes-lez-Binche) and the USA (mine Leyden near Denver), where - after adaptation works - these mines are used since many years as the UGSFs, serving local municipal agglomerations. Experience coming from adaptation of these mines into gas storage facilities show the importance of such geotechnical factors as existence of non-permeable overburden which prevents leaking of gas to the surface, far distance from adjacent mines (if they exist) – which prevents horizontal leakages, limited water inflow to the mine - to constrain the costs of permanent water pumping, controlled vertical range of roof failure over coal seams mined, volume and methane sorption/desorption capacity of coal left in a mine (pillars, goabs) - to increase storage volume and porosity of rocks surrounding excavations - which decides about flexibility of a reservoir. All elements mentioned depend on geotechnical features of rock masses surrounding excavations such as the strength and deformability, jointing of rocks and gas conductivity through fractures as well as slakeability and porosity of rocks. These properties may be investigated with both laboratory and field methods known from mining geomechanics practice as well as hydro-engineering and tunneling. Following methods applicable in assessing of coal mine usefulness as a potential UGSF and designing process, are discussed in a paper:

- uniaxial compressive strength test of rock in the laboratory,
- deformability of rock (moduli of elasticity and deformation) in the laboratory,
- slakeability of rocks (both in single and multiple submerging),
- rock jointing analysis (both directions and density of joints),
- gas conductivity of fractures tested with an aerometric probe,
- field testing of deformability of rock mass in a flat system,
- field testing of deformability of rock mass in a radial system,

as well as the role of scale effect on geotechnical parameters of rocks and rock masses.

The Polish experiences were also discussed coming from adaptation works of part of former Nowa Ruda coal mine (section Słupiec) into UGSF and conclusions are drawn from these experiences.

In final conclusions it was pointed out that methods mentioned above and described in a paper are useful primarily in designing high pressure reservoirs while with low pressure ones macro-geotechnical features of rock masses seem to be of prime significance, such as properties of non-permeable overburden, hydro-geological relations and water inflow to the mine, tectonics and its linkage aspect to adjacent mines and to the surface, masses of coal left in a mine, its sorption capacity and desorption rate, costs expected of shafts closure and old boreholes sealing as well as porous aquifiers presence close to the openings. Apart from geotechnical problems a direct engagement in mine transforming into UGSF of its future owner or/and operator is considered to be very important condition for the success of the enterprise.

WSTĘP

Rola gazu w gospodarce energetycznej Europy ciągle wzrasta i w zachodniej Europie pokrywa on obecnie około 25% ogólnego zapotrzebowania na energię. Główną przyczyną tego wzrostu jest łatwość użytkowania gazu zarówno w gospodarstwach domowych, jak i w przemyśle oraz jego przewaga ekologiczna nad konkurencyjnymi źródłami energii. Również w przyszłości przewiduje się szybszy wzrost zapotrzebowania na gaz w porównaniu z zapotrzebowaniem na produkty ropopochodne oraz węgiel. Mając to na uwadze podejmowane są strategiczne decyzje odnośnie do infrastruktury składowania i przesyłowej gazu. O ile bowiem w krótkich okresach czasu bezpieczeństwo dostaw zależy głównie od zdolności przesyłowych systemu dystrybucyjnego (rurociągów), o tyle w dłuższych okresach czasu – jest ono funkcją zasobów rynkowych i planowanego wzrostu pojemności składowania.

Podziemne składowanie gazu pozwala na zrównoważenie fluktuacji rynkowego zapotrzebowania na ten surowiec energetyczny z możliwością zaspokajania tego zapotrzebowania przez system dostawczy. Fluktuacja jest spowodowana zmiennym zapotrzebowaniem w skali rocznej, sezonowej (lato – zima) oraz dziennej. Dążenie do zbilansowania możliwości dostawczych z chwilowym zapotrzebowaniem jest szczególnie ważne w krajach importujących gaz, do których zalicza się Polska – w tym przypadku regularność dostaw zależy bowiem nie tylko od sytuacji gospodarczej i politycznej lecz również od problemów technicznych związanych z długością rurociągów, zmianami pogodowymi itp. Duża pojemność zbiorników na gaz pozwala ponadto wykorzystywać je w pełnym zakresie w okresach niższych cen gazu, tworząc rezerwę na okresy dużego zapotrzebowania.

Do podziemnego składowania gazu wykorzystuje się:

- wyeksploatowane złoża gazu i ropy naftowej,
- poziomy wodonośne w skałach porowatych,
- kawerny w złożach soli oraz
- wydrążone wyrobiska i opuszczone kopalnie.

Według danych z 2002 roku (Stamataki 2002) ogólna liczba podziemnych zbiorników gazu w świecie wynosiła 559, zaś ich łączna pojemność – około 290 \cdot 10⁹ m³. Szacuje się, że 76% ogólnej liczby zbiorników stanowią wyeksploatowane złoża ropy i gazu, 15% – wodonośce, 8% – kawerny solne i 1% – inne, w tym stare kopalnie. W Europie i Azji Centralnej jest używanych 135 zbiorników o ogólnej pojemności 175 \cdot 10⁹ m³. Przewidywane zapotrzebowanie na gaz w Europie – które do 2020 roku przypuszczalnie wzrośnie o około 85% – w przypadku niektórych krajów będzie oznaczało uzależnienie się od importu, tym bardziej, jeśli źródłem zaopatrzenia będzie jeden wielki dostawca. Tworzenie przeto podziemnych zbiorników gazu w Europie ma duże znaczenie nie tylko dla kraju, który je buduje, lecz również dla krajów sąsiednich, które nie mają własnej infrastruktury składowania.

W przypadku składowania gazu w wyrobiskach **dawnych kopalń węgla kamiennego**, istnieje możliwość znacznego powiększenia objętości gazu ponad sumaryczną objętość wyrobisk podziemnych – przez wykorzystanie sorpcyjno-desorpcyjnej zdolności węgla pozostawionego w filarach, niewyeksploatowanych partiach złoża oraz zrobach. Absorbowanych może być 7–8 m³ metanu na 1 Mg czystej substancji węglowej.

1. KRAJOWE DOŚWIADCZENIA W ZAKRESIE WYKORZYSTYWANIA WYROBISK GÓRNICZYCH LIKWIDOWANYCH KOPALŃ WĘGLA NA PODZIEMNE MAGAZYNY GAZU (PMG)

Próby bezzbiornikowego magazynowania metanu w wygrodzonych nieczynnych wyrobiskach czynnych kopalń węglowych podjęto w związku z małym i nierównomiernym wykorzystywaniem metanu otrzymywanego z procesu odmetanowania pokładów węglowych dla zwalczania zagrożenia metanowego – w kopalniach "Pniówek", "Zofiówka" (Berger, Nawrat 2003), "Brzeszcze" i "Krupiński". Otamowanie przeznaczonych do składowania metanu wyrobisk pozwoliło na uzyskanie jedynie bardzo niskiego ciśnienia składowania – rzędu 0,03 MPa. W kopalni "Morcinek" próba składowania metanu w nieczynnym szybie zakończyła się wybuchem gazu.

Kompleksowy program przystosowania całej likwidowanej kopalni węglowej na podziemny magazyn gazu opracowano i częściowo zrealizowano w latach 1995–2000 w kopalni "Nowa Ruda" i dotyczył on wyrobisk wykonanych w oddzielnym polu "Słupiec" (Cisek, Dybciak, Landsberg 2001).

Pole górnicze "Słupiec" stanowiło oddzielny ruch byłej kopalni "Nowa Ruda", niełączący się wyrobiskami z macierzystą kopalnią, co było czynnikiem sprzyjającym dla wykonania w nim PMG. Zaprojektowano dwa warianty magazynu, a mianowicie magazyn wysokociśnieniowy (1,0–4,0 MPa) i niskociśnieniowy (0,2–1,0 MPa). Na magazyn wysokociśnieniowy wybrano chodniki wydrążone w skałach podłoża krystalicznego (gabra i diabazy), co gwarantowało jego szczelność ze względu na dużą wytrzymałość i bardzo małą porowatość tych skał. Musiałyby one zostać jednak szczelnie odizolowane od strefy eksploatacyjnej oraz szybów za pomocą wysokociśnieniowych tam gazoszczelnych. Pojemność geometryczna wyrobisk wynosiła około 220 tys. m³, co przy ciśnieniu roboczym 4,0 MPa umożliwiałoby zmagazynowanie 8,8 mln m³ gazu.

Magazyn niskociśnieniowy zgodnie z projektem, miał obejmować wszystkie wyrobiska korytarzowe pola górniczego "Słupiec", zroby poeksploatacyjne oraz pozostawione w złożu resztki węgla. Objętość geometryczną wszystkich wyrobisk oszacowano na 7,6–12,5 mln m³, co przy ciśnieniu 1,0 MPa pozwoliłoby na zmagazy-nowanie 76–125 mln m³ gazu (bez sorpcji w węglu), zaś łącznie z sorpcją w 17 mln Mg węgla – od 190 do 240 mln m³ gazu.

Do głównych zadań geotechnicznych, związanych z omawianym projektem zbiornika niskociśnieniowego, należało:

- trwałe uszczelnienie warstwy wodonośnej w górotworze, wynikającej ze spiętrzenia wód podziemnych na wysokość 170 m ponad planowany strop PMG (teoretycznie słup wody o tej wysokości tworzy ciśnienie 1,7 MPa, co zapewnia szczelność magazynu przy planowanym zakresie ciśnień roboczych 0,2–0,6 MPa),
- doszczelnienie zrobów w górotworze nierozmakającym (koło szybu "Jan"),
- wyeliminowanie połączeń między wyrobiskami PMG a powierzchnią przez stare (70-letnie) wyrobiska przecinające warstwę wodonośną,

- zaprojektowanie i wykonanie statecznych tam ciśnieniowych w wyrobiskach wychodzących na zewnątrz PMG, w tym – korków w szybach,
- zaprojektowanie i wykonanie systemu monitorowania ruchu gazu oraz górotworu poza obszarem PMG,
- przeprowadzenie likwidacji szybów w sposób zapewniający szczelność i umożliwiający odwadnianie PMG (szyby "Nowy I", "Nowy II" i "Jan") w ilości 2,7–4,4 m³/min.

Do ważnych zadań poznawczych, które mogły być zrealizowane dopiero na gotowym obiekcie należało między innymi odzyskiwanie gazu zasorbowanego w węglu oraz zakres spadku ciśnienia roboczego dla uruchomienia procesu desorpcji.

Wszystkie wymienione zadania wymagają znajomości właściwości geomechanicznych i hydrogeologicznych górotworu takich, jak odkształcalność, wytrzymałość oraz przepuszczalność. Szczegółowego rozpracowania wymaga ponadto magazyn wysokociśnieniowy, który – ze względu na duży zakres ciśnień roboczych – wymaga iniekcyjnego wzmocnienia górotworu w strefie zabudowy tam ciśnieniowych, szczelin i uskoków oraz zabudowy uszczelniającej wyrobisk na wymagany zakres ciśnień.

2. ZAGRANICZNE DOŚWIADCZENIA W ZAKRESIE WYKORZYSTYWANIA WYROBISK PODZIEMNYCH NA ZBIORNIKI CIŚNIENIOWE GAZU

Ważniejsze doświadczenia zagraniczne dotyczą wykorzystania na zbiorniki gazu:

- specjalnie wydrążonych komór podziemnych o umocnionych ścianach (*lined rock caverns*, LRC) w skałach magmowych (Szwecja) lub komór wypłukanych w wysadach solnych – bez dodatkowych zabezpieczeń (Niemcy, USA),
- wyrobisk próbnych o umocnionych ścianach w skałach karbonu węglonośnego (Japonia),
- całych zaniechanych kopalń węgla (USA, Belgia).

W wymienionych trzech przypadkach różne są objętości gazu nieodzyskiwalnego (wypełniającego zbiornik), gazu buforowego ("poduszka gazowa") oraz gazu roboczego, będącego przedmiotem obrotu handlowego. W przypadku kopalń węgla kamiennego występuje także czwarty typ gazu (pod względem jego roli w zbiorniku), a mianowicie gaz zasorbowany w węglu pozostawionym w kopalni.

2.1. Zbiorniki gazu w specjalnie wydrążonych komorach

Zbiorniki gazu w specjalnie wydrążonych komorach w skałach magmowych zaczęto budować w południowej Szwecji we wczesnych latach dziewięćdziesiątych (Stille, Johansson, Stark 1994). Największy zbiornik o objętości 40 tys. m³ wydrążono na głębokości 115 m pod powierzchnią terenu, nadając mu kształt pionowo ustawionego walca (o wysokości 50 m i średnicy 28 m) udostępnionego w części zarówno dolnej, jak i górnej nachylonymi tunelami wychodzącymi na powierzchnię. Odsłonięte ściany zbiornika wyrównano betonem, na którym umieszczono nieprzepuszczalny pancerz stalowy przewidziany na ciśnienie gazu do 20 MPa. Do problemów geotechnicznych, które napotkano przy budowie należały odkształcenia skalnego otoczenia zbiornika oraz zmiany odkształceń w czasie cyklicznych obciążeń. W celu ich rozwiązania wykonano próbne badania w tunelu o średnicy 4,4 m, w którym przy ciśnieniu do 52 MPa, deformacja ścianki skalnej wyniosła 6 mm. Przy ciśnieniu przekraczającym 40 MPa w skałach podczas obciążania występowały trzaski. Testy w zbiorniku próbnym wykorzystano do zmodyfikowania metody oceny skał, której podstawę stanowi aktualny system klasyfikacji masywów skalnych. Do zaprojektowa-nia zbiornika zastosowano modelowanie deformacji metodą elementów skończonych oraz rachunek prawdopodobieństwa do analizy zniszczeniowej. W ścianach zbiornika zamontowano czujniki deformacji skał umożliwiające śledzenie pracy masywu skalnego w czasie wzrostu i spadku ciśnienia gazu w zbiorniku.

Podobne próby zostały podjęte w USA w 1997 roku przez firmę Sofregaz US Inc. z zamiarem budowy podziemnych komorowych zbiorników gazu w tych częściach kraju, gdzie ich dotychczas nie było – a mianowicie na północnym wschodzie, północnym zachodzie (wybrzeże Pacyfiku) i na południu (wybrzeże Atlantyku). W rejonach tych stwierdzono występowanie w podłożu silnie zwięzłych skał przydatnych do budowy ciśnieniowych zbiorników gazu. Rozwój sieci gazowej w USA spowodował, że w związku z dalszym planowaniem podziemnych zbiorników sporządzono mapę, na której wykazano występowanie różnych formacji zwięzłych skał w podłożu, główne linie przesyłowe gazu (rurociągi) oraz główne skupiska konsumentów gazu takie, jak Boston, N. York i Atlanta (SCNG Project, internet).

Tam, gdzie w podłożu nie występują skały mocne i niespękane, szuka się możliwości budowy podziemnych zbiorników gazu w rejonach występowania wysadów (diapirów) solnych lub innych nagromadzeń soli o dużej grubości. W takich przypadkach komory mogą być drążone metodą wypłukiwania przez otwory wiertnicze, co nie wymaga prowadzenia robót górniczych pod ziemią, zaś służyć mogą do podziemnego magazynowania zarówno ropy naftowej, jak i gazu. W 2002 roku, na przykład w stanie Nowy York były czynne 23 zbiorniki podziemne gazu naturalnego oraz trzy zbiorniki gazu płynnego (LPG – *liquefied petroleum gas*) o łącznej objętości 2 mld m³ gazu naturalnego i 670 tys. m³ gazu płynnego (wg danych NYS Department of Environmental Conservation – internet).

W licznych wysadach solnych w Niemczech wypłukane w złożu solnym kawerny są używane nie tylko do składowania produktów ropopochodnych oraz gazu naturalnego, lecz także jako szczytowe magazyny czystej energii w postaci sprężonego powietrza. Historię budowy i eksploatacji takich dwóch zbiorników w rejonie Neuenhuntorf opisał H.G. Haddenhorst (1989).

2.2. Zbiorniki gazu w skałach karbonu węglonośnego w wyrobiskach o umocnionych ścianach

Przykładem specjalnie wydrążonego zbiornika testowego w skałach karbonu węglonośnego (jednak z dala od czynnych kopalń węgla) jest zbiornik ciśnieniowy na sprężone powietrze zbudowany na wyspie Hokkaido w Japonii (Ishihata 1997). Zbiornik ten o objętości 1600 m³ miał kształt poziomego walca o średnicy zewnętrznej 3,3 m, wewnętrznej 2,5 m i długości całkowitej 27 m (w tym część robocza 16 m,

korek wewnętrzny 2,0 m i korek zewnętrzny 9,0 m) i usytuowany został w piaskowcach przewarstwionych mułowcami piaszczystymi o wytrzymałości na ściskanie 20–50 MPa, na głębokości 450 m.

Powierzchnię skał po wydrążeniu wyrobiska wyrównano betonem, na który położono tubingi segmentowe oraz warstwę uszczelniającą złącza tubingów wraz z ich wypełnieniem. Skały w masywie miały moduł odkształcenia w partiach niespękanych 5–10 GPa, zaś w partiach spękanych 1–5 GPa. Ciśnienie prób wynosiło w przybliżeniu 10 MPa z tym, że początkowo zadawano ciśnienie wodą do 8 MPa, następnie zaś – w celu sprawdzenia szczelności – powietrzem (0,9 MPa). Moduł odkształcenia obliczony z testów wynosił 4 GPa, zaś ucieczki powietrza po 150 godz. zatłoczenia wynosiły do 3,5%.

Stwierdzono niesymetryczną deformację przekroju poprzecznego wyrobiska z największym ugięciem w partii spągowej, wynoszącym 23 mm, pozostałe deformacje radialne wynosiły 1–5 mm, zaś rozsunięcie się segmentów tubingów wynosiło 1–13 mm. Na podstawie omawianych testów zaprojektowano zbiornik roboczy długości całkowitej 73,5 m, średnicy zewnętrznej 7,4 m, długości korków 3,0 m (wewnętrznego) i 13,5 m (zewnętrznego).

2.3. Zbiorniki gazu w nieczynnych kopalniach

Zbiornik gazu, który jest wykorzystywany od 40 lat, został zbudowany w nieczynnej kopalni Leyden (Colorado, USA).

Kopalnia Leyden jest położona około 22 km na północny zachód od centrum Denver (koło miejscowości Arvada) i jest – jak dotąd – jedyną byłą kopalnią węgla w Stanach Zjednoczonych, w której magazynuje się gaz. W latach 1903–1950 w kopalni tej eksploatacja była prowadzona systemem filarowo-komorowym dwóch blisko siebie zalegających pokładów węgla (o grubości 2,4–3,0 m każdy). Wyeksploatowano w tym czasie około 5,44 mln Mg, przy stopniu wykorzystania złoża około 35%. Szacuje się przeto (EPA) pozostawione resztki węgla na około 10 mln Mg, a ich zdolność sorpcyjną na 85–119 mln m³ gazu.

Nadkład złoża stanowią piaskowce gęsto przewarstwione iłowcami oraz 20 m mułowca ponad formacją węglową Laramie (wieku kredowego) – co przy braku objawów osiadania powierzchni uznaje się za dowód szczelności warstw nadkładowych. W spągu wyeksploatowanych pokładów występują porowate zawodnione piaskowce. Wymiary pola górniczego kopalni Leyden wynoszą 5×3 km. Kopalnia miała cztery szyby, w tym jeden wentylacyjny, który jako jedyny łączył wyrobiska w obu pokładach. Po zakończeniu eksploatacji kopalnia została zatopiona, co spowodowało częściowe zapadnięcie się stropu komór (do 20 m wysokości), a za źródło wód uważa się warstwy wodonośnego piaskowca zalegające poniżej serii kredowej, gdzie wody znajdują się pod ciśnieniem hydrostatycznym.

W 1959 roku kopalnia – jako jedna z 16 analizowanych w okolicy – została wybrana jako najbardziej nadająca się na podziemny magazyn gazu. Wypompowano z niej wodę, uszczelniono szyby i odwiercono dwa otwory z powierzchni służące do stałego odwadniania (ok. 6 m³/godz.). Uszczelniające wypełnienie szybów obejmowało (od dołu) 7 m cementacji, zasypkę żwirową i 7 m ubijanej gliny (na górze). W ramach testów wtłoczono kompresorami do wyrobisk 280 tys. m³ powietrza i mierząc jego ciśnienie w miarę upływu czasu stwierdzono, że nie ma istotnych ucieczek.

W listopadzie 1960 roku zatłoczono do PMG 21 mln m³ gazu do ciśnienia 1,4 MPa i przez ponad miesiąc utrzymywano gaz w zbiorniku nie odnotowując istotnych strat. Następnie rozpoczęto eksploatację zbiornika, przy maksymalnym ciśnieniu składowania wynoszącym 1,7 MPa, bowiem przy próbach podwyższania go ponad tę wartość stwierdzono przecieki przez uszczelnienia szybowe. Całkowita pojemność zbiornika wynosi 85 mln m³ włączając wody stojące i wolne przestrzenie, zaś robocza pojemność wynosi 62 mln m³ gazu.

Do 1990 roku PMG (którego operatorem był Public Service Company Colorado, PSCo) był używany tylko w okresie szczytowego zapotrzebowania w zimie – 2–3 razy w roku. Obecnie gaz jest przesyłany do odbiorców przez ponad 100 dni w roku, uzupełniając dobowe fluktuacje zapotrzebowania metropolii Denver i obsługując 20% jej ogólnego zużycia gazu. Zasilanie odbiorców gazem w zimne dni okresu zimowego osiąga szczytowo ponad 30 mln m³/dobę. Do zbiornika – mimo, że ma on trzy własne stacje kompresorów – gaz jest dostarczany bezpośrednio z rurociągu tranzytowego o ciśnieniu 2,2–4,8 MPa – co eliminuje potrzebę użycia kompresorów. Gaz jest wyprowadzany i odprowadzany ze zbiornika przez 14 uzbrojonych otworów wiertniczych z powierzchni, o przepływie do 2 mln m³ gazu na dobę. Podczas eksploatacji zbiornika jego operator stara się utrzymywać ciśnienie składowania na poziomie bliskim ciśnienia pobliskich warstw wodonośnych, co minimalizuje objętość wody dopływającej do zbiornika – która musi być odpompowywana.

Objętość pustek powstałych po filarowej eksploatacji węgla szacuje się na 3,1-3,7 mln m³, przy pierwotnej objętości wyeksploatowanego węgla wynoszącej 4,2 mln m³.

Korzystnie przedstawiają się sprawy ekonomiczne dotyczące omawianego zbiornika Leyden. Operatorska firma zainwestowała w niego bowiem ogółem 18 mln USD, zaś zbiornik osiągnął obecnie wartość około 100 mln USD. Na samej różnicy cen gazu w okresach szczytu i niskiego zapotrzebowania, uzyskuje się rocznie 14 mln USD. Była to więc dla PSCo inwestycja w pełni opłacalna, zaś sukces kopalni Leyden można przypisać nieprzepuszczalnemu nadkładowi, co mimo małej głębokości pozwoliło na minimalizację ucieczek gazu przez nadkład. Zaletą zbiornika jest także duża powierzchnia składowania wynikająca z rozległego zasięgu poziomego eksploatacji węgla oraz leżąca pod pokładami seria porowatych piaskowców, które prawdopodobnie stanowią dodatkowy zbiornik w warstwie wodonośnej. Duża objętość pozostawionego w złożu węgla (ok. 65% zasobów) tworzy także możliwość sorbowania i desorbowania składowanego gazu.

Monitorująca eksploatację zbiornika Agencja Ochrony Środowiska (EPA) uważa, że w likwidowanych kopalniach węgla, znajdujących się w pobliżu czynnych kopalń eksploatujących pokłady metanowe, są duże szanse na składowanie metanu z pokładów węgla (CBM) z tych kopalń. Poprawi to ich bilans energetyczny, obniżając koszty eksploatacji węgla i zwiększając bezpieczeństwo pracy w czynnych kopalniach. Składowanie metanu może się odbywać łącznie z gazem naturalnym (ziemnym) lub oddzielnie. Po ustawowym wprowadzeniu w Belgii rozdziału między dystrybutorami a składownikami i transporterami gazu dotychczasowy właściciel zbiorników podziemnych (Distrigaz) zajmuje się obecnie wyłącznie dystrybucją gazu; instalacje zaś składowania i przesyłowe przejęła firma FLUXYS. Dysponuje ona obecnie dwoma zbiornikami utworzonymi w byłych kopalniach węgla, a mianowicie: "Anderlues" (położonym na terenie byłej kopalni węgla "Anderlues") oraz "Peronnes-lez Binche" (na zachód od poprzedniej). Oba zbiorniki leżą około 70 km na południowy zachód od Brukseli i mają po około 8 mln m³ objętości pustek podziemnych. Ciśnienie składowania jest efektywnie niskie i wynosi od 1,8 do 3,5 bar (0,18–0,35 MPa). Każdy ze zbiorników obejmuje kompleks wyrobisk podziemnych, na głębokości około 600 i 1000 m, poprzednio eksploatowanych w tym rejonie połączonych 6–7 małych kopalń. Każdy z wymienionych zbiorników udostępniony jest dwoma szybami, z których jeden służy do wprowadzania gazu do zbiornika, drugi zaś do wyprowadzania gazu do rurociągu odbiorczego.

Eksploatacja węgla w tych kopalniach została zakończona w latach 1969-1985.

W kończących eksploatację kopalniach najpierw zaczęto lokalnie, w wygrodzonych wyrobiskach składować metan wydzielający się z pozostawionego w kopalniach węgla (metanonośność węgli wynosiła 25 m³/Mg cz.s.w.) oraz produkować gaz koksowniczy – składując go razem z metanem, a następnie rozprowadzając do odbiorców za pomocą stale rozbudowywanego systemu rurociągów.

Pierwsze próby produkcji gazu w kopalniach węgli koksowych miały miejsce już 80 lat temu. Gaz dostarczano głównie do elektrowni, a jego wartość kaloryczna wahała się od 3000–4000 kcal (gaz koksowniczy lub gaz kopalniany) do 9000 kcal (czysty metan). Przy kopalni Anderlues pracowała koksownia, zaś łączna produkcja gazu koksowniczego razem z gazem kopalnianym wynosiła około 100 tys. m³/godz. Rozbudowywana stale sieć rurociągów zaczęła się od 10 km, a obecnie jej długość wynosi ponad 3000 km. Ciśnienie gazu w rurociągach wynosiło 8 i 15 bar, obecnie dochodzi do 66 bar, zaś średnice rurociągów osiągają 900 mm. Od 1969 roku, poza rozprowadzaniem gazu z kopalń węglowych, zaczęto dodatkowo sprowadzać gaz z Holandii (Groningen), a następnie z Algerii oraz z platform na Morzu Północnym.

Przy wyborze najodpowiedniejszych kopalń węglowych na przyszłe podziemne zbiorniki gazu kierowano się głównie stopniem zawodnienia kopalń oraz grubością i szczelnością nadkładu złoża. Rejon Anderlues został wybrany głównie ze względu na małe zawodnienie (do 8 m³/dobę) – co jest korzystne z następujących względów:

- niskich kosztów energii na pompowanie wody oraz wymiany skorodowanych pomp oraz rur w systemie odwadniającym – ze względu na słone wody kopalniane,
- niewielką redukcję objętości pustek służących do składowania gazu,
- niewielki stopień zawilgocenia składowanego gazu (który wymaga osuszania przed wysłaniem do odbiorców).

Charakterystyczną cechą podziemnych zbiorników gazu w wyrobiskach kopalń węgla w Belgii (rejon Anderlues-Binche) jest znaczne wykorzystanie sorpcji –

desorpcji gazu w węglu w ogólnej objętości składowanego gazu. Stopień wyeksploatowania węgla w pokładach uprzednio wybieranych przez kopalnie podziemne tego rejonu wynosi około 40%, co oznacza, że 60% zasobów pozostało w złożach. Na podstawie wieloletnich doświadczeń składowania gazu w kopalniach ocenia się, że udział gazu sorbowanego w węglu przewyższa 4–10-krotnie objętość gazu zawartego w pustkach podziemnych w poszczególnych zbiornikach. Przy podanym wyżej przedziale ciśnień składowania gazu w zbiorniku Anderlues całkowita jego objętość wynosi 180–200 mln m³, z czego zaledwie około 10% w pustkach pogórniczych, reszta zaś zasorbowana jest w węglu. Okres napełniania zbiornika trwa do 3 miesięcy (20 tys. m³/godz.).

Najistotniejsze dla szczelności zbiornika jest uszczelnienie zarówno likwidowanych, jak i przewidzianych do użytkowania w zbiorniku szybów kopalnianych. W kopalni Anderlues było to wykonywane niezwykle starannie, przy zastosowaniu szczegółowych, wcześniej opracowanych procedur. Podstawę uszczelniania stanowiło etapowe wypełnianie szybów betonem (z pozostawieniem w nim wielkośrednicowych rurociągów złożonych ze skręcanych segmentów, z badaniem szczelności ich połączeń przed zacementowaniem – w przypadku gdy szyb miał służyć do użytkowania zbiornika). Niezależnie natomiast od tego czy szyb był likwidowany ostatecznie, czy też nie, uszczelniano kontakt obudowy (betonowej lub murowej) z górotworem przez ułożenie w pionie pierścieni uszczelniających, w pionowych odległościach wynoszących w szybach 60 m. Pierścień taki wykonywano, wiercąc poziome otwory małośrednicowe przez obudowę szybową do górotworu i zamrażając górotwór w celu umożliwienia usunięcia segmentu obudowy i przyległych skał na pewien czas, a następnie wypełnienia pierścienia wokół szybu betonem.

Szczelność zbiorników kopalnianych jest na bieżąco monitorowana w czasie ich pracy przez system czujników rozmieszczonych w specjalnie wykonanych płytkich otworach wiertniczych z powierzchni do zwierciadła wód gruntowych (na całym obszarze składowania), jak również czujników wokół szybów. Poza bezpośrednimi pomiarami, z otworów tych regularnie pobiera się do analizy próbki wody i gazów.

Maksymalne ciśnienie składowania gazu w zbiornikach zbudowanych w dawnych kopalniach węgla zależy od grubości nieprzepuszczalnego nadkładu, która w przypadku kopalni Anderlues wynosi minimalnie 15 m (stąd niskie ciśnienie składowania przyjęte w tym zbiorniku).

Dodatkowym elementem jest budowa geologiczna. W przypadku omawianego zbiornika wychodnie pokładów węglowych wychodzą bezpośrednio pod cienką warstwę nieprzepuszczalną na niewielkiej głębokości 70–100 m, gdzie znajdują się najpłyciej położone stare wyrobiska górnicze. Przy pierwszym zatłaczaniu gazu do zbiornika ciśnienie zwiększano stopniowo:

- ciśnienie 0-2 bar utrzymywano przez 1 miesiąc,
- przyrosty ciśnienia o 0,5 bar (co 2 tygodnie),
- ciśnienie 5 bar utrzymywano przez 3 miesiące.

Był to ostateczny test sprawności i przydatności zbiornika w wyrobiskach górniczych. Na podstawie doświadczeń uzyskanych w kopalni Anderlues można przyjąć następujące racjonalne kryteria wyboru likwidowanej kopalni węgla na podziemny zbiornik gazu:

- znaczna odległość od pracujących podziemnych kopalń w celu uniemożliwienia przebicia się gazu do czynnej kopalni,
- szczelne przykrycie zbiornika (odpowiedniej grubości warstwą wodonośną lub nieprzepuszczalną np. ilastą),
- preferencja dla kopalń suchych lub o małym dopływie wody oraz mała mineralizacja wód podziemnych.

Podsumowując zagraniczne doświadczenia w zakresie wykorzystania wyrobisk byłych kopalń węgla na podziemne magazyny gazu, można stwierdzić co następuje:

- 1. Skuteczne cykliczne magazynowanie gazu w byłej kopalni węgla wymaga dobrania najbardziej do tego sprzyjających warunków, a w szczególności: nieprzepuszczalnego nadkładu, optymalnie – średniego zawodnienia kopalni, możliwie dużej objętości udostępnionego, a niewyeksploatowanego węgla, niewielkiej liczby wyrobisk udostępniających złoże z powierzchni – wymagających szczelnego podsadzenia oraz usytuowania obiektu w pobliżu dużego kręgu odbiorców gazu o znacznych sezonowych i dobowych wahaniach zapotrzebowania.
- Próby i badania zbiornika po uszczelnieniu szybów są realizowane za pomocą powietrza wtłaczanego kompresorami, a następnie obserwacji – w ciągu 1–2 miesięcy spadku ciśnienia powietrza w układzie. Z oczywistych względów ekonomicznych nadciśnienie wtłoczonego powietrza w stosunku do ciśnienia atmosferycznego może być stosunkowo niewielkie.
- 3. Składowanie gazu w kopalni może wymagać jego obróbki przed iniekcją lub przed wysłaniem go do odbiorców, na przykład oddzielenia pary wodnej (za pomocą obiegu glikolu), wzbogacenia propanem w celu wyeliminowania adsorpcji wyższych węglowodorów na powierzchni węgla, a także wstępnego oszacowania potencjalnych strat gazu na wypełnienie PMG i "poduszkę gazową" (gaz buforowy).
- 4. Opłacalność usytuowania PMG w byłej kopalni węgla przy trafnym doborze i wyposażeniu – szacuje się według okresu zwrotu nakładów na około 6 lat, przy kosztach operacyjnych wynoszących 0,019–0,043 USD na 1 m³ sprzedawanego gazu, co jest porównywalne z konwencjonalnymi zbiornikami o krótkim cyklu przechowywania (Anon. 1998).

3. OGÓLNY ZAKRES BADAŃ GEOMECHANICZNYCH

Każdy zbiornik ciśnieniowy usytuowany w obrębie skorupy ziemskiej, niezależnie od zakresu ciśnień składowanego medium gazowego (naturalny gaz ziemny, metan itp.) bądź płynnego (skroplony gaz ziemny – ropa naftowa itp.), stwarza dwa potencjalne zagrożenia, a mianowicie:

- utraty istotnej części składowanego medium wskutek nieszczelności zbiornika,
- uszkodzenia lub zniszczenia bezpośredniego otoczenia zbiornika wskutek niedostatecznego odporu skał na ciśnienie wewnętrzne w zbiorniku.

W badaniach cech naturalnego środowiska skalnego, w którym usytuowany ma być zbiornik, powinny być brane pod uwagę wymienione zagrożenia – dlatego powinny być oceniane następujące parametry: szczelinowatość, przepuszczalność, wytrzymałość i odkształcalność bezpośredniego otoczenia zbiornika. Badania te mają szczególnie duże znaczenie w przypadku zbiorników wysokociśnieniowych (2–10 MPa), które wymagają uszczelnienia konkretnego wyrobiska podziemnego wykładką cementową, tubingami i powłoką uszczelniającą.

Zbyt duża – a zwłaszcza nierównomierna – odkształcalność ścianki skalnej spowodować może nadmierną deformację i rozszczelnienie obudowy zbiornika. Przed wyborem wyrobiska na PMG zbadane powinno być jego najbliższe otoczenie pod kątem ewentualnego występowania w nim pustek spowodowanych eksploatacją węgla lub nieciągłymi przemieszczeniami górotworu wskutek jego osiadania, a także obecność skał słabych i rozmakających w strefie możliwego oddziaływania wody, zaś następnie – po wykluczeniu wymienionych zjawisk – zbadana powinna być szczelinowatość, odkształcalność i wytrzymałość poszczególnych skał tworzących otoczenie zbiornika.

Zbiorniki wysokociśnieniowe pozwalają na magazynowanie większych objętości gazu wskutek wysokiego ciśnienia jego sprężenia, jednak własna objętość zbiorników może osiągać najwyżej kilkadziesiąt tysięcy metrów sześciennych. Praca tych zbiorników w dłuższym okresie czasu jest bardziej przewidywalna, a skład magazy-nowanego gazu nie ulega większym zmianom podczas składowania.

W przypadku zbiorników niskociśnieniowych (<2 MPa) ich objętość jest na ogół znacznie większa. W skład ich wchodzą bowiem wszystkie wyrobiska głębinowe likwidowanej kopalni łącznie ze zrobami, a ponadto pojemność sorpcyjna pozostawionego w kopalni węgla i – ewentualnie – część pojemności porowej przyległych wodonośców. Ewentualne zmiany właściwości tak wielkiego i różnorodnego zbiornika są trudniej przewidywalne, większa jest objętość strat gazu wypełniającego i buforowego, zaś skład magazynowanego gazu może w nim ulegać zmianom wskutek reakcji z otoczeniem.

Badania otoczenia zbiornika niskociśnieniowego mają głównie charakter makroskopowy i dotyczą przybliżonej objętości sumarycznej pustki, sytuacji hydrogeologicznej, liczby i średnicy szybów oraz ich stanu utrzymania, ewentualnych innych połączeń z powierzchnią (upadowe, sztolnie, otwory wiertnicze), masy węgla pozostawionego w filarach, zrobach i resztkach poeksploatacyjnych, przede wszystkim zaś – obecności i szczelności nieprzepuszczalnego pokrycia w nadkładzie.

Właściwości górotworu, które powinny być przedmiotem badań, to przede wszystkim ocena pionowego zasięgu strefy zawału chaotycznego – w nawiązaniu do profilu wytrzymałościowego skał stropowych poszczególnych pokładów węgla, ocena stopnia rekonsolidacji rumowisk zawałowych (na podstawie profili litologicznych stropów i badania rozmakalności skał) oraz ocena stanu obudowy szybów i ewentualnych pustek występujących za tą obudową – co jest podstawą projektów uszczelniającej likwidacji szybów. Ze względu na to, że szyby i niewłaściwie zlikwidowane otwory wiertnicze z powierzchni stanowią największe zagrożenie dla szczelności przyszłego zbiornika gazu, należy im poświęcić szczególną uwagę podczas prowadzenia badań w kopalni węgla, która ma stanowić PMG.

Mając na uwadze szybkość odzyskiwania zmagazynowanego gazu należy przy wyborze preferować kopalnie, w których udział w sumarycznej objętości magazynowej bezpośrednich pustek (wyrobisk) jest duży w stosunku do objętości adsorpcyjnej i porowej. Sa to zwykle kopalnie o rozwinietej sieci wyrobisk kamiennych, w których jest prowadzona przede wszystkim eksploatacja filarowa badź krótkofrontowa, z duża liczbą pozostawionych resztek poeksploatacyjnych. Decydującą w ocenie przydatności zbiornika niskociśnieniowego (w postaci kompleksu wyrobisk i zrobów likwidowanej kopalni wegla) jest "próba makro", która polega na zatłaczaniu powietrza kompresorami i pomiarze predkości spadku jego ciśnienia z upływem czasu. Wykonywanie tej próby jednocześnie w całym zbiorniku – jak to zrealizowano w kopalni Leyden – ma sens tylko w przypadku wcześniejszego całkowitego uszczelnienia szybów - co jest inwestycją wymagającą poważnych nakładów finansowych oraz czasu. Nakłady te zostałyby jednoznacznie i nieodwracalnie utracone w przypadku negatywnej oceny zbiornika. Mając jednak na uwadze stosunkowo niewielki gradient ciśnienia możliwy do uzyskania omawianym sposobem, a co za tym idzie – ograniczony koszt lokalnych tam uszczelniających poszczególne partie kopalni, nieobejmujące rejonów gdzie są zlokalizowane szyby można zalecić przeprowadzanie "próby makro" oddzielnie w poszczególnych, odizolowanych od siebie tamami partiach kopalni. Badanie takie można realizować stosując zarówno nadciśnienia (tłoczenia), jak i depresję (odciągania) powietrza, zaś lokalne tamy - po odpowiednim przygotowaniu dla nich gniazd w wyrobiskach kopalnianych – mogą być gumowe, nadmuchiwane pneumatycznie. Działanie tego rodzaju może znacznie przyspieszyć i ograniczyć koszty badania przydatności zbiornika PMG w byłej kopalni węgla, wskazując stopień szczelności gazowej poszczególnych jej części i umożliwiając w ten sposób ewentualną eliminację partii nieprzydatnych. Koszty inwestycyjne związane ze specjalistyczną likwidacją szybów byłyby ponoszone dopiero po upewnieniu się o przydatności poszczególnych partii zbiornika na PMG.

4. CZYNNIK SKALI WIELKOŚCI W BADANIACH GEOTECHNICZNYCH I JEGO ZNACZENIE W PROJEKTOWANIU PMG

Przy rozwiązywaniu zagadnień geoinżynieryjnych, do których niewątpliwie należy budowa PMG w likwidowanej kopalni węgla, istotną rolę w procesie oceny skał otaczających wyrobiska odgrywa znajomość wpływu czynnika skali wielkości na właściwości masywów skalnych. Podobnie bowiem jak w przypadku długotrwałych obciążeń, skały przejawiają odchylenia swoich cech w stosunku do określonych w badaniach chwilowych (szybkich) – co oceniane jest na podstawie zasad reologii – tak w przypadku dużych partii skalnych cechy fizyczne skał różnią się znacznie od cech próbek laboratoryjnych, co jest przedmiotem nauki o wpływie skali (Cunha 1990). Wpływ skali dotyczy takich istotnych cech, jak: wytrzymałość, odkształcalność, tarcie szczelinowe, właściwości hydrauliczne (przepuszczalność, rozmakalność) oraz procesy wietrzeniowe w skałach (Pistone 1990, Carlssoni i inni 1990). Na rysunku 1 symbolicznie pokazano wpływ czynnika skali wielkości na właściwości masywów skalnych.



Rys. 1. Symboliczna ilustracja wpływu skali na właściwości skał (Cunha 1990)Fig. 1. Symbolic illustration of scale effect on properties of rocks (Cunha 1990)

Najogólniej i zarazem najprościej wpływ czynnika skali na górotwór ujmuje statystyczna teoria wytrzymałości materiałów W. Weibulla (Kidybiński 1982). Zgodnie z nią wytrzymałość umownego bloku skalnego o kształcie sześcianu jest zależna od objętości tego bloku, przy założeniu, że wraz ze wzrostem objętości w materiale skalnym proporcjonalnie zwiększa się liczba defektów strukturalnych osłabiających masyw. Można to wyrazić równaniem

$$\frac{R_{c(1)}}{R_{c(2)}} = \left(\frac{\gamma_2}{\nu_1}\right)^{1/m} \tag{1}$$

gdzie:

 $R_{c(1)}$ -wytrzymałość na ściskanie małej próbki, MPa;

 $R_{c(2)}$ – wytrzymałość na ściskanie dużej próbki, MPa;

 v_1 – objętość małej próbki, m³;

 v_2 – objętość dużej próbki, m³;

m – współczynnik empiryczny (5,2–5,8).

Porównując próbki skalne o boku 5 cm z masywem o objętości 100 m³ otrzymuje się – przy średniej wielkości m = 5,5 – współczynnik skali w_s o wartości 0,084, co oznacza, że wytrzymałość masywu wynosi w tym przypadku zaledwie 8,4% wytrzymałości próbek laboratoryjnych. W przypadku próbki laboratoryjnej o boku 5 cm i bloku o objętości 1 m³ współczynnik ten wynosi 19,5%.

Prostym sposobem określania współczynnika skali według stopnia spękania masywu skalnego jest wykorzystanie wskaźnika spękalności rdzenia wiertniczego (RQD – wg Deere'a)

$$w_s = \frac{RQD}{100} \tag{2}$$

co oznacza, że dla skał bardzo silnie spękanych (RQD = 10%) współczynnik $w_s = 0,1$, dla skał średnio spękanych (RQD = 50%) $w_s = 0,5$, zaś dla skał litych, całkowicie niespękanych (RQD = 100%) współczynnik $w_s = 1,0$ czyli masyw ma wytrzymałość identyczną jak próbki laboratoryjne.

Generalny wniosek z naszkicowanej jedynie fragmentarycznie problematyki wpływu skali jest taki, że w każdych okolicznościach rozpatrywanie dużego obiektu geoinżynieryjnego wymaga, o ile to możliwe, badań prowadzonych na dużych elementach masywu skalnego, najlepiej *in situ*. Badania te są jednak na ogół kosztowne i długotrwałe. Stąd też istnieje możliwość wykorzystania tańszej i szybszej metody przybliżonej, która polega na wykonaniu badań na próbkach laboratoryjnych, a następnie zastosowaniu parametrów skali (odrębnych dla wytrzymałości, odkształcalności i przepuszczalności) – do oceny odpowiednich właściwości masywu skalnego.

5. BADANIA GEOTECHNICZNE DO OCENY PRZYDATNOŚCI WYROBISK NA PMG

W ogólnym celu badań geotechnicznych do oceny przydatności wyrobisk podziemnych likwidowanych kopalń węgla na podziemne magazyny gazu (PMG) wydzielić można cele szczegółowe, odrębnie dla zbiorników wysokociśnieniowych i niskociśnieniowych.

Zbiorniki wysokociśnieniowe:

- wstępna ocena podatności ścianki skalnej zbiornika na podstawie badania odkształcalności skał w laboratorium,
- szczegółowa ocena podatności ścianki skalnej zbiornika na podstawie badań płytowych *in situ* lub badań radialnych w wyrobisku próbnym o małej średnicy,
- ocena zmian odkształcalności skał na długości zbiornika na podstawie badań szczelinowatości i układu litostratygraficznego warstw,
- ocena oporów ścinania skał wzdłuż szczelin w celu zaprojektowania korków ciśnieniowych na zbiorniku na podstawie badań szczelinowatości oraz wy-trzymałości skał w laboratorium,
- ocena przewodności szczelinowej skalnych ścian zbiornika na podstawie badań przeprowadzonych metodą aerometryczną,
- ocena czasowych zmian podatności skał na ciśnienie na podstawie analizy petrologicznej i badań rozmakalności.

Zbiorniki niskociśnieniowe:

 ocena pionowego zasięgu strefy chaotycznego zawału w stropie – na podstawie badań wytrzymałościowych profilu skał stropowych,

- ocena stopnia zrekonsolidowania zrobów wyeksploatowanych pokładów węgla – na podstawie analizy okresu eksploatacji oraz badań rozmakalności skał strefy zawałowej,
- ocena lokalnych surowców ilastych pod względem ich przydatności do uszczelniającej likwidacji szybów – na podstawie badań ich wytrzymałości i rozmakalności,
- ocena drożności szczelinowej (dla gazów) stref odprężonych górotworu wokół wyrobisk – na podstawie pomiarów metodą aerometryczną.

Zadania badawczo-projektowe z zakresu geotechniki, dotyczące budowy zbiorników gazu w przeznaczonych do likwidacji podziemnych kopalniach węgla są w Polsce nowością, wynikającą z regresu górnictwa węglowego oraz potrzeby powiększenia zdolności magazynowej gazu – w związku z prognozowanym wzrostem jego krajowego zużycia. Do ich realizacji można z powodzeniem zastosować wybrane metody geomechaniki górniczej, jak również budownictwa hydrotechnicznego i tunelowego, które pozwalają na ocenę parametrów zarówno materiału skalnego w rejonie projektowanego zbiornika, jak i właściwości masywu skalnego, z uwzględnieniem czynnika skali wielkości.

6. BADANIE LABORATORYJNE WYTRZYMAŁOŚCI SKAŁ NA ŚCISKANIE (*R*_c)

Oznaczanie wytrzymałości skał na ściskanie jest najbardziej rozpowszechnionym sposobem badania parametrów wytrzymałościowych skał, służącym rozlicznym celom ich oceny.

Ze względu na to, że wytrzymałość na ściskanie wykazuje związki z innymi cechami fizycznymi skał takimi na przykład, jak: moduł odkształcenia i sprężystości, wskaźniki urabialności, wrażliwość na działanie wody – jest ona najczęściej stosowana do oceny mechanicznej odporności skał, a ponadto oznacza się ją stosunkowo prostym sposobem (PN-G-04303).

Według wspomnianej normy R_c [MPa] oznacza się na próbkach o smukłości 2,0, seriami po sześć próbek walcowych lub prostopadłościennych. Próbkę ściska się w prasie jednoosiowo wzdłuż jej osi podłużnej, odnotowując maksymalną wartość siły ściskającej P [MN], przy zalecanej prędkości obciążenia wynoszącej 100 N/s oraz wymiarze podstawy próbki w granicach 42–54 mm. Wytrzymałość na ściskanie wyznacza się ze wzoru

$$R_c = \frac{P}{A} \tag{3}$$

gdzie A – powierzchnia poprzecznego przekroju próbki, m².

W przypadku konieczności badania próbek o smukłości 1,0 obliczony wynik należy pomnożyć przez 0,888.

Za wynik badania przyjmuje się średnią arytmetyczną wyników otrzymanych podczas badania, co najmniej sześciu próbek o jednakowych wymiarach, przygotowanych z tej samej próbki pierwotnej i obciążanych w tym samym kierunku w stosunku do uwarstwienia, łupności lub kliważu.

7. BADANIE LABORATORYJNE ODKSZTAŁCALNOŚCI SKAŁ

Sposób laboratoryjnego badania odkształcalności skał ujęty jest w wytycznych ISRM (Brown 1981). Celem badania jest określenie przebiegu krzywej naprężenieodkształcenie oraz modułu odkształcenia, modułu sprężystości i współczynnika Poissona w teście jednoosiowego ściskania próbki skalnej o regularnym kształcie. Procedura eksperymentu jest identyczna jak przy próbie wyznaczania R_c z tym, że dodatkowo mierzy się odkształcenia podłużne i poprzeczne próbki w poszczególnych stadiach jej obciążenia. Urządzenia do pomiaru przemieszczeń punktów materialnych próbki w czasie jej ściskania mogą być czujnikami mechanicznymi, optycznymi, magnetycznymi lub elektrooporowymi pod warunkiem, że zapewniają dokładność pomiaru nie mniejszą niż 2% odczytu lub 0,2% pełnej skali wartości.

Próbka powinna być obciążana w sposób ciągły z prędkością 0,5–1,0 MPa/s (5–10 minut obciążenia przed zniszczeniem próbki).

Jeśli głównym celem pomiaru jest określenie modułu sprężystości, zalecić można prowadzenie kilku cykli obciążania i odciążania (w granicach do ok. 80% R_c) i obliczanie modułu z krzywych nawrotu sprężystego. Moduł odkształcenia oblicza się z nachylenia krzywej obciążenia – jako stosunek przyrostu naprężenia do odpowiedniego przyrostu odkształcenia podłużnego w środkowej (prostoliniowej) części krzywej naprężenie-odkształcenie.

Odkształcenie podłużne (osiowe) oblicza się według równania

$$\varepsilon_{-} = \frac{\Lambda}{l_0} \tag{4}$$

gdzie:

 Δ – skrócenie pionowego wymiaru próbki, m;

 l_0 – początkowa wielkość pionowego wymiaru próbki, m;

zaś odkształcenie poprzeczne - według równania

$$\varepsilon_d = \frac{\Lambda}{d_0} \tag{5}$$

gdzie:

 Δ – zmiana średnicy próbki, m;

 d_0 – początkowa średnica próbki.

Odkształcenie objętościowe oblicza się z równania

$$\varepsilon_v = z_a + 2\varepsilon_d \tag{6}$$

W przypadku potrzeby obliczenia dodatkowo współczynnika Poissona, dokonuje się tego przez podzielenie miary nachylenia krzywej $\sigma - \varepsilon$ dla odkształceń poprzecznych przez odpowiednią wartość dla odkształceń osiowych.

8. BADANIE LABORATORYJNE ROZMAKALNOŚCI SKAŁ

W zależności od potrzeb do oceny jakościowego wpływu wody na spójność skał w procesie jednorazowego lub wielokrotnego zamoczenia stosuje się odpowiednio metodę Skutty (Skutta 1962) lub metodę testu trzydobowego.

Metoda Skutty

Badanie skały polega na umieszczeniu trzech jej nieforemnych bryłek o wymiarach około $10 \times 10 \times 10$ cm w naczyniu wypełnionym wodą kopalnianą oraz na odnotowaniu form ich rozpadu po czasie moczenia $\frac{1}{2}$, 4 oraz 48 h. Formę rozpadu po każdym okresie czasu oznacza się literowo (od A do H), według poniższego opisu:

- A próbka nie zmienia postaci,
- B próbka dzieli się na warstwy wzdłuż płaszczyzn uławicenia (przy lekkim ostukaniu, na przykład końcem ołówka),
- C próbka dzieli się samoczynnie na warstwy wzdłuż płaszczyzn uławicenia,
- D próbka rozpada się na kawałki o długości krawędzi ponad 3 cm (przy ostukaniu),
- E próbka rozpada się samoczynnie na kawałki o długości krawędzi ponad 3 cm,
- F próbka rozpada się na kawałki o długości krawędzi poniżej 3 cm (przy ostukaniu),
- G próbka rozpada się samoczynnie na kawałki o długości krawędzi poniżej 3 cm,
- H próbka rozpada się samoczynnie na grysik albo muł.

Wynik badania określa się za pomocą trzech kolejnych symboli literowych, oznaczających stadia rozpadu w trzech wymienionych przedziałach czasu (np. AAA, ABH, GGG itp.).

Test trzydobowy (Kidybiński 1979, 1985)

Oznaczenie rozmakalności skał (wskaźnika r) należy wykonać, pobierając 3–5 próbek z każdego metra rdzenia wiertniczego, o stosunku wymiarów (h/d) około 1,0, umieścić próbki (zawieszone na podstawkach) w wodzie na 24 h, a następnie ostrożnie je wynurzyć i pozostawić przez 24 h na powietrzu. Z kolei ponownie zanurzyć próbki na 24 h, zaś po ich upływie określić wartość r według następującej skali (tabl. 1).

Test trzydobowy wykonuje się w temperaturze pokojowej, przy użyciu czystej wody pitnej.

Wskaźnik rozmakalności <i>r</i>	Stan próbek po teście trzydobowym	
1,0	próbka nie zmienia formy ani konsystencji	
0,8	próbka pęka wzdłuż powierzchni uwarstwienia	
0,6	próbka pęka wzdłuż powierzchni uwarstwienia oraz rzadko –	
	w kierunkach prostopadłych do powierzchni uwarstwienia	
0,4	próbka pęka gęsto, w wielu kierunkach	
0,2	próbka rozkłada się na rumosz ze szlamem	
0,1	próbka rozkłada się całkowicie na szlam	

Tablica 1. Oznaczenie wskaźnika rozmakalności skał (r) według testu trzydobowego

9. RODZAJE I ROZKŁAD PRZESTRZENNY SZCZELIN W GÓROTWORZE

Podstawowym zagrożeniem dla zachowania szczelności dużego zbiornika gazowego w wyrobiskach górniczych kopalni węgla, na równi z szybami i niezlikwidowanymi otworami wiertniczymi z powierzchni, jest szczelinowatość skał otaczających wyrobiska. Zagrożenia powodują zarówno szczeliny pochodzące od spękań pierwotnych, jak i szczeliny wtórne – związane z procesem pękania skał wskutek osiadania.

W zakresie szczelinowatości zbadania wymagają układ i zagęszczenie szczelin oraz przepuszczalność (drożność) szczelin.

Istnieje kilka metod pomiarowych układu i zagęszczenia szczelin (Liszkowski i Stochlak 1976) prowadzących do uzyskania tak zwanej róży spękań skał. Są to na przykład:

- pomiary geometryczne,
- pomiary magnetyczne (kompasowe),
- identyfikacja spękań na rdzeniach wiertniczych,
- endoskopia ścianek otworów wiertniczych.

Celem pomiarów jest opracowanie zestawienia kierunków i nachylenia powierzchni spękań – najkorzystniej – w projekcji sferycznej (rys. 2) obejmującej również procentowe zagęszczenie spękań. Należy również na podstawie dostępnych danych pomiarowych ocenić zasięg występowania (długość) szczelin, zwłaszcza w kierunku prostopadłym do uławicenia, ten bowiem czynnik może okazać się decydujący o szczelności bądź nieszczelności zbiornika.



Rys. 2. Sferyczna prezentacja kierunków i koncentracji spękań w skałach **Fig. 2.** Spherical representation of directions and concentration of joints in rocks

10. DROŻNOŚĆ SZCZELIN DLA GAZÓW (METODA AEROMETRYCZNA)

Drożność szczelinową górotworu określa się metodą aerometryczną polegającą na wpuszczaniu sprężonego powietrza o stałym ciśnieniu początkowym do wygrodzonych kolejnych, krótkich odcinków małośrednicowego otworu wiertniczego wykonanego w górotworze otaczającym wyrobisko. Schemat stosowanej do pomiarów sondy aerometrycznej pokazano na rysunku 3.



Rys. 3. Sonda aerometryczna do badania drożności szczelin: 1 – zbiornik ciśnieniowy na powietrze, 2 – manometr do kontroli ciśnienia w zbiorniku, 3 – zawór wypustowy zbiornika, 4 – wąż doprowadzający powietrze do sondy otworowej, 5 – zawór trójpołożeniowy do obniżania ciśnienia w zbiorniku, 6 – dwójnik, 7 – wąż doprowadzający powietrze do kołnierzy uszczelniających sondy, 8 – manometr kontrolny kołnierzy, 9 – zawór bezpieczeństwa, 10 – zawór odwadniający, 11 – zawór zwrotny, 12 – sprężarka (kompresor), 13 – osłona sprężarki, 14 – sprzęgło napędu sprężarki (z wiertarki górniczej), 15 – kołnierze uszczelniające, 16 – perforowany odcinek roboczy sondy otworowej (długości 25 cm)

Fig. 3. A set of aerometric probe for testing of conductivity of fractures: 1 - pressure tank for air, <math>2 - pressure gauge for air control in a tank, <math>3 - outlet valve of tank, 4 - air conducting hose to borehole head, <math>5 - three directional valve for reduction of tank pressure, 6 - double bypass, 7 - air conducting hose to tightening collars of a head, 8 - pressure gauge for collars, <math>9 - safety valve, 10 - dewatering valve, 11 - check valve, 12 - compressor, 13 - casing of a compressor, 14 - coupling of compressor's drive, <math>15 - tightening collars, 16 - perforated section of borehole head (25 cm long)

Po uszczelnianiu sondy w kolejnych odcinkach otworu, obserwuje się spadek ciśnienia powietrza w wygrodzonym odcinku otworu – po otwarciu dopływu do sondy ze zbiornika ciśnieniowego. Otwór badawczy ma średnicę 46 mm, zaś stałe ciśnienie pierwotne w zbiorniku wynosi na ogół 0,5 MPa.

Współczynnik szczelności górotworu na danym odcinku otworu oblicza się z równania (Kidybiński 1982)

$$k = \frac{\Delta \ln \left(\frac{p}{p_0}\right)}{\Delta} \tag{7}$$

gdzie:

p – ciśnienie w danej chwili, MPa; p_0 – ciśnienie pierwotne, MPa; t – czas, s.

Na rysunku 4 pokazano sposób prowadzenia pomiarów w skałach stropowych wyrobiska korytarzowego – w celu ustalenia pionowego zasięgu strefy spękań nad wyrobiskiem. W miejscach położenia drożnych szczelin w obrębie odcinka pomiarowego otrzymuje się wyraźny skokowy wzrost prędkości spadku ciśnienia powietrza, co sygnalizuje jego odpływ przez szczelinę, a więc brak szczelności warstwy stropowej.



Rys. 4. Sposób badania stropu sondą aerometrycznąFig. 4. Roof strata investigation with aerometric probe

11. ODKSZTAŁCALNOŚĆ GÓROTWORU W UKŁADZIE PŁASKIM (BN-79/8950-11)

Metoda ta jest stosowana głównie w budownictwie wodnym i tunelowym w celu określenia odkształcalności ścianek tunelu przy płaskim układzie obciążającym. Szkic urządzenia służącego do badań pokazano na rysunku 5.

Ze względu na dużą powierzchnię nacisku na górotwór (2,56 m²) badanie odkształcalności omawianym urządzeniem daje wyniki bezpośrednio przydatne do projektowania obudowy zbiornika, bez potrzeby stosowania współczynnika skali. Wykonywanie badań polega na cyklicznym obciążaniu, a następnie odciążaniu spągu wyrobiska przy stałym pomiarze odkształceń we wszystkich punktach pomiarowych. Pomiar cykliczny wykonuje się przy różnym obciążeniu maksymalnym, rozpoczynając od obciążeń mniejszych, a kończąc na większych (Thiel 1989). Maksymalne możliwe obciążenie jednostkowe wywierane przez układ czterech dźwigarów hydraulicznych wynosi 3,12 MPa, każdorazowo jednak maksymalne obciążenie w cyklu dobierane jest w dostosowaniu do spodziewanych obciążeń skał, przy pracy projektowanego zbiornika.



Rys. 5. Instalacja do badania odkształcalności górotworu w układzie płaskim: 1 – belki drewniane, 2 – wykładka betonowa, 3 – bloki granitowe, 4 – cylindryczne dźwigary hydrauliczne (po 2 MN), 5 – belka bazy pomiarowej, 6 – rurki wysokociśnieniowe, 7 – czujniki pomiaru odkształcenia, 8 – bazowa płyta betonowa, 9 – manometry, 10 – pompy hydrauliczne, R_1 – R_7 – punkty pomiaru odkształcenia

Fig. 5. An installation for deformability testing of rock strata – flat system: 1 -wooden bars, 2 -concrete lining, 3 -granite blocks, 4 -hydraulic jacks (2 MN each), 5 -measurements base bar, 6 -high pressure pipes, 7 -deformation gauges, 8 -base concrete plate, 9 -pressure gauges, 10 -hydraulic pump, $R_1 - R_7 -$ points of deformation measurements

Sposób obliczania modułu odkształcenia (z wykresu σ - ϵ dla obciążenia) i modułu sprężystości (z wykresu σ - ϵ dla odciążenia) odbywa się na tej samej zasadzie co w przypadku jednoosiowego ściskania próbek skalnych. W obliczeniach wykorzystuje się równanie Boussinesqa dla jednorodnej półprzestrzeni sprężystej, a mianowicie wyznacza się:

- moduł odkształcenia
$$D = \frac{B\sigma r(1 - r^2)}{\mu_{\mu}}$$
, Pa (8)

$$E_s = \frac{B\sigma (1 - r^2)}{\mu}, \text{ Pa}$$
(9)

gdzie:

- σ naprężenie normalne działające na powierzchni obciążanej, Pa;
- B szerokość powierzchni obciążającej, m;
- w współczynnik (1,12 dla punktu centralnego, 0,56 dla punktów na brzegu płyty obciążającej);
- v współczynnik Poissona (0,2–0,3);
- μ_d wielkość przemieszczenia pod obciążeniem;
- µ_s przemieszczenie nawrotu podczas odciążenia.

Prędkość obciążenia i odciążenia badanego podłoża skalnego powinna być dostosowana do projektowanego trybu pracy zbiornika ciśnieniowego.

12. ODKSZTAŁCALNOŚĆ GÓROTWORU W UKŁADZIE RADIALNYM

Wysokociśnieniowe zbiorniki gazu wykonywane są niekiedy w specjalnie wydrążonych wyrobiskach tunelowych o przekroju kołowym, odpowiednio uszczelnionych (Ishihata 1997). Można również w tym celu wykorzystać konkretne wydzielone wyrobiska kopalni węgla pod warunkiem, że wokół wyrobiska nie ma strefy odspojenia skał – co dotyczy na ogół tak zwanych wyrobisk kamiennych, czyli wydrążonych w skałach zwięzłych o dużej wytrzymałości.

Rozkład naprężeń w skałach wokół wyrobiska o przekroju kołowym wymaga odpowiedniej geometrii badania odkształcalności górotworu, dlatego badania prowadzi się w układzie radialnym (Thiel 1989). W celu ich wykonania drąży się krótki odcinek wyrobiska o przekroju kołowym, o mniejszej średnicy w stosunku do zamierzonego zbiornika.

Na rysunku 6 (ISRM 1977) pokazano instalację do radialnego badania odkształcalności górotworu wokół wyrobiska za pomocą płaskich poduszek hydraulicznych.

Sposób określania parametrów odkształcalności górotworu na podstawie uzyskanych z badań wykresów obciążenie – ugięcie przedstawiono na rysunku 7.

Moduł sprężystości (E_s) i odkształcenia (D) oblicza się według poniżej podanych równań wyprowadzonych z teorii sprężystości:

$$E_s = \frac{\sigma_{2}r_2(m+1)}{\mu_m m}, \text{ Pa}$$
(10)

$$D = \frac{\sigma_{2}r_{2}(m+1)}{\mu_{m}m}, \text{ Pa}$$
(11)

gdzie:

 σ_{r2} – maksymalne naprężenie w czasie badań, Pa;

m – współczynnik Poissona.



Rys. 6. Instalacja do badania odkształcalności górotworu w układzie radialnym (ISRM 1977): 1 – przekroje pomiarowe, 2, 3 – tensometry mechaniczne, 4 – manometr, 5 – belka bazowa do pomiarów, 6 – ręczna pompa wysokociśnieniowa oleju, 7 – poduszki hydrauliczne (z blachy), 8 – wykładka z twardego drewna, 9 – warstwa betonu miotanego, 10 – średnica wyrobiska badawczego, 11 – granica (linia) pomiaru odkształcenia w skale, 12 – otwory do zamocowania końcówek tensometrów, 13 – czujniki zegarowe do pomiaru zmiany długości (o dokładności 0,001 mm), 14 – pręty stalowe, 15 – kliny ekspansywne, 16 – promień przekroju wyrobiska, 17 – promień strefy naruszenia skały, 18 – wewnętrzny promień strefy wykładki (betonu), 19 – pierścienie oporowe (łuki stalowe), 20 – kotew pomiarowa, 21 – zbiorniki wodne pod ciśnieniem, 22 – pierścień oporowy, 23 – wykładka betonowa, 24 – uszczelki

Fig. 6. An installation for deformability testing of rock strata – radial system (ISRM 1977): 1 – measurements located cross-sections, 2 and 3 – mechanical extensometers, 4 – pressure gauge, 5 – reference bar for measurements, 6 – high pressure hand driven oil pump, 7 – flat hydraulic jacks, 8 – hard wood lining, 9 – shotcrete layer, 10 – diameter of test tunnel, 11 – boundary of deformation measurements in rock, 12 – holes for fixing deformation gauges' ends, 13 – clocklike differential length gauges (0,001 mm accuracy), 14 – steel rods, 15 – expansive edges, 16 – radius of tunnel cross-section, 17 – radius of disturbed rock zone, 18 – internal radius of concrete lining zone, 19 – resistance rings (steel casing), 20 – measurement bolt, 21 – water pressure tanks, 22 – resistance ring, 23 – concrete lining, 24 – seals



Rys. 7. Przykład krzywej wynikowej w badaniach radialnych odkształcalności skał: μ_p – nieodwracalne przemieszczenie plastyczne, u_s – przemieszczenie sprężyste (odwracalne), u_d – przyrost przemieszczenia przy stałym obciążeniu (pełzanie), μ_0 – całkowite przemieszczenie, E_s – moduł sprężystości, D – moduł odkształcenia, 1 – odkształcenie masywu skalnego (Thiel 1989)

Fig. 7. Example of a curve resulting from radial testing of rock masses deformability: μ_p – non-reversible (plastic) displacements, u_s – reversible (elastic) displacements, u_d – displacement increment by steady load (creeping), μ_0 – entire displacement, E_s – modulus of elasticity, D – modulus of deformation, 1 – deformation of a rock mass (Thiel 1989)

PODSUMOWANIE I WNIOSKI

Opisane w niniejszym artykule metody badawcze, jakkolwiek nie były dotychczas stosowane do oceny wyrobisk kopalń węgla pod kątem ich przydatności na podziemne magazyny gazu (PMG), to jednak zostały wypróbowane w ciągu wielu lat praktyki górniczej oraz geomechanicznej – w inżynierii lądowej.

Pozwalają one na ilościowe określanie odkształcalności, wytrzymałości i szczelności masywu skalnego, których znajomość jest niezbędna przy projektowaniu wysokociśnieniowych PMG. W projektowaniu mogą być także wykorzystywane dotychczasowe doświadczenia nauk górniczych, geoinżynierii wodnej i budownictwa tunelowego.

W przypadku oceny całych kompleksów wyrobisk podziemnej kopalni węgla pod kątem możliwości zbudowania niskociśnieniowego PMG, opisane metody mogą być stosowane lokalnie do celów pomocniczych – w pojedynczych wyrobiskach – do oceny ich przydatności oraz oszacowania spodziewanych strat (ucieczek) magazynowanej substancji w zbiorniku.

Pierwszorzędne natomiast znaczenie w takim przypadku mają wyniki oceny geologiczno-inżynierskiej całego zbiornika oraz wyniki makropróby jego szczelności. Można wymienić następujące najważniejsze kryteria tej oceny:

- obecność w nadkładzie jednolitej grubej warstwy gazoszczelnej pokrywającej cały zbiornik,
- brak połączeń gazowych z sąsiednimi czynnymi kopalniami (jeśli istnieją),
- objętość pustek i zdolności sorpcyjne (oraz szybkość desorpcji) pozostawionych w kopalni resztek węgla,
- możliwości i spodziewane koszty uszczelniającej likwidacji wszystkich szybów kopalni oraz niecałkowicie zlikwidowanych otworów wiertniczych z powierzchni,
- obecność w zbiorniku lub jego bliskim sąsiedztwie wodonośnych skał porowatych – mogących poprawić pojemność i zdolności oddawcze zbiornika,
- pozytywne wyniki makropróby nadciśnienia powietrza całego zbiornika (po likwidacji szybów) lub jego otamowanych istotnych części (przy niezlikwidowanych szybach) – PN-EN 1918-4,
- ekonomiczna kalkulacja opłacalności całości budowy PMG, z uwzględnieniem spodziewanego czasu jego eksploatacji oraz czasu zwrotu poniesionych na budowę nakładów finansowych.

Jest niezmiernie istotne, aby decyzja o budowie zbiornika była przynajmniej wiążąco uzgodniona z jego potencjalnym użytkownikiem (operatorem) lub właścicielem. Stanowić to będzie gwarancję gospodarczego wykorzystania PMG w przypadku zainwestowania funduszy publicznych w całkowite lub częściowe przystosowanie zbiornika oraz jego wyposażenie.

* * *

Niniejszy artykuł jest streszczeniem pracy studialno-badawczej zrealizowanej przez autora w Głównym Instytucie Górnictwa (G4. Zalecany zakres i metodyka badań geomechanicznych dla oceny przydatności wyrobiska górniczego jako potencjalnego PMG, Dokum. GIG 33100012-121, marzec 2003 r.), stanowiącej część szerszego problemu "Ocena możliwości wykorzystania wyrobisk likwidowanych kopalń węgla kamiennego na podziemne magazyny gazu i paliw płynnych" – zleconego Instytutowi przez Ministerstwo Środowiska i finansowanego przez Narodowy Fundusz Ochrony Środowiska i Gospodarki Wodnej.

Literatura

- 1. Anon. (1998): *Storage of coal mine methane in abandoned/closed mines increases profits.* Engng.&Mining Journ., Sept, 32F.
- 2. Berger J., Nawrat St. (2003): *Retencyjny magazyn metanu w kopalni podziemnej*. Mater. Konf. Szkoła Eksploat. Podziemnej. Kraków, IGSMiE PAN.
- 3. Brown E.T. ed. (1981): Suggested Methods for Determining the Uniaxial Compressive Strength and Deformability of Rock Materials. ISRM Suggested Methods, Oxford Pergamin Press.
- 4. BN-79/8950-11 (1979): Badanie wytrzymałości skał. Polowe wyznaczanie odkształcalności skał. Metoda jednoosiowych obciążeń.
- 5. Carlsson A., Gustafson G., Lindblom U., Olsson T. (1990): Scale Effects in the Determination of Hydraulic Properties of Rock Masses, vide Cunha 1990.
- 6. Cisek W., Dybciak A., Landsberg W. (2001): Przebieg i doświadczenia z likwidacji kopalni "Nowa Ruda" w aspekcie przekształcenia wyrobisk dołowych na potrzeby podziemnego magazynu gazu. Przegląd Górniczy nr 7–8.

- 7. Cunha A.P. (ed.) (1990): *Scale Effects in Rock Masses*, Mat. ISRM Commission on Scale Effects in Rock Mechanics, Rotterdam, Balkema.
- 8. EPA (1998): Gas Storage at the Abandoned Leyden Coal Mine near Denver, Colorado (internet).
- Haddenhorst H.G. (1989): Compressed Air Energy Storage (Peak Shaving Plant Neuhuntorf), Underground Storage of Natural Gas (ed. M.R. Tek). Kluwer Academic Publishers, s. 205–216.
- 10. Ishihata T. (1997): Underground Compressed Air Storage Facility for CAES-G/T Power Plant Utilizing an Airtight Lining, ISRM News Journal Vol. 5 nr 1, s. 17–21.
- 11. ISRM (1977): Suggested Methods for Deformability Determination Using a Plate Test (Surficial Loading), January.
- 12. Kidybiński A. (1979): Metodyka wyznaczania cech geologiczno-inżynierskich skal serii złożowej niezbędnych dla projektowania podziemnej eksploatacji górniczej. Przegląd Geologiczny nr 1.
- 13. Kidybiński A. (1982): Podstawy geotechniki kopalnianej. Katowice, Wydaw. "Śląsk".
- 14. Kidybiński A. (1985): Instrukcja uproszczonego klasyfikowania skał dla potrzeb górnictwa podziemnego w geologiczno-inżynierskich dokumentacjach złóż węgla kamiennego. Katowice, GIG.
- 15. Liszkowski J., Stochlak J. (1976): Szczelinowatość masywów skalnych. Warszawa, Wydaw. Geologiczne.
- 16. Pistone R.S. (1990): Scale effect in shear strength of rock joints. vide Cunha.
- 17. PN-EN 1918-4 (6/2001): Systemy dostaw gazu. Podziemne magazynowanie gazu. Zalecenia funkcjonalne dotyczące magazynowania w wyrobiskach górniczych.
- 18. PN-G-04303 (1997): Skały zwięzłe. Oznaczanie wytrzymałości na ściskanie z użyciem próbek foremnych.
- 19. Skutta E. (1962): Einfache gesteinsmechanische Untersuchungen als Grundlage der Ausbauplannung. Glückauf nr 25.
- 20. Stamataki S. (2002): Underground gas storage development of strategic reserves, Mineral Wealth, q23, April-June, s. 21–34.
- 21. Stille H., Johansson J., Sturk R. (1994): *High pressure storage of gas in lined shallow rock caverns Results from field tests* Proc. EUROCK '94, Balkema, s. 689–696.
- 22. Thiel K. (1989): *Rock Mechanics in Hydroengineering*, Warszawa-Amsterdam-Oxford-N. York-Toronto, PWN-Elsevier.

Recenzent: doc. dr hab. inż. Józef Kabiesz

PRACE NAUKOWE GIG GÓRNICTWO I ŚRODOWISKO

RESEARCH REPORTS MINING AND ENVIRONMENT

Kwartalnik

Quarterly

2/2004

Stanisław Chałupnik

TRANSFER IZOTOPÓW RADU Z WODAMI KOPALNIANYMI

Streszczenie

Praca jest próba odpowiedzi na pytanie, dlaczego słone wody w kopalniach Górnoślaskiego Zagłebia Weglowego dzieli się na dwa typy w zależności od stosunku stężeń izotopów radu (²²⁶Ra i ²²⁸Ra), co prawdopodobnie jest związane z obecnością lub brakiem jonów baru. Poza tymi cechami wody te charakteryzują się brakiem lub obecnością jonów siarczanowych (co jednoznacznie można łączyć z obecnością czy brakiem baru) i są to jedyne różnice w ich składzie chemicznym. Wody bez jonów baru zawierają znacząco mniej izotopów radu od wód, w których jony baru występują. Wydaje się, że spowodowane to jest różnicami we wtórnej sorpcji radu na powierzchni ziaren fazy stałej w warstwie wodonośnej, a nie ma to nic wspólnego z szybkością przechodzenia radu z fazy stałej do ciekłej (odrzutem jąder radu przy ich powstawaniu wskutek rozpadu izotopów toru). Należy podkreślić, że występowanie zwiekszonych steżeń radu w wodach kopalnianych, czy nawet gruntowych, nie ma zazwyczaj żadnego zwiazku ze zwiekszonymi stężeniami uranu czy toru w skałach, tworzacych warstwe wodonośna, czy w ich sąsiedztwie (de Jezus 1984). Można to natomiast wiązać ze zwiększoną mineralizacją wód (Kraemer i inni 1984, Dickson 1985), a zwłaszcza obecnością baru (Martin i Akber 1999, Langmuir i Riese 1985). Drugim aspektem problemu jest fakt, że okres połowicznego zaniku ²²⁸Ra (około 6 lat) pozwala na znaczace ograniczenie czasu zachodzacych zjawisk. Potwierdza on, że przechodzenie tego izotopu radu do wód zachodziło w okresie co najwyżej kilkunastu czy kilkudziesięciu lat od chwili obecnej. Nie można jednak wykorzystywać tego zjawiska do prób interpretacji pochodzenia słonych wód kopalnianych (Pluta i Zuber 1989).

Theoretical study of Radium behaviour in aquifers

Summary

In the paper, a theoretical approach to the problem of radium presence in mineralized mine water, is presented. Two main types of radium-bearing waters have been found in Polish coal mines. In type A waters, radium isotopes are present together with barium, while concentrations of sulphate ions are very low. Additionally, in these waters a ratio of ²²⁶Ra:²²⁸Ra activity is usually higher than 1. In type B waters, no barium can be fund, but radium together with sulphate ions. Contrary, in such waters the isotopic ratio of radium ²²⁶Ra:²²⁸Ra is below 1, and activities of both isotopes of radium are lower as in type A waters. No other differences in chemical composition of mine waters have been observed.

Analysis shows, that the activity ratio of radium isotopes is related to the dynamics of radium adsorption on the grains of solid phase in the aquifer. During analysis must be taken into account, that the radium build up in formation water due to recoil effect, is stable in time. Additionally, no correlation with elevated concentrations of uranium and thorium in rocks, have been observed. Therefore the enhanced radium content in formation waters must be caused by its mineralization.

The relatively short half life of ²²⁸Ra (6 years) shows, that the process of radium transfer from solid into liquid phase is a short term process for geological scale. Therefore radium content in mine waters must be related to the concentration of natural radionuclides in the close vicinity of the aquifer or the water reservoir.

WPROWADZENIE

Zwiększone wartości mocy dawki promieniowania gamma zostały odkryte w polskich kopalniach węgla we wczesnych latach sześćdziesiątych ubiegłego stulecia przez Sałdana (Sałdan 1965), który wiązał swoje odkrycie z występowaniem mineralizacji uranowej. Późniejsze regularne badania, rozpoczęte w latach siedemdziesiątych przez Tomzę i Lebecką (Jureczko i inni 1974, Tomza i Lebecka 1981) i kontynuowane do dzisiaj w Laboratorium Radiometrii GIG, dotyczyły wód radowych i wytracających się z nich osadów o zwiększonej promieniotwórczości. Badania te pozwalaja na stwierdzenie, że mineralizacja uranowa, o której pisał Sałdan, to prawdopodobnie osady siarczanów baru i radu. Dotychczasowe badania nie wykazały bowiem zwiększonych stężeń uranu w węglach, skałach towarzyszących (Michalik i inni 1986, Wysocka i Skowronek 1990) czy wodach słonych (Pluta 1988). Podobne zjawisko odkrył Gans (Gans i inni 1981) w Zagłębiu Ruhry jeszcze w latach siedemdziesiątych. Później identyczne zjawiska opisywali naukowcy z innych krajów - Grecji (Iordanidis 2002), Australii (Klessa 2001) czy USA (Centeno 2001). Niekiedy opisywano jedynie odkrycie solanek, w których czasami stwierdzano obecność jonów baru - w kopalniach wegla w Wielkiej Brytanii (Younger 1994) czy Kanady (Martel i inni 2001), a nawet w kopalni diamentów w Rosji (Kipko i inni 1994). Zgodnie z naszymi doświadczeniami obecność baru (Lebecka i inni 1991) ponad wszelka watpliwość potwierdza zwiekszone steżenia radu w takich wodach. W USA, Rumunii, Ukrainie czy Norwegii stwierdzono bardzo duże stężenia radu w solankach, towarzyszących złożom ropy naftowej i gazu ziemnego (Tanner 1964, Peic i inni 1995, Gucalo 1964, Gafvert i Sidhu 2002). Te odkrycia zaprzeczają naszym wcześniejszym opisom rejonu GZW jako "anomalii radiohydrogeologicznej" (Tomza i Lebecka 1981). Potwierdzają raczej, że zjawisko występowania słonych wód o zwiększonych stężeniach radu jest powszechne, o ile między powierzchnią a złożem znajduje się warstwa nieprzepuszczalna (Tomza i Lebecka 1981, Klessa 2001).

W Brazylii Paschoa i Nobrega (1981) oraz badacze w USA (Humphreys 1987), Belgii (Paridaens i Vanmarcke 2002) i Holandii (Koster i inni 1992) opisywali występowanie zwiększonych stężeń radu w wodach odpadowych z zakładów przeróbki fosforytów. Występowanie radu w wodach kopalń uranu i ściekach z zakładów przeróbki rudy uranowej jest oczywiste. W tych przypadkach rad pojawia się jednak w wodach na skutek procesów technologicznych, a nie w sposób naturalny.

W polskich kopalniach węgla wyróżniono dwa typy wód radowych – wody te nie różnią się właściwie składem chemicznym poza pewnymi wyjątkami (Wysocka i inni 1997). Wody pierwszego rodzaju, zwane wodami typu A, zawierają jony radu i baru, natomiast nie zawierają siarczanów. Wody typu B, w przeciwieństwie do wód typu A, zawierają rad i jony siarczanowe, nie zawierają natomiast baru. Obecność baru jest podstawowym czynnikiem wpływającym na dalsze zachowanie się radu, jako że bar stanowi nośnik chemiczny dla radu. Dlatego z wód typu A rad może współstrącać się z barem, jeżeli wody takie zmieszają się z wodami zawierającymi jony siarczanowe. Reakcja taka następuje bardzo szybko, w wyniku czego powstają osady siarczanowe o znacznie zwiększonych stężeniach radu. Z wód typu B rad nie wytrąca się, a jedynie ulega rozcieńczeniu i powolnej sorpcji na osadach dennych w osadnikach kopalnianych czy rzekach, do których takie wody są odprowadzane. W wyniku tego obserwuje się niewielki wzrost stężenia izotopów radu w tego typu osadach.

W tablicy 1 przedstawiono wyniki analiz chemicznych dwóch wód kopalnianych – typu A i B – z dwóch kopalń górnośląskich.

Wyszczególnienie	Woda	
	typ A	typ B
Przewodnictwo,	151000 7,25 124300 6	91100
µS/cm pH TDS w temp. 378	2,764 34,67	7,53
K, mg/dm ³ 226 Ra,		85300
Bq/dm^3 ²²⁸ Ra, Bq/dm^3		3,449
		5,10
Kationy		
Ca^{2+} mg/dm ³	6497	1844
Mg^{2+} mg/dm ³	3747	1980
$Na^+ mg/dm^3$	34715	28048
$K^+ mg/dm^3$	299,1	267,8
Fe mg/dm ³	<0,05	<0,05
$Mn^{2+}mg/dm^{3}$	<0,05	<0,05
Ba^{2+} mg/dm ³	1482	_
Razem, mg/dm ³	46740	32140
Aniony		
$Cl^{-}mg/dm^{3}$	77352	50835
SO_4^{2-} mg/dm ³	0,0	2136
$\text{CO}_3^{2-} \text{mg/dm}^3$	0,0	0,0
$HCO_3^{-} mg/dm^3$	24,40	67,10
SiO_4^{4-} mg/dm ³	2,00	3,45
$Br^{-}mg/dm^{3}$	241,3	154,6
J^{-} mg/dm ³	10,90	11,20
Razem, mg/dm ³	77631	53208

Tablica 1. Porównanie składu chemicznego wód typu A i B

Wyniki badań zamieszczone w tablicy wskazują, że wody te nie różnią się znacząco zawartością podstawowych składników chemicznych, poza obecnością czy brakiem baru i jonów siarczanowych. Druga wyraźna różnica to stosunek stężenia izotopów radu w tych wodach. W wodach typu A więcej jest ²²⁶Ra, a mniej ²²⁸Ra – stosunek aktywności obu izotopów wynosi przeciętnie około 2:1. W wodach typu B sytuacja jest dokładnie odwrotna – stosunek stężenia ²²⁶Ra do ²²⁸Ra wynosi około 1:2, a czasem nawet 1:3.

O ile występowanie wód radowych w kopalniach GZW, zakres stężeń radu w tych wodach i ich wpływ na środowisko naturalne, zostały od początku lat siedemdziesiątych XX wieku zbadane raczej dokładnie, to powód występowania dwóch typów wód radowych jest do tej pory tematem przypuszczeń.

1. PRZECHODZENIE I MIGRACJA RADU Z WODAMI

Problem migracji radu z wodami był przedmiotem studiów wielu naukowców, ale przede wszystkim w odniesieniu do wód gruntowych (Davidson i Dickson 1986, Morse i inni 2000, Benes 1990). Jedną z ważniejszych prac były badania Krishnaswamiego i inni (1982), dotyczące określenia stosunku adsorpcji/desorpcji radu oraz czynników opóźniających jego migrację w glebie.

Sam proces przechodzenia radu do fazy ciekłej jest następujący (Starik 1964):

- rad z matrycy krystalicznej przechodzi do kapilar czy porów w minerale, co jest spowodowane energią odrzutu przy rozpadzie jądra macierzystego, czyli ²³⁰Th w przypadku ²²⁶Ra i ²³²Th w przypadku ²²⁸Ra,
- w porach ustala się równowaga między radem zaadsorbowanym na powierzchni fazy stałej i znajdującym się w roztworze, przy czym większość radu jest zaadsorbowana na ziarnach fazy stałej,
- podczas kontaktu minerału z przepływającą wodą, część radu może dyfundować z porów i kapilar (jeżeli występuje gradient stężenia), a dla wyrównania stężeń część radu może być desorbowana z powierzchni ziaren.

W najprostszym modelu migracji radu jest zakładana równowaga między radem zaadsorbowanym na powierzchni fazy stałej i w roztworze (Frissel i Koster 1990). Ta teoria, często stosowana przez radioekologów, wykorzystuje współczynnik K_d , który jest stosunkiem stężenia izotopu w fazie stałej do jego stężenia w fazie ciekłej

$$K_d = C_s / C_w \tag{1}$$

gdzie:

 C_s – stężenie w fazie stałej, Bq/kg;

 C_w – stężenie w fazie ciekłej, Bq/l.

Na tej podstawie można próbować określić szybkość migracji radu w warstwie wodonośnej [34], opisywaną jako

$$V_{\rm Ra} = V_{\rm H20} / (1 + \rho K_d / \theta) \tag{2}$$

co przy założeniu stężenia radu w fazie stałej $C_s = 25$ Bq/kg, stężenia radu w fazie ciekłej $C_w = 5$ Bq/l, gęstości ośrodka $\rho = 2$ kg/l, zawodnienia warstwy wodonośnej $\theta = 0.2$ (20%) oraz prędkości przepływu wody przez warstwę $V_{\text{H20}} = 2$ m/rok daje

$$V_{\rm Ra} = 4 \, \rm cm/rok$$

Okres połowicznego zaniku ²²⁶Ra wynosi około 1600 lat – w tym czasie rad może migrować na odległość około 50 metrów. Ze względu na to, że okres połowicznego zaniku ²²⁸Ra wynosi jedynie 6 lat – odległość migracji tego izotopu wynosi jedynie 25 cm. Jeżeli prędkość przepływu wody w warstwie wodonośnej jest mniejsza oraz mniejsze jest stężenie radu w wodzie, wówczas odległość migracji w czasie odpowia-dającym okresowi połowicznego zaniku jest jeszcze mniejsza.

Jednak okazało się, że problem migracji radu jest bardziej złożony. Wielu różnych badaczy potwierdziło (Nathwani i Phillips 1979), że stosunek stężenia izotopu w fazie stałej do jego stężenia w fazie ciekłej (K_d) jest zależny także od stężeń innych jonów w fazie ciekłej. Powoduje to, że nie może on być stosowany w badaniach migracji radu ze słonymi wodami.

Podstawą kolejnej teorii migracji stanowi pojęcie zdolności wymiany kationów (*cation exchange capacity* – CEC). Zgodnie z nią kationy współzawodniczą o ograniczoną i stałą liczbę centrów adsorpcji, opisywaną przez CEC. Przy założeniu, że w wymianie jonowej uczestniczy jedna para jonów, na przykład rad i sód, równanie takie ma postać

$$Ra_{sol}/(Na_{sol})^{2} = K_{Ra,Na}Ra_{ads}/(Na_{ads})^{2}$$
(3)

gdzie:

K_{Ra,Na} – stała wymiany dla reakcji wymiany sód-rad, sol, ads – odpowiednio stężenie w roztworze i fazie stałej.

Problem staje się znacznie bardziej skomplikowany, gdy w reakcji wymiany bierze udział więcej grup kationów. W słonych wodach kopalnianych występuje znacznie więcej kationów (tabl. 1), z których największe znaczenie ma bar. Rozwiązanie układu składającego się z więcej jak dwóch równań musi być już wykonane numerycznie (Frissel i Reiniger 1974). Także to podejście ma ograniczenia – współczynniki wymiany zależą od stężenia całkowitego kationów oraz od składu mieszaniny.

Wiadomo, że bar jest stosunkowo łatwo rozpuszczalny w roztworach hydrotermalnych, można zatem przypuszczać, że słone wody kopalniane zawierające bar, są pochodzenia hydrotermalnego. Na przykład Krishnaswami i Turekian (1982) wykazali w roztworach tego typu i w bazaltach w rejonie Galapagos podobne stosunki zawartości ²²⁶Ra/Ba. Podobne stosunki zawartości ²²⁶Ra/Ba stwierdzili także w roztworach pochodzenia hydrotermalnego w innych regionach wulkanicznych. Nie wydaje się jednak prawdopodobne, aby mechanizm przechodzenia baru do roztworów wodnych był identyczny jak proces przechodzenia radu, także dlatego, że iloczyn rozpuszczalności związków radu (np. siarczanu) jest o dwa rzędy wielkości mniejszy niż samych związków baru.

2. KINETYKA WYMIANY JONOWEJ

W przypadku radu równania bilansu wymiany jonowej faza stała – faza ciekła, dla stanu równowagi dynamicznej, można zapisać w następującej postaci (Dickson 1990):

dla fazy ciekłej

$$N_{od} + k_2 N_s = \lambda N_w + k_1 N_w \tag{4}$$

- dla fazy stałej

$$k_1 N_w = \lambda N_s + k_2 N_s \tag{5}$$

gdzie:

Nod - szybkość dostarczania radu do roztworu na skutek odrzutu,

 k_1 – stała adsorpcji, k_2 – stała desorpcji.

Stosunek aktywności danego izotopu w roztworze λN_w do szybkości jego produkcji (dostarczania do roztworu) P/N_{od} można zapisać

$$\lambda N_{w} / N_{od} = (\lambda + k_2) / (\lambda + k_1 + k_2)$$
(6)

Zmieniając współczynniki adsorpcji i desorpcji radu w zależności od rodzaju roztworu, czyli przyjmując większą wartość współczynnika desorpcji i mniejszą adsorpcji dla roztworu zawierającego jony baru oraz mniejszą wartość współczynnika desorpcji i większą adsorpcji dla roztworu bez baru, można próbować wyznaczyć równowagowe stężenia izotopów radu w tych roztworach.

W praktyce problem będzie polegać na wyznaczeniu wartości współczynników adsorpcji i desorpcji radu dla różnych solanek typu A i B. W literaturze jest niewiele danych na temat wyznaczania współczynników k_1 i k_2 in situ (Taskaev i inni 1978, Shangde i inni 2000). Dodatkowo, analiza wykonana przez Dicksona (1972) wykazała, że niekoniecznie wartości te są prawdziwe. Zatem próba rozwiązania problemu kinetyki wymiany jonowej może nie dać prawidłowych wyników, gdy współczynniki adsorpcji i desorpcji radu są słabo znane.

Można też próbować rozważać, jak rozwiązać równanie takiego procesu jako procesu rozpadu promieniotwórczego z dodatkowym ubytkiem części atomów radu na skutek sorpcji. W takim przypadku, dla uproszczenia, pominięty zostanie w pierwszym przybliżeniu proces desorpcji. Podstawowe równanie Batemana dla rozpadu sukcesywnego trzeba nieco zmodyfikować dla wody złożowej (Dickson 1972), gdyż nie wszystkie atomy radu, powstające na skutek rozpadu izotopów toru, dostają się do fazy ciekłej. Oznaczając współczynnik odrzutu (emanacji) jako ε , zaś stałą rozpadu ²³⁰Th jako λ_{Th} , ilość atomów radu przechodząca do fazy ciekłej, oznaczona tutaj jako liczba atomów odrzutu N_{od} , wynosi

$$N_{od} = N_{\rm Th} \lambda_{\rm Th} \varepsilon \tag{7}$$

a równanie opisujące zmianę liczby atomów radu w fazie ciekłej przedstawić można

$$dN_{Ra}/dt = N_{od} - \lambda N_{Ra} - k_1 N_{Ra}$$
(8)

lub

$$dN_{Ra}/dt = N_{od} - \lambda N_{Ra} - k_1 N_{Ra} + k_2 N_{Ra}$$
(8a)

gdzie:

 $\lambda N_{\rm Ra}$ – rozpad promieniotwórczy radu w fazie ciekłej,

 λ – stała rozpadu radu,

Nod – ilość atomów radu przechodząca do fazy ciekłej na skutek odrzutu,

 $k_1 N_{\text{Ra}}$ – adsorpcja radu na powierzchni fazy stałej,

 k_2N_{Ra} – desorpcja radu z powierzchni fazy stałej przy założeniu, że stężenie radu w fazie ciekłej jest porównywalne z stężeniem na powierzchni fazy stałej.

Rozwiązaniem tego równania są wyrażenia:

$$N_{\text{Ra}}(t) = 1/(\lambda + k_1)N_{od}(1 - \exp[-(\lambda + k_1)t])$$
(9)

lub

$$N_{\text{Ra}}(t) = 1/(\lambda + k_1 - k_2)N_{od}(1 - \exp[-(\lambda + k_1 - k_2)t])$$
(9a)

Gdyby człon opisujący adsorpcję i desorpcję w równaniu nie występował, to rozwiązanie byłoby znacznie prostsze

$$N_{\text{Ra}}(t) = 1/\lambda N_{od}(1 - \exp[-\lambda t])$$
(10)

Porównując to rozwiązanie z wyrażeniem opisującym proces rozpadu radu wraz z adsorpcją należy stwierdzić, że istnieją pewne charakterystyczne cechy takiego rozwiązania. Przede wszystkim szybkość osiągania stanu równowagi dynamicznej faza ciekła – faza stała jest zależna głównie od stałych adsorpcji i desorpcji radu. Te zaś zależą przede wszystkim od mineralizacji roztworu i od stężenia baru w wodzie. Dzieje się tak dlatego, że stałe rozpadu izotopów radu, będące ilorazem ln 2 (około 0,7) i okresu połowicznego zaniku danego izotopu, są bardzo małe. Przypomnieć należy, że okres połowicznego zaniku 226 Ra wynosi 1600 lat, a 228 Ra około 6 lat, czyli stała rozpadu λ dla 228 Ra jest równa 3,7·10⁻⁹ s⁻¹. Oszacowania stałej adsorpcji radu dla wód gruntowych wskazują (Dickson 1990), że może ona wynosić od około 0,5 do 10⁻⁶ [s⁻¹]. Jest więc znacząco większa od stałej rozpadu nawet 228 Ra. Znacznie szybciej osiągana jest w takim wypadku równowaga dynamiczna między szybkością przechodzenia radu do roztworu a adsorpcją.

Drugim efektem wpływu adsorpcji i desorpcji na rad w fazie ciekłej jest stężenie radu w wodzie. Stwierdzono, że w przypadku uwzględnienia tylko absorpcji, wypadkowe stężenie w fazie ciekłej jest mniejsze niż gdyby adsorpcja nie zachodziła. Stosunek maksymalnego stężenia dla obu przypadków wynosi $1/(\lambda + k_1 - k_2)$. Zakładając, że $k_1 - k_2 \gg \lambda$, można przyjąć, że stosunek maksymalnych aktywności będzie równy w przybliżeniu $1/(k_1 - k_2)$. Zatem dla izotopu o mniejszej stałej rozpadu, czyli ²²⁶Ra, efekt ten będzie znacznie bardziej znaczący. Jego stężenia maksymalne przy występowaniu adsorpcji szybszej niż desorpcji w stosunku do możliwego stężenia maksymalnego będą znacznie mniejsze niż w przypadku ²²⁸Ra.

3. SKUTKI ADSORPCJI RADU DLA WÓD KOPALNIANYCH

Powyższa teoria wydaje się dość dobrze tłumaczyć efekty stwierdzone dla słonych wód kopalnianych GZW. W przypadku wód typu A obecność baru zmniejsza prędkość adsorpcji, czyli usuwania izotopów radu z fazy ciekłej, a zwiększa szybkość desorpcji. Tym samym czas osiągania równowagi dynamicznej między fazami ciekłą i stałą powinien być znacznie dłuższy i maksymalne stężenia obu izotopów są także większe. Ponadto, dłuższy czas akumulacji radu w fazie ciekłej pozwala na osiągnięcie wyższego stężenia ²²⁶Ra. To tłumaczyłoby, dlaczego stosunek aktywności izotopów radu (²²⁶Ra : ²²⁸Ra) w wodach typu A, może osiągać wartości większe od 1.

Z kolei w przypadku wód typu B, szybkość adsorpcji radu powinna być większa niż desorpcji, co dawałoby krótszy czas osiągania równowagi, mniejsze stężenia

izotopów radu w fazie ciekłej oraz inną wartość stosunku aktywności izotopów radu. W tym przypadku stosunek ²²⁶Ra :²²⁸Ra powinien wynosić mniej niż 1.

Kolejnym aspektem tej teorii jest możliwość zastosowania jej wyników do oceny szybkości efektywnej adsorpcji radu z wód kopalnianych na powierzchni ziaren fazy stałej. Jedynym problemem jest oszacowanie frakcji atomów radu, jaka w wyniku odrzutu przechodzi z fazy stałej do ciekłej. Gdyby udało się dość dokładnie określić tę wartość, można by na jej podstawie wyznaczyć wielkość współczynnika adsorpcji dla różnych wód występujących w kopalniach GZW. Jednocześnie, możliwość przewidzenia w jakich warstwach wodonośnych mogą występować pozostałości roztworów hydrotermalnych, a więc zawierających bar, powinna pozwolić na prognozowanie stężeń i ładunków izotopów radu, dopływających do wyrobisk, odwadniających takie warstwy wodonośne.

Zakładając, że odrzut jest jedynym mechanizmem, powodującym przechodzenie radu do fazy ciekłej, równanie (10) można zapisać w postaci opisującej aktywność jako

$$A_{\rm Ra}(t) = A_{od} \left(1 - \exp[-\lambda t]\right) \tag{11}$$

gdzie A_{od} jest maksymalną aktywnością radu w roztworze, równą aktywności tej frakcji atomów radu, które dostały się do roztworu na skutek odrzutu.

Przyjmując, że aktywność izotopów toru w fazie stałej wynosi średnio 25 Bq/kg, gęstość skał 2000 kg/m³, współczynnik odrzutu ε (emanacji) – 5%, a porowatość warstwy wodonośnej także 5%, to obliczone maksymalne stężenie radu w roztworze powinno wynosić około 50 kBq/m³. Ponieważ w polskich kopalniach stwierdzono stężenia radu znacznie większe (około 400 kBq/m³) od podanych wartości (Lebecka i inni 1993), powyższe założenia należy nieco skorygować. Wiadomo bowiem, że stężenia toru i uranu w skałach towarzyszących pokładom węgla mogą osiągać nawet 200 Bq/kg – czyli 8 razy więcej niż średnia dla skorupy ziemskiej. Już taka zmiana powoduje, że oszacowanie maksymalnego stężenia radu w wodzie daje wartość zbliżoną do zmierzonego stężenia maksymalnego. Przyjmując mniejszą porowatość warstwy wodonośnej i większy współczynnik odrzutu szacowane stężenie maksymalne może osiągać nawet kilka MBq/m³. Należy zauważyć, że takie przyjęte stężenia toru i uranu w skałach to stężenia naturalne, niemające nic wspólnego z mineralizacją uranową czy torową.

Porównując równanie (10) dla dwóch izotopów radu, czyli ²²⁶Ra z szeregu uranowego i ²²⁸Ra z szeregu torowego i zakładając, że współczynnik odrzutu jest dla obu izotopów podobny, stosunek ich aktywności w fazie ciekłej, pomijając adsorpcję radu, wynosić powinien

$$A_{226}/A_{228} = (A_{\rm U}/A_{\rm Th}) \{1 - \exp[-\lambda_{226}t]\} / \{1 - \exp[-\lambda_{228}t]\}$$
(12)

Gdy czas pozostawania wody w górotworze jest dużo dłuższy niż czas połowicznego zaniku ²²⁸Ra (6 lat), ale jednak znacząco krótszy od okresu połowicznego zaniku ²²⁶Ra, wówczas równanie powyższe przybiera postać

$$A_{226}/A_{228} = (A_{\rm U}/A_{\rm Th})(\lambda_{226}t) \tag{13}$$
gdyż dla ²²⁸Ra wyrażenie (1 – exp[$-\lambda_{228}t$]) = 1, podczas gdy dla ²²⁶Ra $\lambda_{226}t \ll 1$ i wtedy (1 – exp[$-\lambda_{226}t$]) $\cong \lambda_{226}t$. Równanie powyższe może służyć do określania czasu przepływu wód gruntowych przez warstwę wodonośną, jednak dla wód kopalnianych czas ich pozostawania w kontakcie z fazą stałą na pewno przekracza czas równy okresowi połowicznego zaniku ²²⁶Ra. Wynika z tego, że wtedy należy brać pod uwagę równanie (9) opisujące wpływ adsorpcji i desorpcji na poziom stężenia radu w fazie ciekłej.

Uwzględniając wpływ adsorpcji i desorpcji dla obu izotopów radu, stosunek ich aktywności w wodzie można zapisać

$$A_{226}/A_{228} = (A_{U}/A_{Th})\{\lambda_{226}/(\lambda_{226} + k_1 - k_2)(1 - \exp[-(\lambda_{226} + k_1 - k_2)t])\}/\{\lambda_{228}/(\lambda_{228} + k_1 - k_2)(1 - \exp[-(\lambda_{228} + k_1 - k_2)t])\}$$
(14)

Przyjmując, że współczynnik adsorpcji k_1 jest podobny w przypadku obu izotopów oraz znacząco większy niż stałe rozpadu, można uprościć powyższe równanie do postaci

$$A_{226}/A_{228} = (A_{\rm U}/A_{\rm Th}) \{\lambda_{226}/(\lambda_{226} + k_1 - k_2)\} / \{\lambda_{228}/(\lambda_{228} + k_1 - k_2)\}$$
(15)

Przyjmując, że prędkość adsorpcji jest znacznie większa niż szybkość rozpadu promieniotwórczego, czy szybkość desorpcji, można uzyskać jeszcze bardziej uproszczony wzór

$$A_{226}/A_{228} = (A_{\rm U}/A_{\rm Th})\lambda_{226}/\lambda_{228}$$
(16)

Z ostatniego równania wynika jednak, że różnica między szybkością adsorpcji i desorpcji dla słonych wód, występujących w kopalniach, jest porównywalna ze stałą rozpadu promieniotwórczego izotopów radu. Gdyby bowiem ostatnie równanie opisywało rzeczywistą sytuację, wówczas w wodach kopalnianych stężenia ²²⁸Ra niż ²²⁶Ra byłyby większe, przewyższające je około 300-krotnie. Ponieważ tak nie jest, zatem szybkość adsorpcji (efektywna) jest co prawda różna dla wód barowych i bezbarowych, ale jednak zbliżona do okresu połowicznego zaniku ²²⁶Ra. Taki wynik jest dość zaskakujący, niemniej wydaje się być prawdziwy. Innym możliwym wyjaśnieniem tego faktu może być zbliżona wartość współczynników adsorpcji i desorpcji, co prowadziłoby do podobnych efektów.

Tablica 2a. Symulacja stężeń izotopów radu w wodzie dla różnych wart	tości adsorpcji
efektywnej k_{ef} (równej różnicy między współczynnikami adsorpcji i de	sorpcji radu)

Cros dni		$k_{ef} = 0$		$k_{ef} = 1,20E-06$			
Czas, um	A226	A_{228}	A_{226}/A_{228}	A_{226}	A ₂₂₈	A_{226}/A_{228}	
100	0,00012	0,031458	0,00381	0,00012	0,031456	0,00381	
365	0,000437	0,110118	0,003972	0,000437	0,110095	0,003972	
1825	0,002185	0,441965	0,004944	0,002183	0,441528	0,004944	
3650	0,004365	0,688597	0,00634	0,004356	0,687379	0,006337	
18250	0,021637	0,997072	0,021701	0,021403	0,99341	0,021545	
36500	0,042807	0,999991	0,042807	0,041891	0,996256	0,042048	
182500	0,196477	1	0,196477	0,177176	0,996264	0,17784	
365000	0,354351	1	0,354351	0,291569	0,996264	0,292662	
1825000	0,887803	1	0,887803	0,493706	0,996264	0,495557	
3650000	0,987412	1	0,987412	0,499921	0,996264	0,501795	

Cros dri	$k_{ef} = 1,20E-05$			$k_{ef} = 0,00032$			
Czas, uni	A_{226}	A_{228}	A_{226}/A_{228}	A_{226}	A_{228}	A_{226}/A_{228}	
100	0,00012	0,031439	0,00381	0,000118	0,030963	0,00381	
365	0,000436	0,109882	0,003972	0,000413	0,104049	0,003968	
1825	0,002161	0,437628	0,004939	0,001655	0,344205	0,004809	
3650	0,004271	0,676556	0,006313	0,002576	0,451321	0,005708	
18250	0,019442	0,961588	0,020219	0,003721	0,49971	0,007447	
36500	0,034726	0,96385	0,036029	0,003732	0,499714	0,007468	
182500	0,082713	0,963855	0,085815	0,003732	0,499714	0,007468	
365000	0,09017	0,963855	0,093552	0,003732	0,499714	0,007468	
1825000	0,090909	0,963855	0,094318	0,003732	0,499714	0,007468	
3650000	0,090909	0,963855	0,094318	0,003732	0,499714	0,007468	

Tablica 2b. Symulacja stężeń izotopów radu w wodzie dla różnych	wartości	adsorpcji
efektywnej kef (równej różnicy między współczynnikami adsorpcj	i i desorp	cji radu)

Biorąc pod uwagę równanie (15) i mierząc stosunek aktywności uranu do toru w fazie stałej (skałach), jak również stosunek aktywności izotopów radu w wodzie z warstwy wodonośnej, można próbować oszacować efektywny współczynnik adsorpcji radu dla tej warstwy (jako różnicę między adsorpcją i desorpcją). Ciekawym problemem jest porównanie wartości tego współczynnika dla warstw wodonośnych, skojarzonych z wodami typu A i B. W obu przypadkach aktywności izotopów radu, zaadsorbowanych na powierzchni fazy stałej, powinny się znacząco różnić. Dla wód typu A rozwiązania równań wymiany jonowej wskazują, że stężenia izotopów radu, zaadsorbowanych na powierzchni fazy stałej, są porównywalne ze stężeniami tych izotopów w wodzie. Dla wód typu B natomiast, aktywności izotopów radu w fazie ciekłej są kilkakrotnie mniejsze niż na powierzchni fazy stałej.

W tablicy 2 zostały zamieszczone wyniki oszacowania aktywności izotopów radu w wodzie w zależności od przyjętego efektywnego współczynnika adsorpcji, będącego różnicą między współczynnikami adsorpcji i desorpcji radu. Dodatkowo został wyznaczony stosunek aktywności ²²⁶Ra i ²²⁸Ra. Wartości te zostały wyliczone dla stosunku aktywności uranu do toru w skale równemu 1, są to ponadto wartości względne.

Wydaje się, że dla wód słonych typu A efektywny współczynnik adsorpcji jest zbliżony do zera – proces adsorpcji radu praktycznie nie zachodzi, jest blokowany przez obecność baru i inne kationy. Stosunek aktywności ²²⁶Ra do ²²⁸Ra wynosi 1:1, a więc odpowiada stosunkowi aktywności tych izotopów w skale. Odpowiada to przypadkowi dla wód typu A, w których adsorpcja jest równoważona przez desorpcję radu. Niektórzy badacze (Tanner 1964) uwzględniają jeszcze fakt, że pewna część ²³⁰Th, czyli izotopu macierzystego ²²⁶Ra, może już znajdować się na powierzchni ziaren fazy stałej. Nie występuje to w przypadku ²²⁸Ra. Wówczas frakcja odrzutu jąder ²²⁶Ra jest większa niż wynikałoby to z prostego stosunku aktywności uran – tor w warstwie wodonośnej. Symulacje wykazują, że wówczas stosunek aktywności ²²⁶Ra do ²²⁸Ra powinien wynosić około 2:1, co bardzo dobrze zgadza się z wynikami dla wód typu A.

W przypadku efektywnego współczynnika adsorpcji, którego wartość jest zbliżona do wartości stałej rozpadu radu ($k_{ef} = 1,20 \cdot 10^{-06}$), stosunek aktywności obu izotopów radu wynosi 1:2 i można przyjąć, że opisuje stan wód typu B. Wówczas adsorpcja radu przeważa nad jego desorpcją, aczkolwiek proces adsorpcji jest bardzo powolny i blokowany głównie przez kationy sodu.

Wyższe efektywne współczynniki adsorpcji dla wód kopalnianych są zbyt duże. Obliczony stosunek aktywności izotopów radu dla $k_{ef} = 1,20 \cdot 10^{-05}$, a więc odpowiadającego czasowi 160 lat daje wartość 0,1, której nie spotyka się w wodach dołowych. Można więc stwierdzić, że proces zmian równowagi dynamicznej w wodach słonych, zwłaszcza tych zawierających bar, jest bardzo powolny.

Pamiętać jednak należy, że powyższe rozważania dotyczą efektywnego współczynnika adsorpcji, będącego różnicą między współczynnikami adsorpcji i desorpcji. Fizycznie oba te zjawiska zachodzą szybko. Badania nad wtórnym wymywaniem radu z osadów dennych osadników kopalnianych (Chałupnik 2003) wykazują, że proces desorpcji może zachodzić w ciągu kilku czy kilkunastu minut, przy dużej różnicy stężeń w fazie stałej i ciekłej. Proces adsorpcji może być nawet szybszy, co potwierdzają wyniki badań nad oczyszczaniem wód kopalnianych z radu (Chałupnik 2002).

PODSUMOWANIE

W artykule przedstawiono próbę analizy przechodzenia radu między fazą stałą i ciekłą w warstwie wodonośnej. Można przypuszczać, że głównym mechanizmem, mającym wpływ na stężenia izotopów radu w wodach kopalnianych jest zjawisko wtórnej adsorpcji radu na powierzchni fazy stałej. Wartość współczynnika adsorpcji dla danej warstwy zależy jednak od mineralizacji fazy ciekłej, a przede wszystkim od obecności baru w wodzie.

Można także przypuszczać, że odległość, na jaką migruje rad w górotworze, wynosi kilkanaście metrów w przypadku ²²⁶Ra i 1–2 metrów dla ²²⁸Ra. Na tej podstawie można wnioskować, że w większości przypadków, badania radu w wodach w bliskim sąsiedztwie wyrobisk górniczych mogą dać odpowiedź na pytanie, jakie było stężenie izotopów uranu i toru w skale macierzystej. Wyniki te mogą być wykorzystane do badań nad zachowaniem się radu w wodach kopalnianych.

Rozwiązanie równania, opisującego zmiany stężenia izotopów radu w fazie ciekłej, daje możliwość oszacowania maksymalnego stężenia radu w tej fazie, przy pominięciu zjawiska adsorpcji. Porównanie tego stężenia z rzeczywistym stężeniem radu w wodzie powinno umożliwić określenie współczynnika efektywnej adsorpcji radu na powierzchni fazy stałej. Wielkość ta może być parametrem charakteryzującym przede wszystkim fazę ciekłą (obecność lub brak baru w zmineralizowanym roztworze).

Dalsze prace nad tym zagadnieniem, oprócz analizy matematycznej zjawiska, wymagają badań *in situ* wybranych warstw wodonośnych. Jednym z możliwych poligonów badawczych jest kopalnia "Chwałowice", w której występują zarówno wody radowe typu A, jak i B.

Literatura

- 1. Benes P. (1990): *Radium in continental surface water*. Technical Report "The environmental behaviour of radium". Vienna, IAEA STI/DOC/10/310.
- 2. Centeno L. i inni (2001): *Radium-226 in coal-mine effluent, Perry County, Ohio.* Proc. of Geological Society of America. Annual Meeting, Boston.
- 3. Chałupnik S. (2002): Purification of mine water of radium. Vienna IAEA-Tecdoc-1271.
- 4. Chałupnik S. *Wyniki badań wtórnego wymywania radu z osadów kopalnianych*. Prace Naukowe GIG. Górnictwo i Środowisko (w druku)
- 5. Davidson M.R., Dickson B.L. (1986): A porous flow model for steady-state transport of radium in groundwater. Water Resources Journal Vol. 22.
- 6. de Jezus A.S.M. (1984): *Behaviour of Radium In Waterways and Aquifers*. Vienna, IAEA Tecdoc 301.
- 7. Dickson B.L. i inni (1972): Evaluation of the Radioactive Anomalies Using ²²⁶Radium Isotopes in Groundwaters Journal of Geochemical Exploration Vol. 19.
- 8. Dickson B.L. (1990): *Radium in groundwater*. Technical Report "The environmental behaviour of radium". Vienna, IAEA, STI/DOC/10/310.
- 9. Dickson B.L. (1985): *Radium isotopes in saline seepages, south-western Yilgarn, Western Australia.* Geochimica and Cosmochemica Acta Vol. 49.
- Frissel M.J., Koster H.W. (1990): *Radium in soil*. Technical Report "The environmental behaviour of radium". Vienna, IAEA, STI/DOC/10/310.
- 11. Frissel M.J., Reiniger P. (1974): Simulation of accumulation and leaching in soils. Wageningen, Netherlands, PUDOC.
- 12. Gafvert T., Sidhu R. (2003): *Radium in formation waters from oil fields in Norway*. Int. Conference ENOR III, Dresden (w druku).
- 13. Gans I. i inni (1981): *Radium in waste water from coal mines and other sources in FRG.* Second Symposium on Natural Radiation Environment. Bombay, India.
- 14. Gucalo L.K. (1964): O niekotorych zakonomiernostiach raspredielenija radia w podziemnych wodach sredniej czasti Dnieprowsko-Donieckoj Wpadliny. Gieochimja Vol. 12.
- 15. Humphreys C.L. (1987): Factors controlling uranium and radium isotopic distributions in groundwaters of the west-central Florida phosphate district. In Graves, B., ed. Radon, Radium and other Radioactivity in Groundwaters. Lewis Publishers.
- Iordanidis A. (2002): Geochemical aspects of Amynteon lignites, Northern Greece. Fuel Vol. 81.
- Jureczko J. i inni (1974): Radiochemiczne badania wód dołowych i osadu z przekopu Marklowickiego na poz. 600 m KWK Marcel w Radlinie. Dokumentacja GIG nr DNU 26/74, Katowice.
- Kipko E.Y. i inni (1994): Environmental Projection during mining of diamond deposits of Yakutiya. Proc. of 5th Int. Mine Water Congress, Quorn Repro Ltd., Loughgorough, England.
- 19. Klessa D. (2001): Availabilities of radionuclides and non-radiological contaminants in sediments. Mine Water and the Environment. Katowice, Uniwersytet Śląski.
- Koster H.W. i inni (1992): ²¹⁰Po, ²¹⁰Pb, ²²⁶Ra in Aquatic Ecosystems and Polders, Anthropogenic Sources, Distribution and Enhanced Radiation Doses in the Netherlands. The Natural Radiation Environment, Nuclear Technology Publishing, Vol. 45, Nos. 1–4.
- 21. Kraemer T.F., Reid D.F. (1984): The occurrence and behaviour of radium in saline formation water of the U.S. Gulf Coast region. Isotope Geoscience Vol. 2.
- 22. Krishnaswami S. i inni (1982): *Radium, thorium and radioactive lead isotopes in ground-water*. Water Resources Research Vol. 18.

- 23. Krishnaswami S., Turekian K.K. (1982): ²³⁸U, ²²⁶Ra and ²¹⁰Pb in some vent waters of the Galapagos spreading center. Geophysical Research Letters Vol. 9.
- 24. Langmuir D., Riese A.C. (1985): *The thermodynamic properties of radium*. Geochemical and Cosmochemical Acta Vol. 49.
- 25. Lebecka J. i inni (1991): Skażenia promieniotwórcze na Górnym Śląsku powodowane przez wody kopalniane i wytrącające się z nich osady. Wiadomości Górnicze nr 6.
- 26. Lebecka J. i inni (1986): Influence of Mining Activity on Distribution of Radium in the Natural Environment. Proc. of 4th Working Meeting Isotopes in Nature, Leipzig.
- 27. Lebecka J. i inni (1993): Methods of Monitoring of Radiation Exposure in Polish Coal Mines. Nukleonika Vol 38.
- 28. Martel A.T. i inni (2001): Brines in the Carboniferous Sydney Coalfield, Northern Canada. Applied Geochemistry Vol. 16.
- 29. Martin R., Akber R.A. (1999): *Radium isotopes as indicator of adsorption-desorption interactions and barite formation in groundwater*. Journal of Environmental Radioactivity Vol. 46.
- Michalik B., Chałupnik S., Skowronek J. (1986): Występowanie naturalnych izotopów promieniotwórczych w węglach na terenie GZW – metodyka i wstępne wyniki badań. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej, Seria: Górnictwo z. 149.
- 31. Moise T. i inni (2000): *Ra isotopes and Rn in brines and groundwaters of the Jordan-Dead Sea Rift Valley: enrichment, retardation and mixing.* Geochemica and Cosmochemica Acta Vol. 64.
- Nathwani J.S., Phillips C.R. (1979): Adsorption of Ra-226 by soils in the presence of Ca²⁺ ions. Chemosphere Vol. 5.
- 33. Paridaens J., Vanmarcke H. (2002): Radium contamination of the Laak rivers bank as a consequence of phosphate industry in Belgium. Vienna, IAEA-Tecdoc-1271.
- 34. Paschoa A.S., Nobrega A.W. (1981): Non-nuclear mining with radiological implications in Araxa. Int. Conf. on Radiation Hazards in Mining, Golden, Co.
- 35. Peic T. i inni (1995): Formation waters from oil and natural gas production: potential polluting source by Radium-226. International Symposium on the Natural Radiation Environment (NRE-VI), Montreal.
- 36. Pluta I. (1988): Uran w wodach utworów karbońskich południowego obszaru GZW. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej, Seria Górnictwo z. 172.
- 37. Pluta I., Zuber A. (1989): Uran i rad-226 a geneza solanek GZW. Prace Naukowe Instytutu Geotechniki Politechniki Wrocławskiej nr 58.
- 38. Sałdan M. (1965): *Metalogeneza uranu w utworach karbońskich GZW*. Biuletyn Instytutu Geologicznego Vol. 5.
- 39. Shangde L. i inni (2000): *In-situ radionuclide transport and preferential groundwater flow at Idaho*. Geochemica and Cosmochemica Acta Vol. 65.
- 40. Starik I.E. (1964): *Principles of Radiochemistry*. U.S. Atomic Energy Commission Report, AEC-tr-6314.
- 41. Tanner A.B. (1964): *Radium migration In the ground: a review*. Natura Radiation Environment Conference. Chicago, University of Chicago Press.
- 42. Taskayev A.I. i inni (1978): Forms of radium-226 in soil horizons containing it n high concentrations. Pochvovedenie Vol. 2.
- Tomza I., Lebecka J. (1981): Radium-bearing waters in coal mines: occurrence, methods of measurements and radiation hazard. Int. Conf. on Radiation Hazards in Mining, Golden, Co.

- 44. Wysocka M. i inni (1997): Rad w wodach kopalnianych w Polsce: występowanie i wpływ na wody rzeczne. Międzynarodowa Konferencja "Ecological Aspects of Coal Mining", Katowice.
- 45. Wysocka M., Skowronek J. (1990): *Analysis of natural radioactivity of coals from Upper Silesian Basin in aspects of geological structure*. Int. Symp. on Nuclear Techniques in the Exploration and Exploitation of Energy and mineral resources. Vienna, IAEA-SM-308 IAEA.
- 46. Younger P.L. i inni (1994): Application of geochemical mineral exploitation techniques to the cataloguing of discharges from abandoned mines in north east England. Proc. of 5th Int. Mine Water Congress, Quorn Repro Ltd., Loughgorough, England.

Recenzent: doc. dr hab. Kazimierz Lebecki

Kwartalnik

Quarterly

2/2004

Andrzej Nierobisz

ANALIZA WPŁYWU OBCIĄŻEŃ DYNAMICZNYCH NA ZACHOWANIE SIĘ KOTWI

Streszczenie

W kopalniach RPA, Kanady i Chile powszechnie stosuje się obudowę kotwiową w warunkach zagrożenia tąpaniami. Wieloletnie badania doprowadziły do opracowania skutecznych sposobów ochrony wyrobisk przed skutkami tąpnięć.

W polskich kopalniach rud miedzi od wielu lat stosuje się samodzielną obudowę kotwiową w systemach komorowo-filarowych, przy dużej aktywności sejsmicznej górotworu. Rejestruje się wstrząsy o energiach dochodzących do 10⁹ J. W większości przypadków po zaistniałych wstrząsach nie stwierdza się zmian w stropie i obudowie. Skutki destrukcji górotworu pojawiają się stosunkowo rzadko i zwykle są widoczne dopiero po pewnym czasie.

Począwszy od 1999 roku zaczęto wprowadzać w górnictwie polskim maksymalną prędkość drgań cząstek skały na obrysie wyrobiska (*PPV*) jako miarę dynamicznego wpływu wstrząsu na rozpatrywany obiekt. Jest to wielkość mierzalna za pomocą aparatury geofizycznej, wyniki zaś odnosi się do stanu uszkodzenia wyrobiska, opracowując na jej podstawie kryteria uszkodzenia lub zniszczenia.

Przeprowadzone w kopalni "Połkowice-Sieroszowice" pomiary *PPV* obejmujące 102 zjawiska sejsmiczne o energiach od 10¹ do 10⁷ J pozwoliły na zmierzenie maksymalnej amplitudy prędkości drgań, która wynosiła 0,197 m/s. Powyższą wartość *PPV* zmierzono przy energii wstrząsu równej $5,5\cdot10^5$ J z odległości 64 m. W przypadku żadnego z zarejestrowanych wstrząsów, nie zanotowano skutków w wyrobiskach. Wadą prowadzonych pomiarów był brak rejestracji zjawisk sejsmicznych, powodujących zniszczenie czy uszkodzenie wyrobiska oraz nieznajomość lokalizacji hipocentralnej ognisk wstrząsów. Rozważając wpływ zarówno parametru prędkości, jak i energii sejsmicznej na możliwość utraty stateczności wyrobiska autorzy powyższych badań stwierdzili, że uszkodzenie wyrobiska jest skutkiem dużej amplitudy prędkości drgań docierającej do wyrobiska, natomiast o zasięgu skutków decyduje głównie energia sejsmiczna zjawiska.

Drugim rodzajem badań, jakie wykonano we wszystkich kopalniach LGOM, były pomiary *PPV* podczas robót strzałowych. Drgania mierzono głównie w odległości 8 i 16 m od przodka, w którym prowadzono roboty strzałowe. Maksymalna prędkość drgań *PPV*, jaką zmierzono w odległości 8 m, wynosiła 0,1 m/s. W miarę wzrostu odległości amplitudy *PPV* zmniejszały się. Analizując uzyskane wyniki autorzy powyższych badań stwierdzili, że dynamika i charakter drgań zależą od wielu czynników, do których należą: wielkość odpalanego ładunku materiału wybuchowego, odległość od miejsca odpalania, współczynnik tłumienia drgań, technika i sposób strzelania, rodzaj materiału wybuchowego, budowa geologiczna ośrodka skalnego.

W Polsce zagrożenie tąpaniami występuje w 28 kopalniach (60% czynnych kopalń). Obserwując zaistniałe w ostatnich dziesięciu latach przypadki tąpnięć można zauważyć stałą tendencję zwiększania się ich skutków w postaci uszkodzeń obudowy w wyrobiskach korytarzowych. Aktualnie podstawowym sposobem zabezpieczania tych wyrobisk przed skutkami tąpnięć jest stosowanie mocniejszych profili odrzwi, ich zagęszczenie oraz wzmocnienie za pomocą podciągów podbudowanych stojakami typu Valent lub SV. Praktyka jednak wykazała, że te zabezpieczenia nie są wystarczające. Dlatego też podjęto prace nad zastosowaniem odpowiednich kotwi, które w połączeniu z elementami obudowy stanowiłyby lepszą ochronę wyrobisk korytarzowych przed skutkami tąpnięć.

Do realizacji powyższych badań wytypowano wyrobiska korytarzowe, w rejonie których rejestrowane były wstrząsy o energiach większych niż 1·10⁴ J. W wyrobiskach tych założono stanowiska pomiarowe obejmujące odcinki długości około 3 m, w których między odrzwiami obudowy podporowej zabudowano kotwie pomiarowe i rozwarstwieniomierz oraz repery do pomiaru konwergencji. Drugim sposobem realizacji powyższych badań było symulowanie wstrząsów za pomocą detonacji materiału wybuchowego w stropie wyrobisk wykonanych w samodzielnej obudowie kotwiowej.

W sumie wykonano badania wpływu naturalnych wstrząsów górotworu na zachowanie się kotwi w czterech wyrobiskach oraz w dwóch wyrobiskach badano wpływ wstrząsów symulowanych za pomocą detonacji materiału wybuchowego na zachowanie się chodnika wykonanego w samodzielnej obudowie kotwiowej. Uzyskano obszerny materiał badawczy, który opracowano w formie tabelarycznej i graficznej. Najważniejsze spostrzeżenia z tych badań są następujące:

- Sumaryczna energia sejsmiczna wyemitowana przez górotwór w okresie prowadzenia badań (od 84 do 134 dni) wahała się w granicach od 3,1·10⁶ do 1,3·10⁷ J. Spowodowało to wzrost obciążenia kotwi maksymalnie o 19 kN. Żaden z zarejestrowanych wstrząsów nie spowodował widocznych uszkodzeń wyrobisk.
- Rejestrowana energia sejsmiczna w hipocentrum nie jest jednoznacznym parametrem charakteryzującym stan zagrożenia tąpnięciem w wyrobisku.
- 3. W wyniku badań wpływu wstrząsów wywołanych detonacją materiału wybuchowego na zachowanie się wyrobiska wykonanego w samodzielnej obudowie kotwiowej uzyskano następujące wyniki:
 - maksymalna wypadkowa amplituda prędkości drgań *PPV* po odpaleniu 5 kg materiału wybuchowego wyniosła w rejonie I, 97 mm/s w odległości 1,0 m od miejsca odpalenia,
 - maksymalna wypadkowa amplituda prędkości drgań PPV po odpaleniu 5 kg materiału wybuchowego wyniosła w rejonie II, 52 mm/s w odległości 0,5 m od miejsca odpalenia,
 - testy nośności wykonane przed i po strzelaniu wykazały, że nie nastąpiło naruszenie połączenia kotwi z górotworem; badania ciągłości wklejania żerdzi przed i po strzelaniu również nie wykazały żadnych zmian,
 - wizualnym efektem oddziaływania detonacji materiału wybuchowego na obudowę kotwiową było wyrwanie siatki opinającej strop między okładzinami w miejscu wykonania otworu strzałowego.

Influence analysis of dynamic charges on anchor maintenance

Abstract

In mines of South Africa, Canada and Chile universally complies casing anchor in circumstances of crumps threat. Many years' researches and practical experiences brought to elaboration efficient manners of excavations protection before crumps.

From many years in Polish mines of ores copper complies independent anchor casing in lock-pillar systems, at large seismic orogene activities. On registers shocks with energies close to 10⁹ J. In most of chances after shocks does not ascertain changes in ceiling and to casing.

Effects of orogene destruction appear comparatively seldom and usually are visible only some time later. From 1999 started introducing in Polish mining maximum speed of twitches of small parts of rock within excavations (*PPV*) as measure dynamic influence of shock on examined object. This is a measurable size by means geophysical apparatuses, results while behaves to state of damage of excavation, working out on her base criterions of damage or destructions.

PPV measurements effected in mine "Polkowice-Sieroszowice" embracing 102 occurrences seismic with energies from 10^1 J to 10^7 J permitted on measuring maximum amplitudes of twitches speed, which carried out 0,197 m/s. Above *PPV* value measured at energy shock equal 5,5 $\cdot 10^5$ J from distances 64 m. In no chance from registered shocks, it did not note any results in excavations. Measurement defect was lack of registration of seismic occurrences, causing destruction whether damage of excavation and unacquaintance of hypo central location of fireplaces of shocks. Considering influence both of parameter of speed, as seismic energy on possibility of loss of sedateness of excavation authors above researches ascertained, that damage of excavation is result large amplitudes of twitches speed reaching to excavations, instead about range of results decides mostly seismic energy of occurrences.

Second kind of researches, which executed in all LGOM mines, was *PPV* measurements during blasting - works. Twitches were measured mostly in distances 8 and 16 m from ancestor, in which one drove blasting work. Maximum *PPV* twitches speed, which measured in distances 8 m, carried out 0,1 m/s. Making distance higher an amplitude of *PPV* grew less. Analysing obtained results authors above researches ascertained, that dynamics and character of twitches depend from many factors, which belong: size of lighted out load of explosive material, distance from places of lighting, coefficient of twitches suppression, technics and manner of shots, kind of explosive material, geological build of rock.

In Poland crumps threat is in 28 mines (60% of active mines). Observing appeared in last ten years crump chances can notice constant tendency of their result growing in figure of casing damages in corridor excavations. At present basic manner of protecting these excavations before crump results is usage more strong profiles of doorframe, their condensation and strengthener by means elevator with stands of Valent or SV type. Practice however showed, that these protections are not sufficient. That's why it undertook works over use suitable anchor, which in connection with elements of casing would determine better protection of corridor excavations before crump results. To realisation above researches it chose excavations corridor, in region of which registered former shocks with greater energies than $1 \cdot 10^4$ J. In excavations these it founded measuring positions with length sections of about 3 m, where between doorframe of support casing it built over anchor measuring – and stratify meter and bench marks to convergence measurement.

Second manner of realisation above researches was simulation of shocks by means of detonation of explosive material in ceiling of excavations executed in independent anchor casing.

In sum it executed researches of influence natural orogene shocks on anchor maintenance in four excavations, in two excavations researched influence of simulated shocks by means of detonation of explosive material on maintenance of pavement executed in independent anchor casing. It obtained spacious investigative material, which worked out in tabular and graphic form. Most important aware nesses from these of investigations are following:

- 1. Total seismic energy emitted by orogene in period of researches (from 84 to 134 days) hesitated in borders from 3,1·10⁶ to 1,3·10⁷ J. This caused height of charge anchor maximally to 10 kN. Any registered shocks did not cause of visible damages of excavations.
- 2. Registered seismic energy in hypocenter is not univocal parameter characterising state of threat crump in excavation.
- 3. In result of researches of influence of shocks called out with detonation of explosive material on maintenance of excavation executed in independent anchor casing it obtained following results:
 - maximum resultant amplitude of PPV twitches speed after lighting 5 kg of explosive material lofty in region I, 97 mm/ s in distances 1,0 m from places of lighting,
 - maximum resultant amplitude of PPV twitches speed after lighting 5 kg of explosive material lofty in region II, 52 mm/ s in distances 0,5 m from places of lighting,
 - tests of carrying capacity executed before and after shots showed, that did not disturbing of anchor connection with orogene; research of continuity of pole inserting before and after shots also did not show of any changes,
 - visual effect of influence of explosive material detonation on anchor casing was wrench of net lapping ceiling between facings in place of blasting – opening.

WPROWADZENIE

Liczne przypadki wyrzucania lub wypychania mas skalnych do wyrobisk w czasie tąpnięć w kopalniach RPA, Kanady, Chile spowodowały, że podjęto prace zmierzające do opanowania tego zjawiska. Badania wykazały, że nie ma prostej zależności między zakresem i natężeniem szkody w podziemnych wyrobiskach a wielkością energii sejsmicznej, która przypuszczalnie jest zasadniczą przyczyną lub wyzwalaczem wyrzutu skał (Kidybiński i inni 1995, Ortlepp 1994, X.Yi., Kaiser P.K. 1994).

Zdarzenia o dużej energii sejsmicznej są zwykle wynikiem ścinającego przesunięcia skał na istniejących uskokach lub innych nieciągłościach geologicznych. Parametry źródła takie, jak rozmiary powierzchni poślizgu, a w szczególności prędkość poślizgu, są wciąż w większości przypadków nieznane i kontrowersyjne, chociaż odpowiednie badania sejsmologiczne dostarczają coraz więcej wartościowych informacji na ten temat. Z tego względu oraz z uwagi na to, że rzeczywiste pomiary w sąsiedztwie powstających szkód były wykonywane bardzo rzadko, podjęto próbę wykorzystania maksymalnej prędkości drgań cząstek górotworu (*PPV*), jako wyznacznika szkody wywołanej przemieszczeniem skał do wyrobiska. W celu określenia czy jest konieczne podparcie, czy zahamowanie przemieszczenia się skał do wyrobiska, przyjęto koncepcję przemieszczenia bloku skalnego pod wpływem działania impulsu zewnętrznego (Ortlepp 1994).

W polskich kopalniach rud miedzi od wielu lat stosuje się samodzielną obudowę kotwiową, przy dużej aktywności sejsmicznej górotworu. Rejestruje się wstrząsy o energii dochodzącej do 10⁹ J (Szczerbiński, Mirek 2002). W większości przypadków po zaistniałych wstrząsach nie stwierdza się wyraźnych zmian w stropie i obudowie. Tym niemniej obserwuje się wiele niekorzystnych zjawisk będących skutkami wstrząsów (Bugajski i inni 1995). Począwszy od 1999 roku (Kidybiński 1999), jako miarę dynamicznego wpływu wstrząsu na wyrobisko zaczęto przyjmować maksymalną prędkość drgań cząstek górotworu (*PPV*). Ponieważ w praktyce funkcjonowało wiele empirycznych kryteriów szkodliwości oddziaływań dynamicznych na wyrobisko, przeprowadzono pomiary *PPV* w warunkach występowania wstrząsów sejsmicznych oraz podczas wykonywania robót strzałowych.

W polskich kopalniach węgla kamiennego zagrożenie tąpaniami występuje w 28 zakładach górniczych (60% czynnych kopalń) (Szczerbiński, Mirek 2002). Obserwując zaistniałe w ostatnich dziesięciu latach przypadki tąpnięć można zauważyć stałą tendencję do zwiększania ich skutków w postaci uszkodzeń obudowy w wyrobiskach korytarzowych. Obecnie podstawowym sposobem zabezpieczania tych wyrobisk przed skutkami tąpnięć jest stosowanie mocniejszych profili odrzwi, ich zagęszczanie oraz wzmacnianie za pomocą podciągów podbudowanych stojakami typu Valent lub SV. Praktyka jednak wykazuje, że zabezpieczenia takie nie są wystarczające. Dlatego podjęto prace w celu zastosowania odpowiednich kotwi, które w połączeniu z elementami obudowy podporowej stanowiłyby lepszą ochronę wyrobisk korytarzowych przed skutkami tąpnięć.

W niniejszym artykule przedstawiono dotychczasowe wyniki prowadzonych prac oraz sformułowane na ich podstawie wnioski.

1. DOŚWIADCZENIA ZAGRANICZNE W STOSOWANIU OBUDOWY KOTWIOWEJ W WARUNKACH WYSTĘPOWANIA WSTRZĄSÓW I TĄPAŃ

Wiele lat doświadczeń w głębokich kopalniach złota i platyny RPA (Wojno 1994) oraz analiza wszelkich dostępnych danych na temat pracy obudowy kotwiowej w trudnych warunkach obciążeń wykazały, że jedną z najważniejszych wad konwencjonalnych obudów kotwiowych jest ich ograniczona podatność. W latach osiemdziesiątych XX wieku, po raz pierwszy opracowano teoretyczne podstawy oceny wymagań projektowych dla kotwi podatnych. Udowodniono między innymi, że w warunkach obciążeń dynamicznych takich, jak tąpnięcia, najważniejszym parametrem obudowy nie jest jej nośność, lecz zdolność wykonywania pracy podczas dynamicznej deformacji skał otaczających wyrobisko, a w rezultacie do dysypowania energii sejsmicznej.

Stacey i Ortlepp (1999) opisali kilka możliwych rodzajów szkód powstałych w wyniku tąpnięcia. Zasugerowali oni, że przy założeniu odpowiedniej zwięzłości skały między kotwiami problem kontroli przemieszczeń dynamicznych, bez względu na to jaki jest ich mechanizm, może być zredukowany do modelu przemieszczenia masy.

Założono, że pojedyncza kotew obciążona jest wydzielonym z górotworu blokiem skalnym o masie m. Impuls zewnętrzny obciążenia powoduje wyrzucenie pojedynczego bloku o masie m, przy pewnej zakładanej realnej prędkości początkowej V. Wpływ na kotew będzie więc uzależniony od wielkości generowanej przez blok energii kinetycznej E_K , wyrażonej wzorem

$$E_K = \frac{mV^2}{2} \tag{1}$$

która może być absorbowana w wyniku plastycznego odkształcenia stali w przypadku konwencjonalnej obudowy lub rozproszona przez tarcie i inny opór w przypadku kotwi podatnych.

W rejonach o dużej aktywności sejsmicznej spękane skały w czasie tąpnięcia przemieszczają się z prędkością 3 m/s i większej. Aby możliwe było zatrzymanie przemieszczających się do wyrobiska mas skalnych bez poważnych jego uszkodzeń, obudowa musi zabsorbować przekazaną energię kinetyczną (Ortlepp 1994).

Biorąc pod uwagę wszystkie znane fakty, w RPA opracowano specyfikację przydatną do projektowania podatnych obudów kotwiowych (Wojno 1994). Zgodnie z tą specyfikacją podstawowym wymogiem dla obudowy jest kryterium pracy wykonywanej przez kotew podatną. Wartość tej niezbędnej, minimalnej pracy dla warunków południowoafrykańskich kopalń złota ustalono na 25 kJ. Praca wykonywana natomiast przez tradycyjną kotew ekspansywną nie przekracza 3 kJ.

W czasie prowadzonych badań przyjęto uproszczony model współpracy obudowy kotwiowej z górotworem (Kaiser 1993). Zgodnie z nim zasadnicze funkcje systemów obudowy kotwiowej w przypadku występowania tąpań powinny być następujące (rys. 1):

- wzmocnienie masywu skalnego,
- powstrzymanie przemieszczenia skruszonego materiału skalnego w wyniku tąpnięcia.



Rys. 1. Funkcje systemów obudowy według Kaisera (X.Yi, Kaiser 1994) **Fig. 1.** Functions of casing systems according to Kaiser (X.Yi, Kaiser 1994)

W przypadku wzmocnienia obudowa powinna zwiększyć samonośność masywu skalnego i zapewnić integralność systemu "skała–obudowa". W drugim przypadku zadaniem systemu obudowy jest powstrzymywanie przemieszczania skruszonych mas skalnych do wyrobiska.

W rezultacie badań (Wojno 1994), tak z zakresu mechanizmu wzmacniania górotworu, jak też dynamiki zjawiska i możliwości praktycznego zastosowania, opracowana została kotew, którą nazwano Cone Bolt. Jest to kotew, która sprawdziła się jako najbardziej efektywne rozwiązanie obudowy w rejonach, gdzie występują duże zmiany naprężeń w górotworze, groźne zjawiska sejsmiczne oraz znaczne deformacje górotworu w warunkach quasi-statycznych i dynamicznych.

Z uwagi na zastosowany mechanizm generowania nośności kotew Cone Bolt w podstawowy sposób różni się od konwencjonalnych wklejanych/cementowanych kotwi (rys. 2). Kotew ta z łatwością spełnia, a nawet przekracza wymóg minimalnej ilości pracy równej 25 kJ.



Rys. 2. Schemat budowy kotwi Cone Bolt (Wojno 1994)

Fig. 2. Schema of anchor Cone Bolt construction (Wojno 1994)

Do najciekawszych cech tej obudowy można zaliczyć:

- zakres upodatnienia: 0,5 m lub większy, przy prędkości obciążenia do ponad 12 m/s i przy utrzymaniu zadanej nośności od kilkudziesięciu do ponad 200 kN,
- łatwą integrację z innymi elementami obudowy jak siatki, liny itp.,
- łatwą instalację kotwi nawet w otworach drążonych w intensywnie spękanej skale,
- niezależność od jakości cementowania zalecany zakres wytrzymałości lepiszcza wynosi od 25 do 60 MPa,
- oszczędność wykorzystanego lepiszcza, ze względu na charakterystykę pracy kotwi, która praktycznie uniezależniona jest od długości wklejania.

Typowe charakterystyki pracy kotwi konwencjonalnych oraz Cone Bolt o dwóch różnych średnicach żerdzi przedstawiono na rysunku 3.

W kopalniach kanadyjskich (X.Yi., Kaiser P.K. 1994) jednym z najniebezpieczniejszych rodzajów niszczenia w czasie tąpnięcia jest wyrzucanie lub wypychanie skał do wyrobiska. Kotwie konwencjonalne (prętowe) podlegające obciążeniom udarowym wyrzucanymi masami skalnymi nie chroniły wyrobisk. W celu opracowania kotwi przeznaczonych do stosowania w warunkach tąpnięć opracowano model, którego zadaniem było podtrzymanie mas skalnych. Model ten składał się z bloku skalnego przykotwionego do górotworu. W wyniku przeprowadzonych badań stwierdzono, że do pochłaniania energii udaru i ochrony słabych połączeń można zastosować miękkie podkładki umieszczone między siatką a płytą czołową kotwi.



Rys. 3. Charakterystyki pracy Cone Bolt przy obciążeniach quasi-statycznych i dynamicznych (Wojno 1994): P – przemieszczenie, Q – obciążenie

Fig. 3. Characterisations of Cone Bolt work at quasi-stochastic and dynamic charges (Wojno 1994): P – dislocation, Q – charge

W największej podziemnej kopalni rud miedzi El Teniente w Chile (Kidybiński 1999) w projektowaniu obudów odpornych na działania sejsmiczne w warunkach tej kopalni uwzględnia się przede wszystkim wielkości spodziewanych obciążeń, parametry pochłaniania energii sejsmicznej i sposoby przeciwdziałania ruchom mas skalnych. Parametrami opisującymi intensywność ruchów mas skalnych w czasie zjawisk dynamicznych są: prędkość drgań cząstek i maksymalne ich przyspieszenie. W kopalni stosuje się różnego rodzaju systemy obudowy, które są zależne od rodzaju uszkodzeń. Dwadzieścia lat eksperymentów doprowadziło do opracowania w pełni skutecznego systemu obudowy, który składa się z kotwi linowych mocowanych w górotworze na zaprawie cementowej oraz stalowej siatki plecionej. Całość połączona jest systemem zciągów linowych naprężanych (rys. 4). Od chwili jego zastosowania (1992 r.), mimo wielu silnych wstrząsów i tąpań w kopalni El Teniente, nie było poważnych uszkodzeń i zniszczeń wyrobisk korytarzowych.



Rys. 4. Schemat kotwiowej obudowy zaporowej w kopalni El Teniente (Chile): 1 – kotew linowa wklejana, 2 – liny z siatką

Fig. 4. Schema of anchor barrage casings in mine El Teniente (Chile): 1 - anchor lineal inserted, 2 - lines with net

2. POLSKIE DOŚWIADCZENIA W STOSOWANIU OBUDOWY KOTWIOWEJ W WARUNKACH WSTRZĄSÓW I TĄPAŃ

2.1. Ocena wpływu wstrząsów sejsmicznych na stateczność wyrobisk w Zakładach Górniczych "Połkowice-Sieroszowice"

W kopalniach rud miedzi od wielu lat stosuje się samodzielną obudowę kotwiową, przy dużej aktywności sejsmicznej górotworu. Rocznie rejestruje się średnio około 28 tysięcy wstrząsów górotworu. Energia tych wstrząsów dochodzi do 10⁹ J (Szczerbiński, Mirek 2002).

W większości przypadków po zaistniałych wstrząsach nie stwierdza się widocznych zmian w stropie i obudowie. Skutki destrukcji stropu pojawiają się stosunkowo rzadko i zwykle są widoczne dopiero po pewnym czasie. Z przeprowadzonych badań i obserwacji wynika, że wstrząsy górotworu mogą powodować (Bugajski i inni 1995):

- spadek naciągu kotwi rozprężnych w granicach od 30 do 50%,
- zrywanie kotwi podczas opadania skał stropowych grubości zaledwie kilkudziesięciu centymetrów, których ciężar przypadający na jedną kotew jest niewspółmiernie mały w porównaniu z jej nośnością,
- obsypywanie skał wokół podkładki,
- wypadanie drobnych odłamków skalnych między kotwiami, pociągające za sobą proces dalszej destrukcji stropu,

- powstawanie szczelin między skotwionymi warstwami, a następnie ich pękanie,
- obwały skał stropowych,
- przemieszczanie skał ociosowych do wyrobiska (urobienie ociosów),
- wypiętrzanie spągu.

Dotychczas dokonywane oceny stanu zagrożenia tąpaniami i obwałami były wypadkową analizy warunków geologiczno-górniczych oraz prognozowanego poziomu aktywności sejsmicznej, to jest liczby i energii zjawisk. Generalnie, poprawność takiego podejścia znajduje potwierdzenie w praktyce górniczej kopalń rud miedzi, ale nie zawsze. Odnotowano przypadki, gdy przy wysokiej aktywności sejsmicznej (w tym wstrząsów wysokoenergetycznych), nie występowały tąpania czy obwały (Grzybek i inni 2000).

Począwszy od 1999 roku maksymalną prędkość drgań cząstek skały na obrysie wyrobiska (*PPV – Peak Particle Velocity* w m/s) zaczęto stosować jako miarę dynamicznego wpływu wstrząsu na wyrobisko (Kidybiński 1999). Jest to wielkość mierzalna za pomocą aparatury geofizycznej, zaś poprawność pomiarów uwarunkowana jest przyjęciem odpowiedniej metodyki postępowania. Wyniki pomiarów odnosi się do stanu uszkodzenia wyrobiska, ustalając na tej podstawie kryteria jego uszkodzenia lub zniszczenia.

W publikacjach zagranicznych znaleźć można szereg empirycznych kryteriów, opracowanych przez różnych autorów, według których, próg szkodliwości oddziaływań dynamicznych na ośrodek skalny zawiera się w przedziale 0,2–0,4 m/s, natomiast całkowite zniszczenie wyrobiska następuje przy *PPV*>0,9 m/s (Nierobisz 1999). Różnice w wartościach kryterialnych, obliczanych przez poszczególnych autorów, wynikają z różnych warunków prowadzenia eksperymentów.

W celu sprawdzenia podanych wyżej wartości, w warunkach kopalń LGOM, dokonano obserwacji w jednym z oddziałów eksploatacyjnych kopalni "Polkowice-Sieroszowice" (Grzybek i inni 2000). Zbiór obserwacji obejmował 102 zjawiska sejsmiczne, z czego: 8 o energii 10⁷ J, 6 o energii 10⁶ J, 24 o energii 10⁵ J, 22 o energii 10⁴ J, 9 o energii 10³ J, 24 o energii 10² J, 9 o energii 10¹ J. Odległości rejestrowanych wstrząsów mieściły się w przedziale od 35 do 500 m od stanowiska pomiarowego.

W wyniku przeprowadzonych badań określono zależności prędkości drgań górotworu od gęstości energii sejsmicznej wstrząsu, odległości epicentralnej i energii sejsmicznej. Zależność amplitudy prędkości drgań od energii sejsmicznej zjawisk dla ustalonej odległości epicentralnej D = 25 m, została aproksymowana krzywą potęgową postaci

$$PPV_{25} = 2,2039E^{0,292} \tag{2}$$

gdzie:

 PPV_{25} – prędkość drgań w odległości epicentralnej D = 25 m, mm/s;

E – energia sejsmiczna, J.

Maksymalna pomierzona amplituda prędkości drgań wynosiła 0,197 m/s i pochodziła od wstrząsu o energii $5,5 \cdot 10^5$ J z odległości 64 m. Żaden z zarejestrowanych wstrząsów nie spowodował skutków w wyrobisku na przykład tąpnięć czy obwałów. Wadą przeprowadzonych pomiarów był brak rejestracji zjawisk sejsmicznych, które powodowały skutki w wyrobiskach oraz nieznajomość lokalizacji hipocentralnej ognisk wstrząsów. Rozważając wpływ zarówno parametru prędkości, jak i wartości energii sejsmicznej na możliwość utraty stateczności wyrobiska autorzy stwierdzili, że uszkodzenie wyrobiska powoduje głównie amplituda prędkości drgań docierająca do wyrobiska, natomiast na zasięg skutków ma wpływ przede wszystkim energia sejsmiczna zjawiska.

2.2. Ocena wpływu robót strzałowych na stateczność wyrobisk w kopalniach rud miedzi

Pracownicy Laboratorim Sejsmologii i Sejsmiki Górniczej GIG podczas robót strzałowych w ZG Rudna, ZG Lubin i ZG Połkowice-Sieroszowice wykonali pomiary prędkości drgań stropu (*PPV*) (Pomiary... 1999). W sumie wykonano badania na 7 poligonach badawczych, gdzie pomierzono drgania w 20 punktach. Drgania stropu mierzono głównie w odległości 8 i 16 m od przodka, w którym prowadzono roboty strzałowe. Autorzy cytowanych badań stwierdzili, że maksymalne prędkości drgań *PPV* nie przekroczyły, na 8 metrze i dalszych, wartości 100 mm/s. W miarę wzrostu odległości amplitudy *PPV* zmniejszały się. Szczegółowe wyniki przedstawiono w tablicy 1.

Zakład Górniczy Oddział	Odleglość od miejsca wykonywania robót strzałowych <i>D</i> , m	Amplituda prędkości drgań <i>PPV</i> , mm/s	Całkowita ilość MW odpalana w przodku <i>Q</i> _C , kg	llość MW na zwłokę <i>Qz</i> , kg
Lubin, G-6	9,0	68	24,0	
	14,4	48	24,0	brak danych
	21,6	18	24,0	
Lubin, G-1	8,5	24	33,6	1,6
	16,5	7	33,6	1,6
	8,5	62	33,6	6,4
	16,5	15	33,6	6,4
Polkowice-	6,4	132	41,4	9,0
-Sieroszowice	11,2	65	41,4	9,0
G-61, poch. B-1	15,6	57	41,4	9,0
_	20,7	11	41,4	9,0
Polkowice-	3,9	296	72,0	9,0
-Sieroszowice	8,0	96	72,0	9,0
G-61, K-17	18,3	5	72,0	9,0
Rudna Zachodnia	3,0	592	98,0	12,6
T-150, I w-150	11,5	57	98,0	12,6
	15,5	21	98,0	12,6
Rudna Główna	7,8	109	263,2	11,2
G-7/3, K-18	18,3	71	203,2	11,2
Rudna	3,5	156	315,9	9,0
G-23/2	12,4	71	315,9	9,0
	20,6	42	315,9	9,0

Tablica	1. `	Wyniki	pomiarów	amplitudy	prędkości	drgań I	PPV (Pomiary	. 1999)
---------	------	--------	----------	-----------	-----------	---------	--------------	---------

Dynamika i charakter drgań zależy od wielu czynników, z których najważniejszymi są:

- wielkość odpalanego ładunku MW na zwłokę,
- odległość od źródła,
- współczynnik (lub funkcja) tłumienia drgań,
- technika i sposób strzelania,
- rodzaj materiału wybuchowego,
- budowa geologiczna ośrodka skalnego (szczególnie stropu bezpośredniego).

Ogólnie, maksymalna prędkość drgań cząstek gruntu wywołanych pracami strzałowymi (*PPV*) może być opisana zależnością empiryczną (Onderka, Śleziak 1995)

$$PPV = KQ^{\alpha}r^{-\beta} \tag{3}$$

gdzie:

K – współczynnik zależny od lokalnej budowy geologicznej górotworu;

- α , β nieznane wykładniki potęgowe opisujące tłumienie, $\alpha/\beta = n$;
- r odległość od miejsca strzelania;

Q - masa ładunku MW na jedną zwłokę.

W celu uproszczenia obliczeń wprowadzono pojęcie ładunku względnego (zredukowanego)

$$R_o = \frac{2^n}{r} \tag{4}$$

Wobec powyższego zależność (3) przyjmuje postać

$$PPV = K(R_o)^{\beta} \tag{5}$$

Współczynnik *K* oraz wykładniki potęgowe α i β w równaniu (3) wyznacza się doświadczalnie z pomiarów sejsmicznych w danych warunkach górniczogeologicznych. Pewien problem stanowi określenie stosunku wykładników potęgowych dla *n*. Z praktyki wynika że *n* może przyjmować, w zależności od lokalnych warunków, wartości od 1/3 do 2/3. Dla uproszczenia obliczeń zależności między prędkością drgań *PPV* i ładunkiem względnym R_o , opisano trzema krzywymi regresji dla n = 1/2, n = 1/3 i n = 2/3. Dla każdej krzywej regresji dokonano oceny dopasowania modelu. Najlepsze dopasowanie modelu $R^2 = 0,7869$ uzyskano dla wykładnika potęgowego n = 2/3. Równania tych krzywych regresji przyjmują formę (Określenie... 2002):

$$PPV = 305,5 (R_o)^{1,0655} \text{ dla } n = 1/3$$
(6)

$$PPV = 327,6 (R_o)^{1,0655} \text{ dla } n = 1/2$$
(7)

$$PPV = 282.9 (R_o)^{1,0625} \text{ dla } n = 2/3$$
(8)

gdzie:

 R_o – ładunek względny (zredukowany) – $R_o = (Q_z^n/r)$, kg/m;

 Q_z – ładunek na 1 zwłokę, kg;

r – odległość od miejsca strzelania, m;

PPV- maksymalna prędkość drgań cząstek ośrodka, mm/s.

Na podstawie powyższych zależności oraz danych pomiarowych zawartych w tablicy 1 podjęto próbę znalezienia związku między amplitudą prędkości drgań stropu a wielkością ładunku materiału wybuchowego względnego i odległości od miejsca jego odpalenia. Uzyskano empiryczną zależność o współczynniku korelacji $R^2 = 0.7681$ określoną wzorem (rys. 9)

$$y = 61,909\ln(x) + 128 \tag{9}$$

gdzie:

- y amplituda prędkości drgań stropu, y = PPV, mm/s,
- x iloraz wielkości ładunku materiału wybuchowego na zwłokę Q_z (kg) i odległości od miejsca odpalenia r (m), gdzie

$$x = \frac{Q_z^2}{r}$$



Rys. 5. Zależność prędkości drgań stropu *PPV* od wielkości ładunku względnego *R*_o (badania wykonane w KGHM) (Pomiary... 1999)

Fig. 5. Dependence of ceiling PPV twitches speed from sizes of relative load R_o (researches executed in KGHM) (Pomiary... 1999)

Celem opisanych badań był pomiar prędkości drgań stropu w czasie wykonywania robót strzałowych. Nie wykonywano żadnych pomiarów stanu obudowy i stateczności wyrobiska, prowadzono jedynie obserwacje wizualne, które nie wykazywały żadnych zmian w stosunku do stanu pierwotnego.

2.3. Ocena wpływu wstrząsów górotworu na zachowanie się kotwi w kopalniach węgla

W Głównym Instytucie Górnictwa przeprowadzono badania wpływu obciążeń dynamicznych na zachowanie się kotwi (Badania... 2002). Celem badań była obserwacja zachowania się kotwi w czasie występowania wstrząsów górotworu indukowanych eksploatacją górniczą. Zakres badań obejmował następujące pomiary:

- obciążania kotwi,
- rozwarstwienia skał stropowych,
- konwergencji wyrobiska,
- nośności kotwi,
- maksymalnej prędkości drgań górotworu (PPV),
- ciągłości wklejania żerdzi w górotworze.

Do badań wytypowano wyrobiska korytarzowe, w rejonie których rejestrowane były wstrząsy o energiach większych niż 1·10⁴ J. W wyrobiskach tych założono stanowiska pomiarowe obejmujące odcinki długości około 3 m, w których między odrzwiami obudowy podporowej zabudowano kotwie pomiarowe i rozwarstwieniomierz oraz repery do pomiaru konwergencji.

Drugim sposobem realizacji badań było symulowanie wstrząsów za pomocą detonacji materiału wybuchowego w stropie wyrobisk wykonanych w samodzielnej obudowie kotwiowej.

Wykonano badania wpływu naturalnych wstrząsów górotworu na zachowanie się kotwi zabudowanych w następujących wyrobiskach (Badania... 2002):

- w chodniku ścianowym 5 w pokładzie 415/1, kopalni "Halemba",
- w chodniku podścianowym ściany 10, pokład 405/2, kopalni "Sośnica",
- w dowierzchni badawczej w rejonie ściany 3, pokład 502, kopalni "Śląsk",
- w chodniku 10 ściany 9, pokład 510, kopalni "Śląsk".

Badania wpływu wstrząsów wywołanych detonacją materiału wybuchowego na zachowanie się wyrobiska w samodzielnej obudowie kotwiowej przeprowadzono w:

- chodniku Z-1, pokład 413/1+2, kopalni "Jankowice",
- pochylni Z-2, pokład 411/1, kopalni "Jankowice".

Stanowiska pomiarowe do obserwacji zachowania się kotwi w czasie wstrząsów sejsmicznych, generowanych eksploatacją górniczą, zakładano w chodnikach podścianowych przed frontem ścian. Były one wyposażone zazwyczaj w trzy kotwie typu IRAD długości 5,0 m, wklejone odcinkowo (na długości 0,5–1,0 m), między odrzwiami obudowy podporowej, za pomocą nabojów klejowych typu Lokset. Między kotwiami zabudowano repery do pomiaru konwergencji oraz rozwarstwieniomierz mocowany na poziomie 5,0 m od powierzchni stropu. Przykład takiego stanowiska pokazano na rysunku 6.

W okresie prowadzonych badań zarejestrowano wstrząsy, których liczbę i energię podano w tablicy 2.



Rys. 6. Schemat stanowiska pomiarowego zlokalizowanego w chodniku 10 ściany 9, pokł. 510, partia L, KWK Śląsk: 1 – kotew pomiarowa nr 7 RO5, 2 – reper konwergencji nr 1, 3 – rozwarstwieniomierz R, 4 – kotew pomiarowa nr 7R06, 5 – reper konwergencji nr 2, 6 – kotew pomiarowa nr 5, 7 – reper konwergencji nr 3, 8 – kierunek biegu ściany, 9 – podciąg drewniany na stojakach SV

Fig. 6. Schema of measuring positions situated in pavement 10 of wall 9, deck 510, part L, coal mine "Śląsk": 1 – anchor measuring No 7 RO5, 2 – convergence bench mark No 1, 3 – stratify meter R, 4 – anchor measuring No 7 RO6, 5 – convergence bench mark No 2, 6 – anchor measuring No 5, 7 – convergence bench mark No 3, 8 – direction of wall run, 9 – horse head wooden on SV

Kopalnia	Pokład	Okres badań	Liczba wstrząsów o energii rzędu J			
_	wyrodisko	liczba dni	10^{3}	10^{4}	10 ⁵	10 ⁶
Halemba	415/1	17.09-11.12.2002	63	63	2	2
	ch. ściany 5	84	05	05	2	2
Sośnica	405/2	3.09-19.12.2002	76	96	1	0
	ch. ściany 10	106	70	90	1	0
Śląsk –	510	24.09-5.02.2002	102	107	11	0
rejon 1	ch. ściany 9	134	192	107	11	0
Śląsk –	502	25.09-21.01.2003	601	175	20	2
rejon 2	dow. rejon śc. 3	118	091	1/3	38	3

Tablica 2. Wstrząsy zarejestrowane w okresie prowadzenia badań

Uzyskane wyniki pomiarów opracowano w formie tabelarycznej i graficznej (Pomiary... 1999). Ich syntetyczne zestawienie przedstawiono w tablicy 3.

Kopalnia	Pokład, wyrobisko	Maksymalne rozwarstwienie mm	Maksymalna konwergencja mm	Maksymalne obciążenie kotwi, kN	Suma zarejestro- wanej energii sejsmicznej, J
Halemba	415/1				
	ch. ściany 5	158	_	70,3429	$1,5.10^{7}$
Sośnica	405/2				
	ch. ściany 10	30	42	21,8403	$3,1.10^{6}$
Śląsk –	510	22	43	6,6212	$7,3.10^{6}$
rejon 1	ch. ściany 9				
Śląsk –	502				
rejon 2	dow. rejon śc. 3	15	15	3,4029	$1,3.10^{7}$

Tablica 3. Zestawienie wyników pomiarów rozwarstwienia, konwergencji i obciążenia kotwi

Analizując wpływ wstrząsów na zachowanie się kotwi, na mapę naniesiono wszystkie zarejestrowane w rejonie badań wstrząsy o energii większej lub równej 1·10⁴ J oraz zmierzono odległość ich ogniska od stanowiska badawczego, uzyskując maksymalną i minimalną odległość epicentralną wstrząsów, która wynosiła:

- dla chodnika ściany 5 w pokładzie 415/1 kopalni "Halemba": 360 i 60 m,
- dla chodnika ściany 10 w pokładzie 405/2 kopalni "Sośnica": 480 i 10 m,
- dla chodnika ściany 9 w pokładzie 510 kopalni "Śląsk": 460 i 100 m,
- dla dowierzchni w rejonie ściany 3 w pokładzie 502 kopalni "Śląsk": 360 i 70 m.

Następnie przeanalizowano profile litologiczne otworów wiertniczych z rejonów badań, mierząc maksymalną i minimalną odległość hipotetycznych warstw generujących wstrząsy od stanowiska badawczego. Uzyskano maksymalną i minimalną odległość hipocentralną wstrząsów, która wynosiła:

- dla chodnika ściany 5 w pokładzie 415/1 kopalni "Halemba": 382 i 71 m,
- dla chodnika ściany 10 w pokładzie 405/2 kopalni "Sośnica": 481 i 11 m,
- dla chodnika ściany 9 w pokładzie 510 kopalni "Śląsk": 468 i 102 m,
- dla dowierzchni w rejonie ściany 3 w pokładzie 502 kopalni "Śląsk": 406 i 76 m.

Szukając odpowiedzi na pytanie: jak zachowują się kotwie pod wpływem wstrząsów, porównano średnie obciążenie kotwi z sumą zarejestrowanej energii sejsmicznej w poszczególnych okresach pomiarowych. Ten sposób postępowania tłumaczy się przyjęciem założenia, że wstrząsy powodują ruchy górotworu przejawiające się wzrostem rozwarstwienia, konwergencji i obciążenia obudowy. Powyższe wielkości można zmierzyć i dlatego określono zależności empiryczne obciążenia kotwi od sumarycznej energii sejsmicznej zarejestrowanej w rejonie. Uzyskano następujące wyniki (tabl. 4), które przedstawiono graficznie na rysunku 7.



Rys. 7. Zestawienie zależności empirycznych między obciążeniem *x* kotwi a sumaryczną zarejestrowaną energią sejmiczną *y*: 1 – kopalni "Śląsk" (rejon 2), 2 – kopalni "Śląsk" (rejon 1), 3 – kopalni "Sośnica", 4 – kopalni "Halemba"

Fig. 7. Composition empirical dependencies among charge x anchor and total with registered seismic energy y: 1 – coal mine "Silesia" (region 2), 2 – coal mine "Silesia" (region 1), 3 – coal mine "Sośnica", 4 – coal mine "Halemba"

Kopalnia	Pokład wyrobisko	Równanie krzywej regresji	Współczynnik korelacji
Halemba	415/1		
	ch. ściany 5	$y = 5,3669 \ln(x) - 16,756$	$R^2 = 0,7183$
Sośnica	405/2		
	ch. ściany 10	$y = 5 \cdot 10^{-6} \cdot x + 3,3813$	$R^2 = 0,9403$
Śląsk –	510		
rejon 1	ch. ściany 9	$y = 3 \cdot 10^{-6} \cdot x + 0,3929$	$R^2 = 0,9568$
Śląsk –	502		
rejon 2	dow. rejon śc. 3	$y = 0,5984 \ln(x) - 6,6027$	$R^2 = 0,8812$

Tablica 4. Zestawienie zależności empirycznych między obciążeniem ł	cotwi
a sumaryczną zarejestrowaną energią sejsmiczną	

x – energia sejsmiczna, J; y – obciążenie kotwi, kN.

Przeprowadzona analiza wykazała, że wyniki badań uzyskane w kopalni "Halemba" znacznie różnią się od pozostałych. Spowodowane to zostało następującymi uwarunkowaniami:

- w kopalni "Halemba" mierzenie obciążenia kotwi rozpoczęto 30 m przed frontem ściany, pomiary zakończono w odległości 212 m za frontem, czas trwania pomiarów wynosił 84 dni,
- w kopalni "Sośnica" mierzenie obciążenia kotwi rozpoczęto 253 m przed frontem ściany, pomiary zakończono w odległości 10 m przed frontem, czas trwania pomiarów wynosił 108 dni,

- w kopalni "Śląsk" w rejonie 1, mierzenie obciążenia kotwi rozpoczęto 289 m przed frontem ściany, pomiary zakończono w odległości 110 m przed frontem, czas trwania pomiarów wynosił 86 dni,
- w kopalni "Śląsk" w rejonie 2, mierzenie obciążenia kotwi rozpoczęto 91 m przed frontem ściany, pomiary zakończono w odległości 21 m przed frontem, czas trwania pomiarów wynosił 88 dni.

Z powyższego zestawienia wynika, że wszystkie pomiary obciążenia kotwi zostały rozpoczęte i zakończone przed frontem ściany. Wyjątek stanowi KWK Halemba, w której pomiary prowadzono za ścianą, gdy front znajdował się w odległości 212 m. Obciążenie kotwi zostało spowodowane głównie deformacjami chodnika związanymi z prowadzoną eksploatacją w ścianie 5. Potwierdzeniem tej tezy są również obserwacje wizualne i wyniki pomiarów rozwarstwienia skał stropowych chodnika ściany 5 (tabl. 3), które są co najmniej pięciokrotnie większe od największego rozwarstwienia w pozostałych wyrobiskach.

Mając na uwadze powyższe stwierdzenia, należy uznać, że wyniki pomiarów z KWK Halemba są mało wiarygodne, głównie dlatego, że były prowadzone za frontem ściany. W pozostałych trzech wyrobiskach pomiary wykonywano przed frontem ściany.

2.4. Wyniki badań wpływu obciążeń dynamicznych spowodowanych detonacją materiału wybuchowego na stateczność wyrobisk wykonanych w samodzielnej obudowie kotwiowej

Badania przeprowadzono w dwóch rejonach kopalni "Jankowice". Rejon I był zlokalizowany na skrzyżowaniu chodnika nadścianowego wykonanego w samodzielnej obudowie kotwiowej ze ścianą Z-1 w pokładzie 413/1+2. Chodnik ten był likwidowany za frontem ściany. Jego zawał był wymuszany za pomocą detonacji materiałem wybuchowym. W rejonie strzelań do wystających z górotworu kotwi przykręcono geofony, które mierzyły maksymalne prędkości drgań stropu (*PPV*) w czasie kolejnych strzelań. Ponadto w miejscu, gdzie wywiercono otwory strzałowe znajdował się wskaźnik niskiego i wysokiego rozwarstwienia zamocowany 2,7 i 5,1 m ponad pułapem wyrobiska. Obok wskaźnika rozwarstwienia znajdował się gumowy dynamometr krążkowy do pomiaru obciążenia kotwi zamocowany 2,5 m od po-wierzchni stropu (rys. 8).

W czasie przeprowadzonych badań odpalono trzy otwory. Otwór strzałowy nr 1 wywiercony został pod kątem 45 stopni w kierunku calizny węglowej. W wyniku odpalenia 2,5 kg materiału wybuchowego nastąpiło zniszczenie siatki między okładzinami profilowanymi (fot. 1). Otwory strzałowe nr 2 i 3 nachylone były w kierunku zrobów ściany. Ich odpalenie spowodowało zniszczenie ciągłości górotworu stropowego i zawał chodnika nadścianowego ściany Z-1. W czasie odpalania kolejnych otworów mierzono prędkości drgań stropu *PPV*. Pomiary wykonywano w trzech kierunkach, równoległym do osi wyrobiska (składowa *X*), prostopadłym do osi wyrobiska (składowa *Z*). Z powyższych wartości składowych wyznaczono wypadkową wartość *PPV*. Uzyskane wyniki przedstawiono w tablicy 5.





Rys. 8. Schemat rozmieszczenia otworów strzałowych i aparatury pomiarowej w trakcie strzelań badawczych w chodniku Z-1, pokł. 413/1+2, kopalni "Jankowice": G1, G2, G3, G4 – geofony, 1, 2, 3 – otwory strzałowe, D – dynamometr krążkowy, R – rozwarstwieniomierz

Fig. 8. Schema of distributions of openings blasting and measuring apparatuses in road of investigative shots in pavement Z-1, deck 413/1+2, coal mine "Jankowice": G1, G2, G3, G4 – geophone, 1, 2, 3 – blasting openings, D – disc dynamometer, R – stratify meter



Fot. 1. Strop po odpaleniu 2,5 kg materiału wybuchowego w chodniku Z-1, pokład 413/1+2, kopalni "Jankowice"; na pierwszym planie: gumowy dynamometr krążkowy i geofon

Photo 1. Ceiling after lighting 2,5 kg of material in Z-1 pavement, deck 413/1+2, coal mine "Jankowice". on first plan elastic disc dynamometer and geophone

Ny goofony odlo		Strzelanie 1		Strzelanie 2		Strzelanie 3	
Nr geolonu – oule-	Rodzaj	2,5	kg MW	3,75 kg MW		5 kg MW	
giose ou otworu	składowej	PPV	PPV	PPV	PPV	PPV	PPV
strzałowego		mm/s	wypadkowe	mm/s	wypadkowe	mm/s	wypadkowe
G1 – 1,0 m	Z	32,06		31,38		31	
	X	70,56	83,61	71,44	95,82	66,09	96,65
	Y	31,38		55,63		63,34	
G2 – 3,5 m	Ζ	8,72		61,66		54,66	
	X	41,94	43,17	55,19	70,21	39,13	82,94
	Y	5,38		38,63		48,59	
G3 – 7,5 m	Z	66,44		32,19		49,28	
	X	36,16	36,16	25,41	52,89	40,31	81,87
	Y	75,63		33,41		51,47	
G4 – 9,0 m	Z	4,03		1,97		1,81	
	X	0,00	4,88	2,22	3,1	3,72	4,32
	Y	2,75		0,91		1,25	

Tablica 5. Wyniki pomiarów maksymalnej prędkości drgań stropu PPV

Odpalenie ładunków materiału wybuchowego doprowadziło do powstania szczelin w górotworze, o sumarycznym rozwarciu około 40 mm. Odspojony górotwór spowodował dodatkowe obciążenie kotwi siłą 3 kN. Zmierzona maksymalna wypadkowa prędkość drgań wynosiła około 97 mm/s.

Zgodnie z metodyką opisaną w rozdziale 2.2, korzystając z danych pomiarowych zawartych w tablicy 5 podjęto próbę znalezienia związku między amplitudą prędkości drgań stropu a wielkością ładunku materiału wybuchowego i odległości od miejsca jego odpalenia. Uzyskano empiryczną zależność o współczynniku korelacji $R^2 = 0.8237$ określoną wzorem (rys. 9)

$$y = 33,161 \ln(x) + 66,439 \tag{10}$$

gdzie:

- y maksymalna prędkość drgań stropu PPV, mm/s;
- x iloraz masy ładunku materiału wybuchowego Q [kg] i odległości od miejsca odpalenia r [m].

Rejon II był zlokalizowany w pochylni Z-2 wykonanej w samodzielnej obudowie kotwiowej w pokładzie 411/1 kopalni "Jankowice". W odległości 107 m od czoła ściany Z-2 w środku szerokości wyrobiska wywiercono w stropie otwór strzałowy długości 9,8 m, który został załadowany 5 kg metanitu specjalnego. Otwór został wypełniony na długości 5,4 m materiałem wybuchowym, a pozostałą jego cześć (4,4 m) wypełniono przybitką z gliny. Z jednej i drugiej strony otworu zamocowano na kotwiach geofony do pomiaru *PPV*. Ponadto na kotwiach, na których były zamocowane geofony oraz dodatkowo na dwóch kotwiach wykonano testy nośności oraz badania ciągłości wklejenia żerdzi w górotworze przed i po strzelaniu (rys. 10). W czasie odpalania materiału wybuchowego pomierzono maksymalne prędkości drgań stropu *PPV*. Uzyskane wyniki przedstawiono w tablicy 6.



Rys. 9. Zależność *PPV* od wielkości względnego *R_o*Fig. 9. *PPV* dependence from relative sizes *R_o*

Nr geofonu – odległość	Rodzaj	Strzelani	ie – 5 kg MW
od otworu strzałowego	składowej	PPV, mm/s	PPV wypadkowe
G1 – 2,7 m	Z	9,19	
	X	14,06	19,8
	Y	9,06	
G2 – 0,5 m	Z	26,16	
	X	30,06	48,45
	Y	27,55	
G3 – 0,5 m	Z	30,16	
	X	31,47	51,74
	Y	27,88	
G4 – 1,6 m	Z	16,56	
	X	19,19	29,84
	Y	15,75	

Tablica	6.	Wyniki	pomiarów	PPV
---------	----	--------	----------	-----



Rys. 10. Sposób badania obudowy kotwiowej w pochylni Z-2, pokład 411/1: a – odstęp między kotwiami w rzędzie; a $\leq 1,1$ m, d – odstęp między rzędami kotwi; d $\leq 1,3$ m, do – odległość między kotwiami ociosowymi; do $\leq 1,3$ m, Lc – całkowita długość kotwi; Lc $\geq 2,2$ m, Loc – długość całkowita kotwi ociosowych; Loc $\geq 1,8$ m, Ls – długość kotwi w górotworze; Ls $\geq 2,1$ m, OS – otwór strzałowy, $\mathbb{O}-\mathbb{O}$ – numery badanych kotwi

Fig. 10. Manner research of anchor casing in Z-2 incline, deck 411/1: a – distance between anchor in line; a $\leq 1,1$ m, d – distance between anchor lines; d $\leq 1,3$ m, do – distance between anchor side-wall; do $\leq 1,3$ m, Lc – entire anchor length; Lc $\geq 2,2$ m, Loc – entire anchor side-wall length; Loc $\geq 1,8$ m, Ls – anchor length in orogene; Ls $\geq 2,1$ m, OS – blasting opening, $\bigcirc -$ numbers anchor investigated

Detonacja materiału wybuchowego spowodowała powstanie wyrwy w stropie o głębokości 0,2 m oraz wygięcie siatki między okładzinami (fot. 2).



Fot. 2. Strop po odpaleniu 5 kg materiału wybuchowego w pochylni Z-2, pokład 411/1, kopalni "Jankowice"

Photo 2. Ceiling after lighting 5 kg of material in Z-2 incline, deck 411/1, coal mine "Jankowice"

Testy nośności wykonane na sześciu kotwiach przed i po strzelaniu wykazały, że przy obciążeniu kotwi siłą wyrywająca równą 120 kN przed i po strzelaniu, żadna z nich nie wysunęła się z otworu, czyli nie nastąpiło naruszenie połączenia kotwi z górotworem. Badania ciągłości wklejania kotwi przed i po strzelaniu również nie wykazały żadnych zmian.

Tak jak powyżej, na podstawie danych zawartych w tablicy 6, podjęto próbę znalezienia związku między amplitudą prędkości drgań stropu a masą ładunku materiału wybuchowego i odległości od miejsca jego odpalenia. Uzyskano empiryczną zależność o współczynniku korelacji $R^2 = 0,9918$ określoną wzorem (rys. 11).

$$y = 17,82 \ln(x) + 18,71 \tag{11}$$

gdzie:

- y amplituda prędkości drgań stropu, mm/s;
- x iloraz wielkości ładunku materiału wybuchowego Q, kg i odległości od miejsca odpalenia r, m.

Pozytywny wynik testów nośności wykazał, że odpalenie w pobliżu obudowy kotwiowej 5 kg materiału wybuchowego, powodujące drgania stropu w granicach 50 mm/s, nie naruszyło połączenia kotwi z górotworem. Uszkodzenie siatki opinającej strop spowodowane zostało "wydmuchaniem" otworu strzałowego.

Wartości *PPV* uzyskane podczas badań w rejonach I i II dla tego samego ładunku względnego $R_o = 3$ kg/m wynosiły:

- rejon I PPV = 103 mm/s (rys. 9),
- rejon II PPV = 38 mm/s (rys. 11).



Rys. 11. Zależność *PPV* od wielkości ładunku względnego R_o

Fig. 11. PPV dependence from relative load sizes Ro

Z powyższego porównania wynika, że wartości *PPV* zmierzone w rejonie I były 2,7 raza większe od wartości *PPV* zmierzonych w rejonie II. Tłumaczyć to można jedynie warunkami prowadzenia eksperymentu i różnicami we własnościach geomechanicznych górotworu.

PODSUMOWANIE

Analiza dotychczasowych badań dołowych wpływu obciążeń dynamicznych na zachowanie się kotwi, pozwala na podanie następujących stwierdzeń:

- Liczne przypadki wyrzucania lub wypchania mas skalnych do wyrobiska podczas tąpnięcia w kopalniach RPA, Kanady i Chile spowodowały, że podjęto prace zmierzające do opanowania tego zjawiska. W celu określenia czy jest konieczne podparcie, czy zahamowanie przemieszczania się skał do wyrobiska, przyjęto koncepcję przemieszczania bloku skalnego pod wpływem zewnętrznego impulsu. Za podstawę do scharakteryzowania niszczącego potencjału wyrzutu skał do wyrobiska przyjęto prędkość wyrzutu. Sugerowano (Ortlepp 1994), że obudowa powinna wytrzymać prędkości przesuwu mas skalnych równe 3 m/s i większe. Dwudziestoletnie prace doprowadziły do zastosowania kotwiowej obudowy zaporowej w kopalniach rud miedzi w Chile i kotwi stożkowych (*Cone Bolt*) w kopalniach RPA oraz Kanady, charakteryzujących się zakresem upodatnienia wynoszącym 0,5 m, przy prędkości obciążenia 12 m/s (Wojno 1994).
- 2. Badania wpływu niszczących obciążeń dynamicznych na wyrobisko podziemne zostały zapoczątkowane w latach siedemdziesiątych ubiegłego wieku. Cechują się

one dużą różnorodnością w podejściu badawczym i zamierzonych celów. Zgodnie z podanymi w publikacjach kryteriami, próg szkodliwości oddziaływań dynamicznych na ośrodek skalny zawiera się w przedziale PPV = 0,2-0,4 m/s, natomiast całkowite zniszczenie wyrobiska następuje przy PPV>0,9 m/s (Kidybiński 1999).

- 3. W celu sprawdzenia podawanych w literaturze światowej wartości PPV w warunkach kopalń LGOM dokonano obserwacji w jednym z oddziałów eksploatacyjnych kopalni "Polkowice-Sieroszowice" (Grzybek i inni 2000). W wyniku przeprowadzonych badań określono zależności prędkości drgań górotworu od gęstości energii sejsmicznej, odległości epicentralnej i energii sejsmicznej (zależność (2)). Maksymalna pomierzona prędkość drgań wynosiła 0,197 m/s i pochodziła od wstrząsu o energii 5,5·10⁵ J z odległości 64 m. W przypadku żadnego z zarejestro-wanych wstrząsów, nie odnotowano skutków w wyrobisku czy to w postaci tąpnięć, czy obwałów. Wadą prowadzonych pomiarów był brak rejestracji zjawisk sejsmicznych, które spowodowały zniszczenie lub uszkodzenie wyrobisk oraz nieznajomość lokalizacji hipocentralnej ognisk wstrząsów.
- 4. W kopalniach LGOM przeprowadzono również pomiary prędkości drgań stropu *PPV*, które były rejestrowane w czasie wykonywania robót strzałowych (Pomiary... 1999). W sumie wykonano badania na siedmiu poligonach badawczych, na których pomierzono drgania w 20 punktach. Drgania stropu mierzono głównie w odległości 8 i 16 m od przodka, w którym prowadzono roboty strzałowe. Autorzy cytowanych badań stwierdzili, że maksymalne prędkości drgań *PPV* na 8 metrze i dalszych nie przekroczyły wartości 100 mm/s. W miarę wzrostu odległości wartości *PPV* zmniejszały się.

Dynamika i charakter takich drgań zależą od wielu czynników, z których najważniejszymi są: wielkość odpalanego ładunku materiału wybuchowego, przypadająca na zwłokę czasową, odległość wyrobiska od źródła drgań, współczynnik (lub funkcja) tłumienia drgań, technika i sposób strzelania, rodzaj materiału wybuchowego, budowa geologiczna ośrodka skalnego (w szczególności stropu bezpośred-niego). Wykorzystując doświadczenia górnictwa odkrywkowego (Onderka, Śleziak 1995) autor niniejszej publikacji podjął próbę znalezienia empirycznego związku między maksymalną prędkości drgań stropu a wielkością ładunku materiału wybuchowego względnego i odległością od miejsca jego odpalenia. Na podstawie wyników zawartych w tablicy 1 uzyskał zależność (9) (rys. 5)

$$y = 61,909\ln(x) + 128$$

gdzie:

- y maksymalna prędkości drgań stropu, y = PPV, mm/s;
- x iloraz wielkości ładunku materiału wybuchowego na zwłokę Q_z , kg i odległości od miejsca odpalenia r, m, gdzie

$$x = \frac{Q_z^2}{r}$$

- 5. Badania zachowania się kotwi w kopalniach węgla wykonano w czterech chodnikach w rejonach, w których występowały wstrząsy o energiach większych od 1.10⁴ J. Polegały one na pomiarach obciążenia kotwi oraz obserwacji zachowania się górotworu i obudowy podporowej.
- 6. W trakcie pomiarów w rejonach prowadzonych badań zarejestrowano:
 - w kopalni "Halemba" 130 wstrząsów o sumarycznej energii sejsmicznej 1,5·10⁷ J,
 - w kopalni "Sośnica" 172 wstrząsy o sumarycznej energii sejsmicznej 3,1·10⁶ J,
 - w kopalni "Śląsk" rejon 1 310 wstrząsów o sumarycznej energii sejsmicznej 7,3·10⁶ J,
 - w kopalni "Śląsk" rejon 2 908 wstrząsów o sumarycznej energii sejsmicznej 1,3·10⁷ J,

Żaden z zarejestrowanych wstrząsów nie spowodował widocznych uszkodzeń wyrobisk.

- 7. Zakładając, że wstrząsy powodują ruchy górotworu przejawiające się wzrostem rozwarstwienia skał, konwergencji i obciążenia obudowy znaleziono empiryczne zależności funkcyjne obciążenia kotwi od sumarycznej energii sejsmicznej zareje-strowanej w rejonie stanowiska badawczego. Z uzyskanych zależności wynika, że sumaryczna energia wyemitowana przez górotwór (punkt 6) spowodowała średni wzrost obciążenia kotwi:
 - w kopalni "Sośnica" o 19 kN,
 - w kopalni "Śląsk" rejon 1, o 6 kN,
 - w kopalni "Śląsk" rejon 2, o 3 kN.
- 8. Rejestrowana energia sejsmiczna w hipocentrum wstrząsu nie jest jednoznacznym parametrem charakteryzującym stan zagrożenia tąpnięciem w wyrobisku.
- 9. W kopalni "Jankowice", w dwóch chodnikach, przeprowadzono badania wpływu wstrząsów wywołanych detonacją materiału wybuchowego na zachowanie się wyrobiska wykonanego w samodzielnej obudowie kotwiowej. Uzyskano następujące wyniki:

Rejon I

- maksymalna wypadkowa prędkość drgań stropu *PPV* przy odpaleniu 5 kg materiału wybuchowego wyniosła 97 mm/s w odległości 1,0 m od miejsca odpalenia,
- maksymalne rozwarstwienie skotwionego stropu wyniosło 40 mm,
- wizualnym efektem oddziaływania detonacji materiału wybuchowego na obudowę kotwiową było wyrwanie siatki opinającej strop między okładzinami w miejscu wykonania otworu strzałowego.

Rejon II

- maksymalna wypadkowa prędkości drgań stropu *PPV* przy odpaleniu 5 kg materiału wybuchowego wyniosła 52 mm/s w odległości 0,5 m od miejsca odpalenia,
- kotwie zachowały swoją funkcję po strzelaniu nie nastąpiła utrata nośności i ciągłości wklejania,

 wizualnym efektem oddziaływania detonacji materiału wybuchowego na obudowę kotwiową było wyrwanie siatki opinającej strop między okładzinami w miejscu wykonania otworu strzałowego.

Porównując uzyskane wyniki stwierdzono, że pomierzone wartości *PPV*, były 2,7 raza większe w rejonie I niż w rejonie II. Różnicę można tłumaczyć warunkami prowadzenia eksperymentu oraz odmiennymi własnościami geomechanicznymi górotworu.

10. Przeprowadzone po raz pierwszy w polskim górnictwie węglowym badania dołowe zachowania się kotwi, które poddawane były obciążeniom dynamicznym od wstrząsów sejsmicznych wywołanych eksploatacją górniczą i detonacją materiału wybuchowego stanowią podstawę do prowadzenia dalszych badań, w celu opracowania systemów obudowy wyrobisk korytarzowych, pozwalających na ograniczenie szkód spowodowanych tąpaniami.

Literatura

- 1. Badania dołowe wpływu wstrząsów na zachowanie się kotwi w kopalniach węgla (2002): Dokumentacja pracy statutowej GIG o numerze 12020202-143. Katowice (niepublikowana).
- 2. Bugajski W., Katulski A., Siewierski S. (1995): Wstępna ocena wpływu wstrząsów sejsmicznych na stateczność wyrobisk w obudowie kotwiowej w kopalniach miedzi. Prace Naukowe GIG, Seria Konferencje nr 1.
- 3. Grzybek W., Kosior A., Pytel W. (2000): Ocena wpływu wstrząsów sejsmicznych na stateczność wyrobisk górniczych na podstawie rzeczywistych wartości prędkości drgań ośrodka. XXIII Zimowa Szkoła Mechaniki Górotworu. Wrocław.
- 4. Kaiser P.K. (1993): Keynote adress: Support of tunnels in burst-prone ground toward a rational design methodology. Rockburst and Seismicity in Mines. Rotterdam, Young (ed.) Balkema.
- 5. Kidybiński A., Smołka J., Nierobisz A., Rojas E. (1995): *Rozwiązania systemów obudowy kotwiowej stosowane w kopalni El Teniente dla ochrony wyrobisk przed skutkami tąpań*. Prace Naukowe GIG, Seria Konferencje nr 1.
- 6. Kidybiński A. (1999): Kryteria uszkodzenia lub zniszczenia wyrobisk korytarzowych *i komorowych wskutek wstrząsów*. Bezpieczeństwo Pracy i Ochrona Środowiska w Górnictwie nr 5.
- 7. Nierobisz A. (1999): Zastosowanie kotwi w warunkach obciążeń dynamicznych. Bezpieczeństwo Pracy i Ochrona Środowiska w Górnictwie nr 4.
- 8. Określenie wpływu robót strzałowych związanych z drążeniem zbiornika zasobnikowego na poziomie IV na stateczność obudowy murowej zbiornika wyrównawczego węgla poz. IV (2002). Praca badawczo-usługowa GIG o numerze 41101112-143. Katowice (niepublikowana).
- 9. Onderka Z., Śleziak J. (1995): *Wyznaczanie promienia strefy szkodliwych drgań parasejsmicznych przy strzelaniu w kopalniach odkrywkowych*. Bezpieczeństwo Pracy i Ochrona Środowiska w Górnictwie nr 3.
- 10. Ortlepp W.D. (1994): Grouted rock-studs as rockburst support: A simple design approach and effective test procedure. The Journal of The South African Institute of Mining and Metallurgy, February.

- 11. Pomiary prędkości drgań stropu (PPV) prowadzenia robót strzałowych w ZG Lubin, ZG Polkowice-Sieroszowice i ZG Rudna (1999). Praca badawczo-usługowa GIG o numerze 41146039-120. Katowice (niepublikowana).
- 12. Szczerbiński J., Mirek A. (2002): *Prawne uregulowania prowadzenia robót górniczych w warunkach zagrożenia tąpaniami*. Materiały Międzynarodowego Sympozjum Naukowo-Technicznego Tąpania 2002. Katowice, GIG.
- 13. Wojno L. (1994): Doświadczenia z zakresu stosowania obudowy kotwiowej w kopalniach Republiki Południowej Afryki. Szkoła Eksploatacji Podziemnej. Kraków, CPPGSMiE PAN.
- 14. X.Yi., Kaiser P.K. (1994): Impact testing for rockbolt design in rockburst conditions. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr. Vol. 31, No. 6.

Recenzent: prof. dr hab. inż. Antoni Kidybiński