

PRACE NAUKOWE GIG

GÓRNICTWO I ŚRODOWISKO

MINING & ENVIRONMENT

RESEARCH REPORTS	Quarterly
KWARTALNIK	4



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 Drzęźła, 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*

Komitety Kwalifikacyjno-Opiniotwórcze: *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 Rulka, 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 Górniczego, 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

WYSTĄPIENIE NACZELNEGO DYREKTORA GŁÓWNEGO INSTYTUTU
GÓRNICTWA Z OKAZJI DNIA GÓRNIKA

Panie, Panowie, Dostojni Goście, Drogie Koleżanki i Koledzy

Czujemy się wyróżnieni tym, że w polskim kalendarzu jest taki dzień jak 4 grudnia – dzień Świętej Barbary patronki górników – w którym możemy razem z całym środowiskiem górniczym obchodzić święto górniczego stanu. Chcę wyraźnie podkreślić, że jesteśmy z tego dumni, że Główny Instytut Górnictwa, nie tylko ze swojej historycznej nazwy, ale przede wszystkim z tego co udowadnia swoją solidną, codzienną pracą należy do rodziny polskich górników. To liczna i mocna siła oraz duchem rodzina ponad 200 tysięcy pracowników kopalń węgla kamiennego, brunatnego, rud miedzi, cynku i ołowiu, soli, surowców skalnych, ropy naftowej i gazu i innych surowców mineralnych. Satysfakcją napawa nas fakt, że w mijającym 2004 roku wykonaliśmy blisko 3000 różnego rodzaju prac właśnie dla polskich zakładów górniczych, potwierdzając to, że jesteśmy im potrzebni, szczególnie w sytuacjach trudnych, że zawsze mogą liczyć na naszą wiedzę, doświadczenie i wszechstronną pomoc.

Coroczne, grudniowe, górnicze święto „Barbórka” to nie tylko przywilej środowiska górniczego lecz przede wszystkim tradycja mająca głęboki sens w możliwości wzajemnego spotkania się nie tylko we własnym gronie, lecz także razem z naszymi gośćmi, przyjaciółmi i sympatykami, z jubilatami i emerytowanymi pracownikami Instytutu. To święto to także okazja do przedstawienia najważniejszych osiągnięć Instytutu uzyskanych w mijającym roku i to wreszcie wskazanie naszej drogi rozwoju na najbliższe lata.

Spotykamy się praktycznie tuż przed końcem 2004 roku, który dla naszego kraju można z całym przekonaniem nazwać rokiem historycznym. W tym bowiem roku z dniem 1 maja staliśmy się pełnoprawnym członkiem Unii Europejskiej. Można postawić ważne pytanie – co fakt ten oznacza dla nas ? Osobiście jestem głęboko przekonany, że fakt ten to dla polskiej nauki, w tym także dla Głównego Instytutu Górnictwa, to wielka szansa włączenia się w nurt naukowego życia Europy – to możliwość stania się aktywnym członkiem Europejskiej Przestrzeni Badawczej. Czy potrafimy – a może już potrafiliśmy – z tej szansy skorzystać ? Sceptycy z naszego otoczenia twierdzą, że górnictwo nie jest i nie będzie żadnym priorytetem w programach badawczych UE. Pozwólcie zatem Państwo, że może nietypowej i nie najważniejszej w skali kraju relacji Unia Europejska – GIG poświęcę nieco więcej miejsca w moim okolicznościowym wystąpieniu – po to aby powyższemu stwierdzeniu zaprzeczyć.

Mam wielką satysfakcję i serdecznie dziękuję tym wszystkim pracownikom Instytutu, którzy dali się porwać nurtowi europejskich wyzwań naukowych – wykazując twórczą aktywność w przygotowaniu, składaniu i realizacji europejskich projektów badawczych – aktywność uczestniczenia w różnego typu przedsięwzięciach europejskiej nauki. Instytut nasz w dniu dzisiejszym może poszczycić się wynikami, które stawiają go w krajowej czołówce polskich jednostek naukowo-badawczych. Składa się na nie:

- 16 projektów realizowanych w ramach 5 i 6 Programu Ramowego UE,
- 3 projekty realizowane z Funduszu Badawczego Europejskiej Wspólnoty Węgla i Stali,
- udział w 3 europejskich sieciach naukowo-tematycznych wypracowujących przyszłe propozycje badawcze.

Jednak szczególnym optymizmem napawa nas fakt, że 22 kolejne, dobrze przygotowane projekty oczekują na rozpatrzenie już w Brukseli lub zostaną wysłane tam wkrótce; termin upływa za kilka dni, w dniu 8 grudnia 2004 roku.

Mówiąc o projektach, które aktualnie realizujemy, przy czym niektóre z nich są już w fazie finalnej, chciałbym podkreślić, że takie projekty jak: RECOPOL, AIRPIPE, ARAMIS, RESCUE, MASURIN należą do projektów kluczowych w wymiarze europejskim. Dotyczą one sfery bezpieczeństwa przemysłowego, ochrony środowiska przed emisją CO₂, przywrócenia wartości terenom poprzemysłowym, w szczególności pogórnictwem.

Spośród realizowanych w Instytucie projektów europejskich chciałbym zwrócić także uwagę na uzyskany w ostatnich miesiącach 2004 roku projekt o nazwie WATERNORM, który polega na wzajemnej wymianie pracowników naukowo-badawczych europejskich instytucji realizujących spójną tematykę badawczą dotyczącą wód (także wód kopalnianych). Projekt ten ma na celu, między innymi, zwiększenie mobilności europejskich naukowców, uaktywnienie ich wzajemnych kontaktów, a przez to generowanie dalszych wspólnych inicjatyw i tematów badawczych. To bardzo cenny projekt dla naszych pracowników, zarówno młodych, jak i doświadczonych badaczy.

Tak więc europejskie szanse nadal będą priorytetem w naszej strategii. Należy sobie tylko tego życzyć, aby obecny 2004 rok i następne lata, widziane jako czas bardziej intensywnych kontaktów z licznymi europejskimi instytucjami naukowymi, przynosiły nam twórcze doświadczenia w opanowaniu europejskich standardów badawczych, technicznych i finansowych, a przede wszystkim aby utrwaliły wśród współpracujących z nami instytucji opinię Głównego Instytutu Górnictwa jako solidnego i merytorycznie rzeczowego partnera w realizacji nowych, innowacyjnych i trudnych zadań badawczych.

Przedstawiając rozwijający się w Instytucie europejski nurt badawczy, chciałbym podkreślić znaczące zaangażowanie się Instytutu w działania związane z tworzeniem klimatu i bazy dla rozwoju tematyki dotyczącej gospodarki wodorowej w Europie i w Polsce. Przez czynny udział naszych pracowników mamy szansę uczestniczenia w międzynarodowym zespole tworzącym założenia jednego z dwóch projektów europejskich w tym zakresie, o nazwie HYDROGEN. Uważamy, że węgiel kamienny, a także brunatny może być bazą dla rozwoju sfery badawczej w zakresie produkcji wodoru z paliwa węglowego, a w przyszłości rozwoju w Polsce wysokowydajnej, niskoemisyjnej i czystszej energetyki węglowej.

Konieczne jest jednak, aby nasz kraj, także na poziomie deklaracji i działań rządowych, w jasny sposób wyrażał determinację, wykazując, że zależy nam, w sposób szczególny, na ulokowaniu układu demonstracyjnego wspomnianego projektu technologicznego HYDROGEN w Polsce. Inaczej zostaniemy tylko zaproszeni do realizacji tego projektu w innym – niekoniecznie „węglowym” kraju Europy. O tych sprawach mówiliśmy, między innymi, w czasie wizyty Pana Premiera Rządu RP Marka Belki w Głównym Instytucie Górnictwa w Kopalni Doświadczalnej „Barbara” w październiku 2004 roku. O takie wsparcie chciałbym prosić naszych dostojnych Gości – przedstawicieli rządu i parlamentu. Proszę nam uwierzyć, że europejska i światowa gospodarka wodorowa to wielka szansa dla rozwoju Polski, to przede wszystkim olbrzymia szansa na technologiczny rozwój dla Śląska.

Kontynuując przedstawianie europejskich aspektów w naszej działalności w 2004 roku pozwolę sobie wymienić fakt uzyskanie przez GIG w dniu 7 maja uprawnień Jednostki Notyfikowanej w Unii Europejskiej w obszarze trzech ważnych, nie tylko dla

polskiego górnictwa, ale także dla polskiego przemysłu dyrektyw: Przeciwwybuchowej ATEX, Materiały wybuchowe dla celów cywilnych i Maszynowej. Dzięki odpowiednio wcześniej podjętym pracom przygotowawczym zarówno merytorycznym, jak i inwestycyjnym, nasze laboratoria są prawdziwymi, a nie papierowymi, kompetentnymi i na poziomie europejskim laboratoriami pracującymi nad procesami związanymi z certyfikacją maszyn, urządzeń i materiałów w ramach uprawnień notyfikacyjnych Jednostki Notyfikowanej.

Ostatnie dni listopada to także nasze europejskie sukcesy w sferze wynalazczości. Niedawno jedno z naszych urządzeń pomiarowych o nazwie „Laserowe czujniki monitoringu drgań i wychyleń na terenach poddanych wpływom górniczym i sejsmicznym” uzyskało Medal Europejski przyznawany przez BCC i Urząd Komitetu Integracji Europejskiej, a na 53 Międzynarodowych Targach Wynalazczości, Badań Naukowych i Nowych Technik „Bruxells Eureka 2004” rozwiązanie to zostało wysoko ocenione przez Międzynarodowe Jury i otrzymało złoty medal, a zespół badawczy GIG uzyskał nagrodę Ministra Rządu Walońskiego w Belgii za europejski wkład w sferę wynalazczości.

Unia Europejska to jednak nie tylko same sukcesy. Doświadczenia 7 miesięcy naszego działania na wolnym europejskim rynku usług naukowo-badawczych wskazują, że jest to rynek bardzo trudny. Niestety nie udało się nam samodzielnie „wystartować” w przetargach publicznych ze sfery naszej działalności w krajach UE i wygrać jakiś – chociaż zakładaliśmy takie działania. Brakuje nam jeszcze dobrego systemu informacyjnego, europejskiego marketingu i chyba doświadczenia jak skutecznie to robić. Tym niemniej jesteśmy dobrej myśli na przyszłość.

Jestem przekonany, że te wszystkie europejskie sukcesy, o których mówiłem, nie byłyby możliwe gdyby nie nasi pracownicy – ludzie mądrzy, ludzie z inicjatywą, chętni do pracy i tworzący specyficzny klimat pracy charakterystyczny dla naszego Instytutu. Dobrze wiem, że to ludzie są najcenniejszym kapitałem firmy i polityka którą konsekwentnie realizujemy i będziemy nadal realizować w tym zakresie uwzględnia ten priorytet. Instytut w sposób szczególny dba o rozwój naukowy swoich pracowników i prowadzi racjonalną wymianę pokoleniową kadry. Nadmienię, że w mijającym 2004 roku przyjęliśmy do Instytutu 22 osoby, w większości młodych pracowników, stawiając im wysokie wymagania merytoryczne, w tym językowe. To oni wnoszą nowe idee, witalność i nowatorskie podejście do rozwiązywanych problemów. W realizacji takiej polityki widzimy budowanie solidnego fundamentu dla przyszłości Instytutu.

Widząc tutaj na sali dyrektorów i przedstawicieli instytucji, z którymi GIG wspólnie tworzy zarówno sieć instytutów o nazwie – Zintegrowany Instytut Naukowo-Technologiczny, jak i Centrum Zaawansowanych Technologii (CZT) w obszarze „Energia–Środowisko–Zdrowie” – muszę wspomnieć i podkreślić szczególną aktywność Instytutu w 2004 roku na rzecz konsolidacji polskiej nauki, tworzenia szans w pozyskiwaniu środków z Funduszy Strukturalnych. Temat ten jest sam w sobie szeroki i nie będę go rozwijał, podkreślę jednak, że uzyskanie statusu CZT, w którym GIG jest instytucją wiodącą i znalezienie się w elitarnej grupie około 20 polskich Centrów jest na pewno naszym znaczącym sukcesem merytorycznym i organizacyjnym w mijającym roku. Do sukcesów zaliczyłbym także uzyskanie statusu Centrum Doskonałości w zakresie „Wspomagania informatycznego zarządzania środowiskiem na rewitalizowanych terenach przemysłowych”.

Kończąc moje wystąpienie chciałbym zadeklarować, że Główny Instytut Górnictwa będzie nadal w sposób racjonalny łączył swoją służbę na rzecz polskiego przemysłu górniczego, szczególnie w coraz bardziej złożonej sferze bezpieczeństwa pracy,

nowych technologii oraz ochrony środowiska na terenach górniczych i pogórnich. Będziemy nadal służyć polskiemu przemysłowi i gospodarce z nadzieją na coraz szersze usługi badawcze na rzecz MŚP. Chcemy być użytecznymi dla całej Polski, a dla naszego śląskiego regionu w szczególności – dla jego miast, wsi i gmin.

Stąd wyjątkowo cieszy nas jako ludzi żyjących w bezpośrednim otoczeniu górnictwa, szczególnie bliskiego nam górnictwa węgla kamiennego, że wyraźnej poprawie uległa sytuacja finansowa tej branży. Znajduje to także swój wyraz w naszych finansach. Liczymy, że dalsze lata pozwolą tej ważnej gałęzi polskiej gospodarki na efektywne i stabilne funkcjonowanie. Chciałbym podziękować wszystkim przedstawicielom polskiego przemysłu górnictwa za bardzo dobrą współpracę w 2004 roku. Podobne, serdeczne podziękowania za twórczą i partnerską współpracę kieruję do Wyższego Urzędu Górniczego na ręce Pana Prezesa. Dziękuję przedstawicielom uczelni, instytutów PAN, jednostek badawczo-rozwojowych za wspólne działania na polu badawczym i umacnianie pozycji polskiej nauki górniczej. Barbórkowe słowa podziękowań za wspieranie naszych inicjatyw i pomoc w sprawach trudnych – kieruję do grupy obecnych parlamentarzystów. Także, moim najbliższym współpracownikiem i wszystkim pracownikom Głównego Instytutu Górnictwa przekazuję wyrazy podziękowania za ofiarną pracę.

Nadchodzący 2005 rok to dla społeczności GIG szczególny, to jubileuszowy rok 60-lecia powołania GIG i 80-lecia powstania KD Barbara. Chcemy ten podwójny jubileusz obchodzić w świątecznej atmosferze i pełni poczucia, że przez wspomniane dziesięciolecia my i nasi poprzednicy dobrze służyliśmy górnictwu i Polsce. Już dzisiaj wszystkich dostojnych Gości na tą uroczystość serdecznie zapraszam.

Szanowni Państwo!

Życzę wszystkim obecnym na dzisiejszej uroczystości, zebranych z okazji naszego górniczego święta, wszelkiej pomyślności, zdrowia, szczęścia, pogody ducha i optymizmu połączonego z pozytywnym patrzeniem na świat. Serdecznie wszystkich Państwa pozdrawiam z okazji naszego górniczego święta.

Niech żyje nam górniczy stan!

Szczęść Boże!

Spis treści

MAREK ROTKEGEL

Dobór parametrów materiałowych modelu MES na podstawie wyników prób zginania kształtownika V29	9
Material property selection of FEM model on base of results of V29 shape bend test	

ANDRZEJ NIEROBISZ, WOJCIECH MASNY

Metoda obliczania wskaźnika szczelinowości <i>RQD</i> na podstawie wyników badań wykonanych hydraulicznym penetrometrem otworowym.....	21
Method of scaling of slit index <i>RQD</i> on base of result of research executed hydraulic gap penetrometer	

ANTONI KIDYBIŃSKI, ANDRZEJ NIEROBISZ

Numeryczne modelowanie dynamiki uderzenia skał w obudowę, spowodowanego wstrząsem sejsmicznym lub tąpnięciem.....	35
Numerical simulation of rock impact dynamics on mine supports during seismic tremor or rockburst	

MIROSLAWA BUKOWSKA

Wytrzymałość na ściskanie wytypowanych węgli Górnośląskiego Zagłębia Węglowego na tle ich budowy petrograficznej.....	65
Uniaxial compression strength of chosen coals of Upper Silesia Coal Basin basing on its petrographic structure	

JERZY KORNOWSKI

Wprowadzenie do zagadnienia sekwencyjnej prognozy ryzyka finansowego w czasie akcji ratowniczej po tąpnięciu	81
Sequential forecasting of financial risk during the rescue action after a rockburst – an introduction	

MALGORZATA JARON-KOCOT, JERZY SABLİK

Odpadowe wapno pokarbidowe jako składnik hydromieszanin lokowanych w pustkach poeksploatacyjnych na dole kopalń	99
Waste post-carbide lime as component of hydromixture located in emptiness below exploited mines	

WITALIJ SKOROPACKI, ADAM LIPOWCZAN, BOLESŁAW MEINHARDT

Organizacja awaryjnego oświetlenia w kopalniach metanowych	115
Organisation of emergency lightening in methane mines	

Marek Rotkegel

DOBÓR PARAMETRÓW MATERIAŁOWYCH MODELU MES NA PODSTAWIE WYNIKÓW PRÓB ZGINANIA KSZTAŁTOWNIKA V29

Streszczenie

W artykule przedstawiono przebieg prób zginania kształtowników V29 opartych na symulacji komputerowej, z wykorzystaniem metody elementów skończonych. Punktem granicznym symulacji było maksymalne obciążenie przenoszone przez kształtowniki, zarejestrowane w czasie prób w stanowisku badawczym. Symulację wykonano w celu uzyskania takiego opisu materiału stali, przy którym modele kształtowników poddane zginaniu zachowują się w sposób zbliżony do zarejestrowanego w badaniach stanowiskowych.

Material property selection of FEM model on base of results of V29 shape bend test

Abstract

In the paper has showed bend test of straight part of V29 shape relying on computer simulation by finite element method. This simulation was limited by maximum load registered during laboratory tests. Test's object was finding description of material properties, at which computer model corresponds with results of laboratory bend tests.

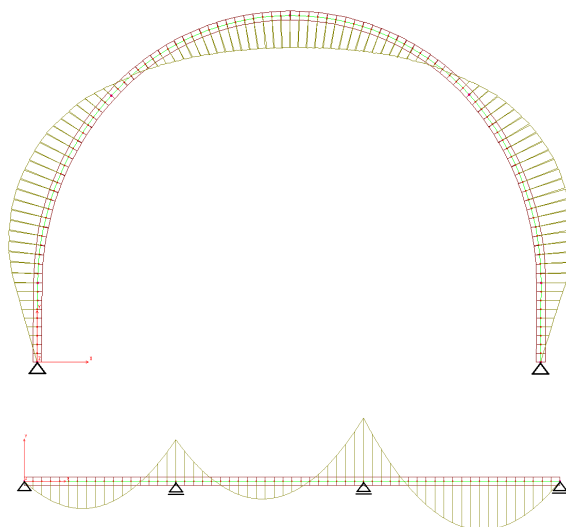
WPROWADZENIE

Jedną z podstawowych metod określania przydatności kształtowników na elementy obudowy górniczej jest laboratoryjna próba zginania ich prostych odcinków. Próby takie od wielu lat są prowadzone w Głównym Instytucie Górnictwa, a ich wyniki stanowią o wartościach parametrów wytrzymałościowych przekrojów, przyjmowanych jako kryteria w modelowych analizach wytrzymałościowych odrzwi i ich elementów (Pytlik A. 1999). Ponadto, w przypadku modyfikacji składu chemicznego stali mogą być one traktowane jako weryfikacja nowego gatunku materiału. Umożliwiają zatem porównanie parametrów kształtowników jednej wielkości wykonanych z różnych gatunków stali. Przeprowadzenie takich badań już na etapie projektowania składu chemicznego i własności nowych materiałów czy profili jest możliwe w formie symulacji komputerowej. Badania takie mogą mieć znaczący wpływ na zmniejszenie kosztów ich wdrożenia oraz pozwalają na ich wirtualną weryfikację jeszcze przed wykonaniem gotowego wyrobu.

Celem opisanych w artykule badań było opracowanie modeli materiału stali, przy których proste kształtowniki V29 wykonane ze stali 35GJ oraz G480V poddane zginaniu zachowują się zgodnie z wynikami rzeczywiście wykonanej próby. W czasie badań modele kalibrowano na podstawie wyników badań stanowiskowych.

1. MOMENTY ZGINAJĄCE W ELEMENTACH ODRZWI

Badania, prowadzone zgodnie z normą PN-86/G-15000/09, obejmują próby zginania kształtowników w dwóch kierunkach. Taki sposób wykonywania badań wynika z charakteru pracy obudowy chodnikowej. W łukowej obudowie odrzwiowej momenty zginające, występujące w wyniku obciążenia górotworem działają w dwóch kierunkach. W części stropowej ma się najczęściej do czynienia z tzw. zginaniem kształtownika „dnem w dół”, natomiast w części ociosowej występuje zginanie „dnem w górę”. Dokładny przebieg momentów zginających w elementach odrzwi zależy od rozkładu i wielkości obciążenia czynnego i biernego oraz usytuowania ewentualnych dodatkowych elementów obudowy, na przykład stojaków czy kotwi. Przykładowy wykres momentów zginających w odrzwiach obudowy łukowej przedstawiono na rysunku 1. Ze zmianą kierunku zginania ma się także do czynienia w przypadku pracy prostych stropnic podpartych na trzech i więcej podporach (Rotkegel M. 2001). W stropnicy nad stojakami (lub kotwiami) środkowymi występuje moment podporowy, który przy prawidłowo dobranych ich rozstawach, ma kierunek działania przeciwny do momentu przęsłowego występującego w stropnicy między podporami.



Rys. 1. Przykładowe wykresy momentów zginających w elementach odrzwi

Fig. 1. Graph samples of bending moment door-frame

2. OPIS METODY BADAWCZEJ

Podstawową metodą badawczą wykorzystywaną w analizach modelowych jest metoda elementów skończonych (MES, ang. *FEM*, *FEA*) (Chmielewski T., Nowak H. 1996; Konderla P., Kasprzak T. 1997; Cook R.D. i inni 2002; Rakowski G., Kacprzyk Z. 1993; Rusiński E. 1994), pozwalająca na wierne odwzorowywanie skomplikowa-

nych układów rzeczywistych modelami komputerowymi, zwłaszcza w przypadku dostępu do wyników prób wytrzymałościowych. Możliwe jest wtedy dokładne wykalibrowanie modelu, co prowadzi do zwiększenia dokładności wyników analiz i odniesienia modeli wirtualnych do układów rzeczywistych. W badaniach wykorzystano profesjonalne oprogramowanie – system COSMOS/M (COSMOS/M v. 2.5... 1999; Konderla P., Kasprzak T. 1997; Rusiński E. 1994).

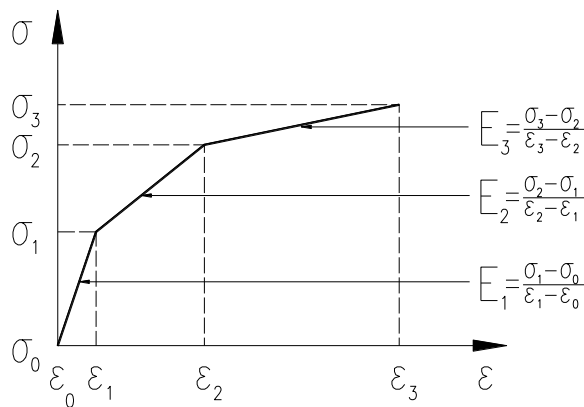
Istotą metody elementów skończonych jest podział złożonego, badanego układu na skończoną liczbę elementów, następnie analiza pojedynczego elementu, którego zachowanie jest określone przez skończoną liczbę parametrów i ponowne złożenie wszystkich elementów w celu badania odpowiedzi całego układu. Dzięki temu możliwe jest znaczne uproszczenie badań w porównaniu z analizą całej konstrukcji. Podział ten jest nazywany dyskretyzacją. Do najważniejszych zalet metody można zaliczyć łatwość algorytmizacji, możliwość rozwiązywania zadania przy niewielkim stopniu dyskretyzacji, efektywność, uniwersalność oraz duże możliwości zastosowania (Chmielewski T., Nowak H. 1996; Rakowski G., Kacprzyk Z. 1993).

Z punktu widzenia użytkownika modelowanie w systemie COSMOS/M sprowadza się do wprowadzenia geometrii całego badanego układu oraz określenia parametrów poszczególnych jego części. Parametrami tymi są własności materiałowe, a w przypadku niektórych typów elementów także grubość (w przypadku powłok) lub parametry przekrojowe (w przypadku belek). Geometrię układu można zadać, tworząc ją w module GEOSTAR, bądź importując trójwymiarowy rysunek z programu CAD. Bardzo uciążliwa dyskretyzacja, zwłaszcza w przypadku skomplikowanych modeli, jest dokonywana przez program w sposób automatyczny, ale pod kontrolą użytkownika. Jest to szczególnie ważne, gdyż od przyjętej siatki podziału na elementy zależy dokładność uzyskiwanych wyników (Rotkegel M. 2001). Do przeprowadzenia analizy konieczne jest także określenie sposobu obciążenia i podparcia modelu. W wyniku analizy otrzymuje się między innymi barwne mapy odkształcenia modelu, rozkładu naprężeń, odkształcenia względne elementów oraz wartości reakcji podporowych, a w przypadku modeli z elementami typu belka – wykresy sił wewnętrznych.

Jak wspomniano, do przeprowadzenia analizy konieczne jest zadanie parametrów materiałowych. W wielu przypadkach przyjmuje się liniowy model materiału, tzn. taki, w którym zależność odkształceń od naprężeń jest liniowa. Uproszczenie to jest dopuszczalne jedynie w przypadku pracy każdego fragmentu badanej konstrukcji w zakresie proporcjonalności. Analiza taka nieuwzględniająca nieliniowości fizycznej materiału jest ograniczona stosowalnością (obowiązywaniem) prawa Hooke'a (Dyląg Z. i inni 1996; Jakubowicz A., Orłowski Z. 1968; Niezgodziński M.E., Niezgodziński T. 2000; Szuścik W., Kuczyński J. 1998). W przypadku niektórych typów analiz model taki jest zbyt dużym uproszczeniem zagadnienia i prowadzi do bardzo dużych błędów. Wyniki obliczeń nie odpowiadają wtedy wynikom uzyskiwanym w czasie badań laboratoryjnych. Z taką sytuacją często ma się do czynienia w przypadku analizy wytrzymałościowej konstrukcji dla górnictwa, które pracują także w zakresie odkształceń plastycznych.

Sposobem na zwiększenie dokładności obliczeń oraz powiązania rzeczywistej pracy konstrukcji z jej modelem numerycznym jest przyjęcie modelu materiału

nieliniowego. Najczęściej materiał taki opisuje się wtedy zmiennym modułem sprężystości, przybliżonym (opisanym) pewną liczbą odcinków prostych. Przykładowy opis modelu materiału przedstawiono na rysunku 2. Przyjęcie takiego modelu materiału ma pewne niedogodności. Podstawową jest konieczność prowadzenia badań jako iteracyjnych, na przykład zmodyfikowaną metodą Newtona-Raphsona (MNR) (Dyląg Z. i inni 1996; Cook R.D. i inni 2002; Rakowski G., Kacprzyk Z. 1993). Prowadzi to do wielokrotnego wydłużenia czasu obliczeń oraz zwiększenia wymagań stawianych sprzętowi komputerowemu. W każdym kroku obliczeniowym program sprawdza, na której linii charakterystyki znajdują się poszczególne elementy modelu. W zależności od tego nadaje im odpowiednie parametry sztywnościowe opisane konkretnym odcinkiem położonym w przestrzeni naprężenia-odkształcenia (σ - ϵ) wykresu rozciągania materiału modelowanej konstrukcji.



Rys. 2. Przykładowy model materiału nieliniowego: ϵ – odkształcenie względne, σ – naprężenie, E – moduł sprężystości wzdłużnej

Fig. 2. Model of nonlinear material: ϵ – strain, σ – Stress, E – elastic modulus

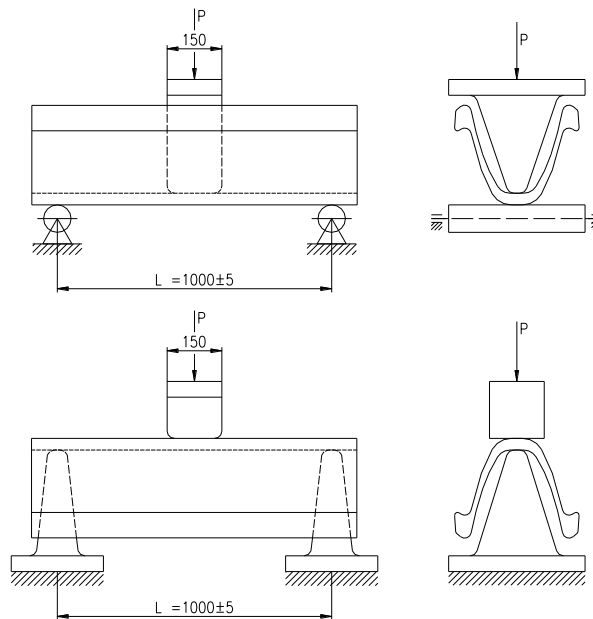
Oprócz nieliniowości fizycznej w niektórych przypadkach analizy można mieć także do czynienia z nieliniowością geometryczną. Związana jest ona z dużymi przemieszczeniami i brakiem proporcjonalności między przemieszczeniami i odkształceniami (y , ϵ).

3. DOBÓR PARAMETRÓW MATERIAŁOWYCH MODELU MES

Kalibracja modelu ma na celu skorelowanie wyników analiz modelowych z wynikami próby wykonanej na konkretnym elemencie. Jej wyniki mogą być pomocne na przykład przy projektowaniu i modyfikacji elementów konstrukcji łączonych z odrzwiami oraz ewentualnym wzmacnianiu odrzwi w miejscu połączenia. Przyjęcie jednej próby jako wzorcowej, po wykalibrowaniu modelu, daje możliwość wykonania takich samych badań na innych modelach w identycznych warunkach. Może się to

sprowadzać do porównania pracy różnych rozwiązań konstrukcyjnych danego elementu za każdym razem wykonanego z identycznego materiału. Wykonanie takiej próby w stanowisku jest trudne i obarczone dużą niepewnością wynikającą z ograniczonej powtarzalności parametrów materiałowych.

W badaniach została dokonana kalibracja modelu prostego odcinka kształtownika V29 zginanego w dwóch układach – dnem w górę i dnem w dół, zgodnie z założeniami normy PN-86/G-15000/09. Schemat takiej próby przedstawiono na rysunku 3.

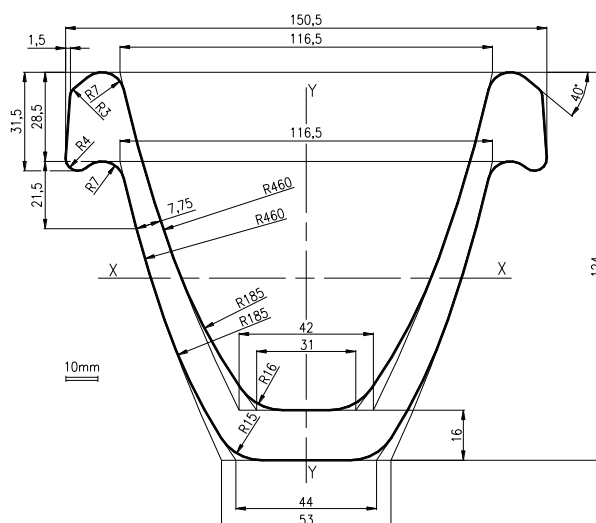


Rys. 3. Schemat próby zginania „dnem w dół” (u góry) i „dnem do góry” (na dole) prostych odcinków kształtowników

Fig. 3. Schema of bend test “to bottom rock – bottom” (top) and “for top rock – bottom” (bottom) of straight parts of sections

W czasie analiz poszukiwano takich modeli materiału nieliniowego odpowiadających stali 34GJ i G480V, które w numerycznej symulacji próby zginania z zadowalającą zgodnością dają wyniki zbliżone do zarejestrowanych podczas stanowiskowych badań zginania. Przebieg takiego skalowania modelu jest bardzo pracochłonny i żmudny. Wynika to z nieliniowych zależności zarówno naprężenia i odkształcenia na wykresie rozciągania materiału, jak również obciążenia i ugięcia na wykresie z próby zginania kształtowników.

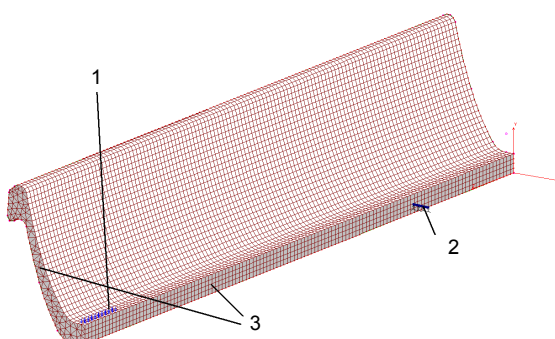
W celu przeprowadzenia kalibracji zbudowano trójwymiarowy model zginanego odcinka kształtownika V29. Przekrój nominalny badanego kształtownika, według normy PN-H-93441-3, jest przedstawiony na rysunku 4. Ponadto, model pod względem długości próbki, sposobu podparcia i obciążenia spełniał założenia normy PN-86/G-15000/09.



Rys. 4. Nominalne wymiary profilu V29 według PN-H-93441-3:1994

Fig. 4. Nominal size of V29 shape according to PN-H-93441-3:1994

Modelowanie ograniczono do ćwiartki układu rzeczywistego, nadając odpowiednie więzy na płaszczyznach symetrii. Model zbudowano z 21749 elementów bryłowych typu SOLID opisanych na 15876 węzłach. Zamodelowany odcinek kształtownika V29 przedstawiono na rysunku 5.



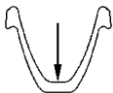
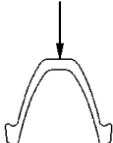
Rys. 5. Model prostego odcinka kształtownika V29 poddanego próbie zginania „dnem w dół”:

1 – obciążenie pionowe, 2 – podparcie w kierunku pionowym, 3 – więzy na płaszczyznach symetrii

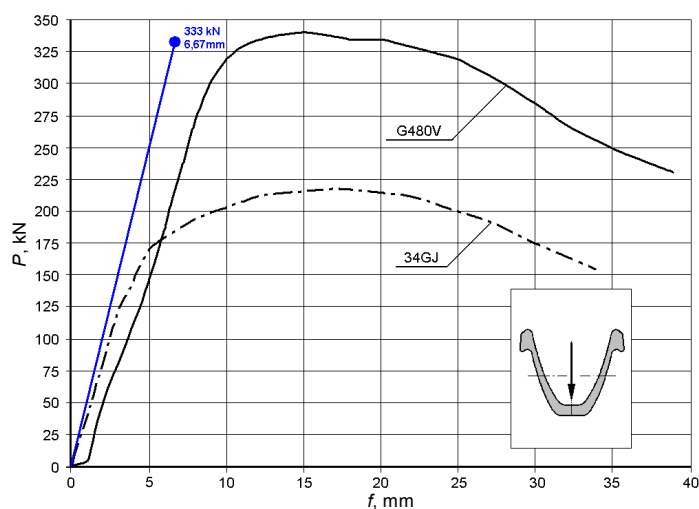
Fig. 5. Model of straight part of V29 shape while bend test “to bottom rock – bottom”: 1 – vertical load, 2 – support in vertical direction, 3 – bonds on symmetry surface

Model podparto, a następnie obciążono, jak w przypadku prób opisanych w normie PN-86/G-15000/09. Obciążenie modelu dobrano tak, aby jego sumaryczna wartość była zgodna z uśrednionym maksymalnym obciążeniem $P_{\max \text{ śr.}}$, jakie przenoszą kształtowniki V29 wykonane ze stali 34GJ i G480V. Dane przedstawione w tablicy 1, zaczerpnięto z prac (Kowalski E., Skrzyński K., Kozek B. 2004; Kowalski E., Rułka K., Skrzyński K. 2004).

Tablica 1. Wyniki prób zginania kształtowników V29 (Kowalski E., Skrzyński K., Kozek B. 2004; Kowalski E., Rułka K., Skrzyński K. 2004)

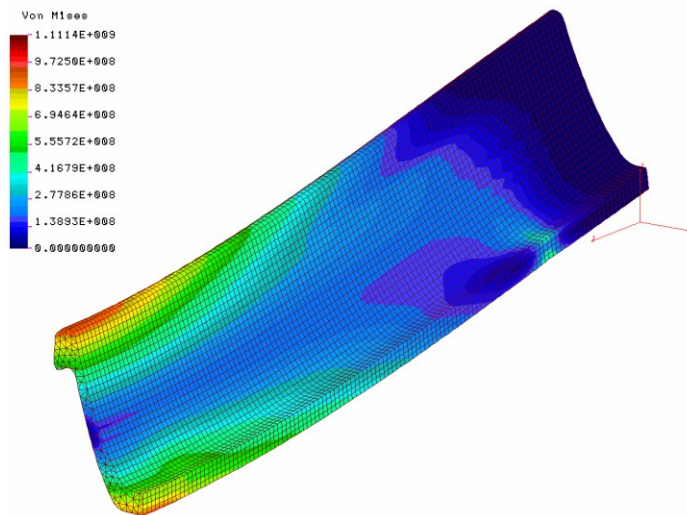
Kierunek zginania	Gatunek stali	Maksymalna siła $P_{\max}$ śr. kN	Ugięcie przy maksymalnej sile f , mm
	34GJ	214	17,5
	G480V	333	16,8
	34GJ	313	95,7
	G480V	426	83,6

W czasie badań poszukiwano takiego opisu materiału, który pozwalałby na uzyskanie zadowalającej zgodności z charakterystyką zginania kształtownika zarejestrowaną w badaniach stanowiskowych. Wyniki analizy numerycznej przeprowadzonej w zakresie liniowym, przy zastosowaniu typowego, liniowego modelu materiału typu STEEL, potwierdziły konieczność prowadzenia badań jako nieliniowych. Dowodem może być, uzyskana z badań modelowych, charakterystyka naniesiona na wykres próby zginania kształtownika V29 (Kowalski E., Skrzyński K., Kozek B. 2004; Kowalski E., Rułka K., Skrzyński K. 2004), przedstawiony na rysunku 6. Natomiast rozkład naprężeń i przemieszczenia modelu przedstawiono na rysunkach 7 i 8. Stwierdzono, że uzyskane naprężenia były wielokrotnie zawyżone, a ugięcia znacznie zaniżone w porównaniu z faktycznym przebiegiem próby. Wynikało to między innymi z faktu, że w modelu materiału nie uwzględniono odkształceń plastycznych i redystrybucji naprężeń.



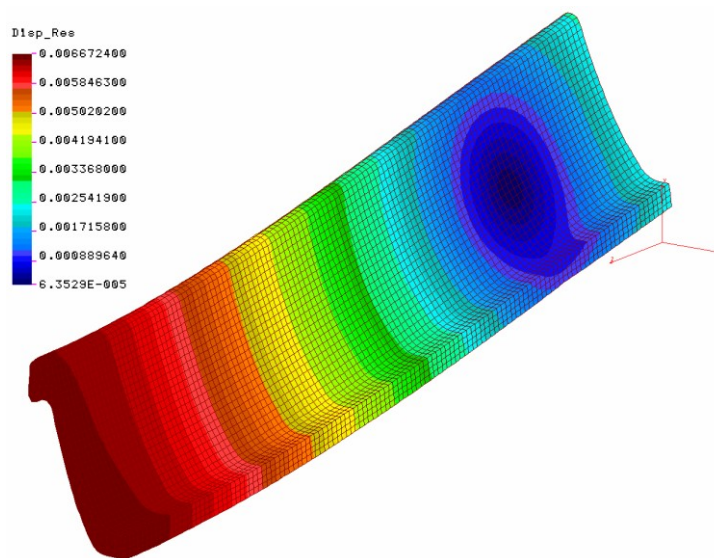
Rys. 6. Porównanie wykresów zginania kształtowników V29: f – ugięcie, P – siła, G480V i 34GJ – gatunek stali

Fig. 6. Comparison of graphs of V29 shape flex: f – deflection, P – force, G480V and 34GJ – kind of steel



Rys. 7. Rozkład naprężeń w modelu liniowym (naprężenia wyrażone w Pa)

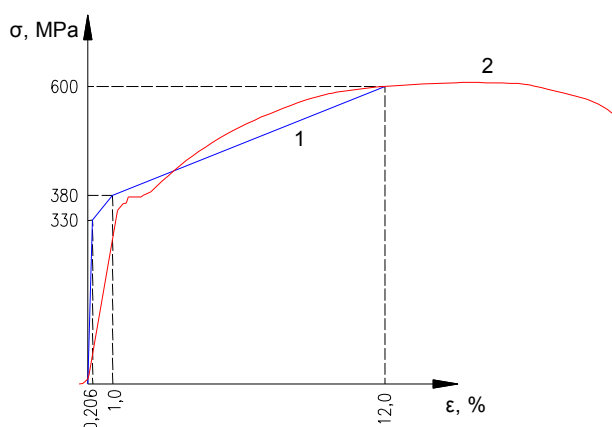
Fig. 7. Stress pattern in linear model (stress in Pa)



Rys. 8. Zdeformowana postać modelu (przeszyczenia wyrażone w metrach)

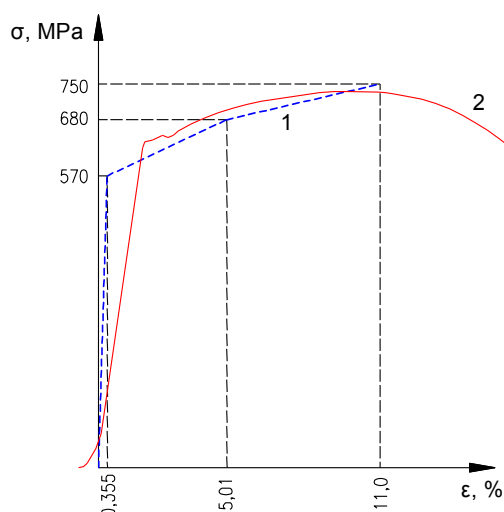
Fig. 8. Deformed model (dislocations in meter)

W związku z powyższym zasadniczą część badań stanowiły badania prowadzone w zakresie nieliniowym. Ostatecznie w obu przypadkach (stal gatunku 34GJ i G480V) przyjęto modele materiału opisane trzema odcinkami prostymi. Modele te przedstawiono na rysunkach 9 i 10 (krzywa 1) na tle przykładowych krzywych rozciągania (krzywa 2) analizowanych gatunków stali.



Rys. 9. Przyjęty model materiału odpowiadający stali gatunku 34GJ: ϵ – odkształcenie względne, σ – naprężenie, 1 – model materiału opisany trzema odcinkami, 2 – krzywa rozciągania

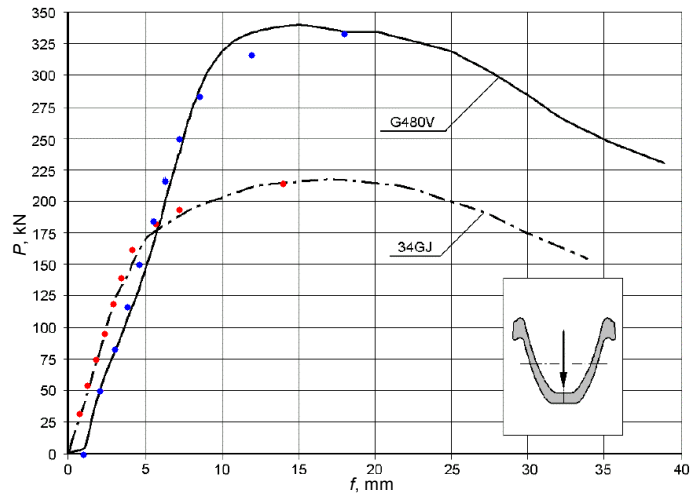
Fig. 9. Model of material connected with steel 34GJ: ϵ – strain, σ – stress, 1 – material model presented by three segments, 2 – experimental stress – strain curve



Rys. 10. Przyjęty model materiału odpowiadający stali gatunku G480V (oznaczenia jak na rysunku 9)

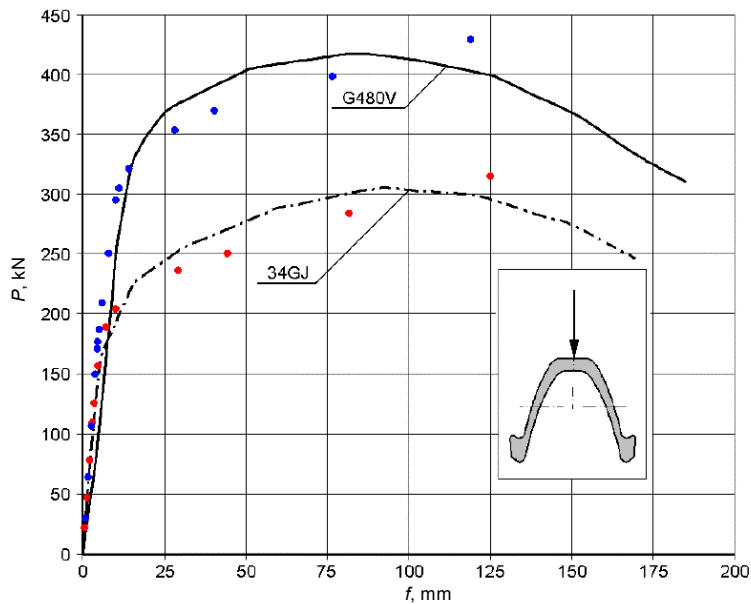
Fig. 10. Model of material connected with steel G480V (designations according to the figure 9)

Przyjęcie takich charakterystyk materiałowych pozwala na uzyskanie zadowalającej zgodności badań modelowych z badaniami stanowiskowymi. Potwierdzeniem mogą być wykresy otrzymane w wyniku badań numerycznych, przedstawione na rysunkach 11 i 12 wraz z wynikami badań stanowiskowych (Kowalski E., Skrzyński K., Kozek B. 2004; Kowalski E., Rułka K., Skrzyński K. 2004). Współrzędne charakterystycznych punktów na wykresach, będące wynikami obliczeń w kolejnych iteracjach zestawiono w tablicy 2.



Rys. 11. Próby zginania kształtowników V29 usytuowanych dnem w dół: f – ugięcie, P – siła, G480V i 34GJ – gatunki stali

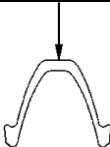
Fig. 11. Bend test of V29 shape in way of "to bottom rock – bottom": f – deflection, P – force, G480V and 34GJ – kind of steel



Rys. 12. Próby zginania kształtowników V29 usytuowanych dnem w górę (oznaczenia jak na rysunku 11)

Fig. 12. Bend test of V29 shape in way of "for top rock – bottom" (designations according to the figure 11)

Tablica 2. Wybrane iteracje obliczeniowe – współrzędne punktów na wykresach zginania

Numer iteracji								
	gatunki stali							
	34GJ		G480V		34GJ		G480V	
	siła kN	ugięcie mm	siła kN	ugięcie mm	siła kN	ugięcie mm	siła kN	ugięcie mm
5	78	2,0	106	2,6	96	2,4	150	4,7
6	109	2,8	149	3,7	118	2,9	183	5,6
7	125	3,4	170	4,4	139	3,5	216	6,4
8	156	4,6	176	4,5	161	4,2	250	7,3
9	188	7	186	5,0	182	5,7	283	8,6
10	203	10	208	5,9	193	7,3	316	12
11	235	29	250	7,8	214	14	333	18
12	250	44	293	10	—	—	—	—
13	282	81	303	11	—	—	—	—
14	313	124	319	14	—	—	—	—
15	—	—	351	28	—	—	—	—
16	—	—	367	40	—	—	—	—
17	—	—	399	76	—	—	—	—
18	—	—	426	118	—	—	—	—

PODSUMOWANIE I WNIOSKI

W wyniku przeprowadzonych badań przyjęto dwa modele materiału nieliniowego, odpowiadające stali gatunku 34GJ i G480V. Uzyskane z badań modelowych charakterystyki zginania prostych odcinków kształtownika V29 są w zadowalającym stopniu zgodne z obserwacjami poczynionymi w czasie prób stanowiskowych. Dla każdego materiału dobrano taki model, aby uzyskane w symulacji wyniki były maksymalnie zbliżone do wyników badań wykonanych w warunkach rzeczywistych, w obu przypadkach – kierunkach zginania kształtownika. Zadanie to okazało się znacznie trudniejsze w przypadku gatunku stali 34GJ, ponieważ rozbieżności między wynikami symulacji komputerowej a wynikami badań stanowiskowych były większe niż w przypadku modelu ze stali G480V. Mogło to wynikać z wielokrotnie dłuższego okresu produkcji kształtowników ze stali 34GJ, a co za tym idzie większej liczby badań i większego rozrzutu wyników niż w przypadku dopiero uruchomionej produkcji kształtowników V ze stali w gatunku G480V.

Literatura

1. Chmielewski T., Nowak H. (1996): *Mechanika budowli. Metoda przemieszczeń. Metoda Crossa. Metoda elementów skończonych*. Warszawa, Wydaw. Naukowo-Techniczne.
2. COSMOS/M v 2.5. User's Guide. Structural Research & Analysis Corporation, 1999.

3. Dyląg Z., Jakubowicz A., Orłóś Z. (1996): *Wytrzymałość materiałów*. Warszawa, Wydaw. Naukowo-Techniczne.
4. Jakubowicz A., Orłóś Z. (1968): *Wytrzymałość materiałów*. Warszawa, Wydaw. Naukowo-Techniczne.
5. Konderla P., Kasprzak T. (1997): *Metody komputerowe w teorii sprężystości*. Część I. *Metoda elementów skończonych*. Wrocław, Dolnośląskie Wydaw. Edukacyjne.
6. Kowalski E., Skrzyński K., Kozek B. (2004): *Wpływ zastosowania stali o podwyższonych własnościach mechanicznych na nośność łukowej obudowy podatnej*. Wiadomości Górnicze nr 9.
7. Kowalski E., Rułka K., Skrzyński K. (2004): *Badania nad zastosowaniem stali o zwiększonych parametrach wytrzymałościowych do produkcji stalowych obudów typu V*. Prace Naukowe GIG – Górnictwo i Środowisko nr 2.
8. Niezgodziński M.E., Niezgodziński T. (2000): *Wytrzymałość materiałów*. Warszawa, Wydaw. Naukowe PWN.
9. PN-86/G-15000/09 – Obudowa chodników odrzwiami podatnymi z kształtowników korytkowych. Kształtowniki korytkowe proste. Próba statyczna zginania.
10. PN-H-93441-3:1994 – Kształtowniki stalowe walcowane na gorąco dla górnictwa. Kształtowniki typu V. Wymiary.
11. Pytlik A. (1999): *Kryteria oceny parametrów wytrzymałościowych na zginanie i skręcanie kształtowników typu V25 i V29*. Prace Naukowe GIG Nr 836.
12. Cook R.D., Malkus D.S., Plesha M.E., Witt R.J. (2002): *Concepts and applications of finite element analysis*. John Wiley & Sons, Inc. USA.
13. Rakowski G., Kacprzyk Z. (1993): *Metoda elementów skończonych w mechanice konstrukcji*. Warszawa, Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej.
14. Rotkegel M. (2001): *Contribution to the problem of frame clear interval determination of rectangular steel support*. Archives of Mining Sciences 46, No 3.
15. Rotkegel M. (2001): *Wpływ stopnia dyskretyzacji modelu MES na wyniki analizy wytrzymałościowej w przypadku zginania kształtownika V29*. Przegląd Górniczy nr 1.
16. Rusiński E. (1994): *Metoda elementów skończonych*. System COSMOS/M. Warszawa, Wydaw. Komunikacji i Łączności.
17. Szuścik W., Kuczyński J. (1998): *Wytrzymałość materiałów (Mechanika modelu ciała odkształcalnego i ciała rzeczywistego)*. Część I. Gliwice, Wydawnictwa Politechniki Śląskiej.

Recenzent: prof. dr hab. inż. Kazimierz Rułka

Andrzej Nierobisz, Wojciech Masny

METODA OBLICZANIA WSKAŹNIKA SZCZELINOWATOŚCI RQD NA PODSTAWIE WYNIKÓW BADAŃ WYKONANYCH HYDRAULICZNYM PENETROMETREM OTWOROWYM

Streszczenie

Podstawową cechą masywu skalnego, odróżniającą go od małych próbek, jest występowanie powierzchni nieciągłości i spękań, które powodują jego podzielność na mniejsze bloki. W polskich kopalniach węgla przestrzenną orientację powierzchni spękań określa się najczęściej w formie tak zwanej róży spękań. Oprócz przestrzennej orientacji spękań i szczelin ważna jest ich liczba w stosunku do rozpatrywanej długości, powierzchni czy też objętości masywu skalnego.

Jednym z najczęściej stosowanych liniowych wskaźników szczelinowatości, zawartych w zasadach doboru obudowy odrzwiowej wyrobisk korytarzowych kopalń węgla (Rułka K. i inni 2000) oraz w przepisach warunkujących zastosowanie obudowy kotwicznej (Rozporządzenie... 2002), jest wskaźnik podzielności rdzenia RQD (*Rock Quality Designation*) opracowany przez Deere'a.

Praktyka projektowania obudowy kotwicznej ostatnich trzynastu lat wykazała, że uzyskane wartości RQD nie odzwierciedlały warunków *in situ*. Zauważono, że wartości te w dużym stopniu zależą od techniki wiercenia oraz sposobu transportu rdzenia do laboratorium. Ponadto, zdarzało się, że wykonano bezbrdeniowo otwór do badań penetrometrycznych. W związku z tym zaszła konieczność określania RQD inną metodą.

Autorzy na podstawie zależności podanej przez A. Kidybińskiego (Kidybiński A. i inni 1999) zaproponowali metodę określania RQD na podstawie badań penetrometrycznych. W celu określenia zasadności tej metody została przeprowadzona analiza statystyczna. Potwierdziła ona wiarygodność otrzymanych wyników. Stwierdzono, że liczba 29 oznaczeń jest wystarczająca, aby na poziomie istotności $\alpha = 0,1$ i przy dokładności oznaczenia $d = 0,1$ określić empiryczną zależność między RQD obliczonym na podstawie oględzin rdzenia i metodą penetrometryczną

$$RQD = WdRQDp$$

gdzie Wd – wskaźnik dopasowania należący do przedziału (0,67–1,23), średnia 0,95.

Nie ma również podstaw do odrzucenia stwierdzenia, że wyniki badań szczelinowatości uzyskane na podstawie oględzin rdzenia oraz badań penetrometrycznych pochodzą z jednej populacji.

Aspektem praktycznym prezentowanej metody jest możliwość określania szczelinowatości górotworu dwoma równoważnymi, niezależnymi metodami. Istnieje tym samym możliwość dokładniejszego projektowania wyrobisk podziemnych.

W celu zwiększenia precyzji metody są prowadzone dalsze badania.

Method of scaling of slit index RQD on base of result of research executed hydraulic gap penetrometer

Abstract

Basic feature of rocky massif, distinguishing it from small samples, it is occurrence of surface of uncontinuity and cracks, which cause its divisibility on smallest blocks. In Polish coal mines three-dimensional orientation of cracks surface is defined in the form of so called rose of cracks. Except three-dimensional orientation of uncontinuity and slits is important its number relatively to treat length slots, surface as well as capacity of rocky massif.

One of most often linear slit index applicable, included in principles of casings coal corridor selections (Rułka K. and other 2000) and in regulations stipulating employment casing (Disposition of Minister of Economy from 28 June 2002), is index of core divisibility *RQD* (Rock Quality Designation) processed by Deere.

It has exerted practice of project design of casing last thirteen years, that obtained values *RQD* did not mirror conditions in situ. It noticed, that these values depend on technique of drilling and manner of transport of core to laboratory. Besides, it happened, that it execute without – core opening for penetrometrical researches. Thus, necessity has reached of *RQD* definition by other method.

Authors on base of dependence served by A. Kidybiński (Kidybiński A. and other 1999) have suggested method of *RQD* definition on base of penetrometrical researches. Statistic analysis has been carried for this determination of legitimacy of method. It has confirmed credibility of received result. It ascertain, that number of 29 designations is sufficing, in order to at the level of essentiality $\alpha = 0.1$ and at accuracy of designation $d = 0.1$ define empirical dependence between *RQD* calculated behind assistance of survey of core and penetrometrical method

$$RQD = WdRQDp$$

where *Wd* – fitting index from (0.67–1.23), average 0.95.

It does not exist also bases for rejection of affirmation, that results of slitting research on base of survey of core and penetrometrical researches are from one population.

Practical aspect of presented method is capability of definition of rock slit by two equivalent, independent methods. It exists same exact project design of underground excavation.

Farthest research are led for boost of precision of method.

WPROWADZENIE

Podstawową cechą masywu skalnego, odróżniającą go od małych próbek, jest występowanie powierzchni nieciągłości i spękań, które powodują jego podzielność na mniejsze bloki. Opracowano wiele systematycznych podziałów powierzchni nieciągłości w skałach, w których uwzględniono różne cechy powierzchni spękań, ich genezę, regularność i częstotliwość oraz kierunek w stosunku do głównych linii anizotropii skały, rozwartość, rodzaj i stopień wypełnienia szczeliny (Kidybiński A. i inni 1999).

W polskich kopalniach węgla określa się przestrzenną orientację powierzchni spękań najczęściej na podstawie tak zwanej róży spękań, czyli wykresu dającego informację o zmierzonych azymutach biegu powierzchni spękań, wielkości kątów upadu oraz częstotliwości występowania spękań w poszczególnych klasach azymutu.

Oprócz przestrzennej orientacji spękań i szczelin ważna jest ich liczba w stosunku do rozpatrywanej długości, powierzchni czy też objętości masywu skalnego. W miarę bowiem zagęszczenia spękań maleje wytrzymałość i wzrasta odkształcalność górotworu. Wyróżnia się następujące wskaźniki szczelinowości (zagęszczenia szczelin):

- **liniowe**, wyrażające liczbę spękań na jednostkę długości linii rozpoznawczej (np. rdzenia otworu wiertniczego, linii pomiarowej wyznaczonej na ociosie wyrobiska itp.),
- **powierzchniowe**, wyrażające sumaryczną długość śladów spękań na jednostkę powierzchni skały (np. ociosu chodnika, ściany kamieniołomu itp.) (Pilecki Z. 2002),

- **przestrzenne**, wyrażające sumaryczną powierzchnię szczelin na jednostkę objętości skały (np. określoną dla kubatury odcinka wyrobiska chodnikowego) (Pilecki Z. 2002).

Jednym z najczęściej stosowanych liniowych wskaźników szczelinowatości, uwzględnionych w zasadach doboru obudowy odrzwiowej wyrobisk korytarzowych kopalń węgla (Rułka K. i inni 2000) oraz w przepisach warunkujących zastosowanie obudowy kotwionej (Rozporządzenie... 2002) jest wskaźnik podzielności rdzenia *RQD* (*Rock Quality Designation*) opracowany przez Deere'a, wyrażony zależnością (Kidybiński A. i inni 1999)

$$RQD = \frac{L_p}{L_t} 100, \% \quad (1)$$

gdzie:

L_p – całkowita sumaryczna długość odcinków rdzenia o długości większej od podwójnej średnicy rdzenia, cm;

L_t – całkowita długość rdzenia, cm.

Na podstawie trzynastoletniej praktyki projektowania obudowy kotwionej stwierdzono, że uzyskane wartości *RQD* nie odzwierciedlały warunków *in situ*. Zauważono, że wartości te zależą w dużym stopniu od techniki wiercenia oraz sposobu transportu rdzenia do laboratorium. Ponadto, zdarzało się, że otwór do badań penetrometrycznych wykonano bez uzyskania rdzenia. W związku z powyższym konieczne było określenie *RQD* inną metodą, na przykład opisaną poniżej.

1. ANALIZA PORÓWNAWCZA METOD OBLICZANIA WSKAŹNIKA SZCZELINOWATOŚCI *RQD*

Do określenia wskaźnika szczelinowatości *RQD* autorzy wykorzystali wyniki badań penetrometrycznych, posługując się zależnością podaną przez A. Kidybińskiego (Kidybiński A. i inni 1999)

$$SP = \sqrt{\frac{AF}{W_o R_{C\dot{s}r}}} \quad (2)$$

gdzie:

SP – wskaźnik szczelinowatości obliczony na podstawie wyników badań penetrometrycznych;

A – amplituda wytrzymałości skał, tj. różnica między średnią wartością $R_{C\dot{s}r}$ a minimalną R_{Cmin} na rozpatrywanym odcinku długości otworu, MPa;

F – liczba spadków wartości R_C poniżej średniej (łącznie ze średnią) na rozpatrywanym odcinku długości otworu;

W_o – liczba pomiarów w otworze na rozpatrywanym odcinku długości otworu;

$R_{C\dot{s}r}$ – średnia wytrzymałość na rozpatrywanym odcinku długości otworu, MPa.

W związku z koniecznością przeliczenia uzyskanych wartości na wartości RQD autorzy zaproponowali następującą zależność

$$RQDp = (1 - SP)100, \% \quad (3)$$

Dokonana analiza zmian wartości $RQDp$ wykazała, że obliczone wartości wskaźnika szczelinowatości na podstawie badań penetrometrycznych są zgodne z wartościami uzyskiwanymi w rzeczywistych warunkach panujących w górotworze. Logiczne jest, że w miarę wzrostu iloczynu licznika we wzorze (2), na który składa się amplituda wytrzymałości oraz liczba spadków R_C poniżej średniej, wartość $RQDp$ zmniejsza się. Rozpatrując wartość F , można stwierdzić więc, że duża liczba spadków poniżej $R_{C\bar{s}}$ spowodowana jest znaczną liczbą szczelin, a to w połączeniu z amplitudą wytrzymałości A , rzutuje na zmniejszanie się $RQDp$.

Jeżeli natomiast wytrzymałość skał $R_{C\bar{s}}$ wzrasta, wartość $RQDp$ także zwiększa się, tzn. pośrednio potwierdzony zostaje fakt, że mocne skały wykazują mniejszą szczelinowatość. W związku z powyższym postawiono tezę, że wzory (2) i (3) są prawidłowe.

W celu sprawdzenia powyższego założenia, na podstawie wyników badań wykonanych w GIG [4–25], przeprowadzono analizę porównawczą wskaźnika RQD obliczonego metodą oględzin rdzenia oraz metodą penetrometryczną. Uzyskano zbiór 59 wyników (tzw. populacja generalna). Następnie dla każdego przypadku obliczono tzw. wskaźnik dopasowania wyrażony wzorem

$$Wd = \frac{RQD}{RQDp} \quad (4)$$

gdzie:

- RQD – wskaźnik szczelinowatości określany na podstawie oględzin rdzenia, %;
- $RQDp$ – wskaźnik szczelinowatości określany na podstawie badań penetrometrycznych, %.

W związku ze stwierdzonymi znacznymi różnicami w wartościach RQD , określonymi jedną i drugą metodą, wyselekcjonowano zbiór 29 wyników (tabl. 1) na podstawie następujących kryteriów:

- jeżeli rdzeń dostarczony do badań był w kawałkach i nie można było określić RQD , a jednocześnie wskazania penetrometru były większe od 10 MPa, to przyjmowano, że rdzeń został uszkodzony podczas wykonywania otworu lub transportu, a wyniki odrzucano jako mało wiarygodne,
- współczynnik zmienności (Bobrowski D. 1986) wskaźnika dopasowania Wd wyrażony za pomocą zależności, nie jest większy od 30%

$$v = \frac{\sigma}{Wd_{\text{średnie}}} 100, \% \quad (5)$$

gdzie:

- σ – odchylenie standardowe wskaźnika Wd ,
- $Wd_{\text{średnie}}$ – średnia arytmetyczna wskaźnika dopasowania.

Tablica 1. Wyniki badań wskaźnika szczelinowości otrzymanego metodą oględzin rdzenia i metodą penetrometryczną

Lp.	Kopalnia, numer i odcinek otworu	A	F	Wo	Rc śred.	SP	RQDp %	RQD %	Wskaźnik dopasowania $Wd =$ $= RQD / RQDp$	Źródło informacji
1	Bytom II otw. nr 3 odc. 0–3 m	17,7	9	20	28,1	0,53	47	56	1,20	[14]
2	Bytom II otw. nr 3 cały otw.	14,1	36	54	23,7	0,63	37	35	0,95	[14]
3	Bytom II otw. nr 4 odc. 0–3 m	12	12	21	19,2	0,60	40	37	0,92	[14]
4	Bytom II otw. nr 4 cały otw.	10,8	35	54	18,0	0,62	38	26	0,68	[14]
5	Makoszowy, otw. nr Gp-41/501, odc. 0–3 m	25,2	20	59	58,8	0,38	62	81	1,31	[5]
6	Bolesław Śmiały otw. nr 09/B cały otw.	35,7	26	74	53,7	0,48	52	53	1,02	[11]
7	Bolesław Śmiały otw. nr 1 odc 0–3 m	10,7	33	45	13,7	0,76	24	18	0,75	[10]
8	Bolesław Śmiały otw. nr 1 cały otw.	12,5	57	99	15,5	0,68	32	28	0,89	[10]
9	Bolesław Śmiały otw. nr 2 odc. 0–3 m	27,7	31	59	38,5	0,61	39	64	1,67	[10]
10	Bolesław Śmiały chodnik 09/B cały otw.	30,3	21	67	48,9	0,44	56	48	0,86	[11]
11	Jankowice, otw. nr T-133 odc. 0–3 m	15,2	18	30	31,2	0,54	46	50	1,09	[7]
12	Jankowice otw. nr T-133 cały otw.	23,4	22	60	39,4	0,47	53	44	0,82	[7]
13	Silesia otw. nr T-426 odc. 0–3 m	17,8	13	26	35,8	0,50	50	38	0,76	[18]
14	Silesia otw. nr T-426 cały otw.	18,7	33	52	29,5	0,63	37	23	0,63	[18]
15	Bolesław Śmiały otw. nr 258 odc. 0–3 m	18	19	30	23,6	0,70	30	19	0,62	[16]
16	Bolesław Śmiały otw. nr 258 cały otw.	35,7	73	145	39,3	0,68	32	45	1,39	[16]
17	Jankowice otw. nr T-55 odc. 0–3 m	18,1	21	30	29,7	0,65	35	44	1,28	[6]
18	Jankowice otw. nr T-55 cały otw.	16,5	39	60	28,1	0,62	38	43	1,14	[6]
19	Wieczorek otw. nr 722/2 cały otw.	9,2	77	119	14,0	0,65	35	24	0,69	[24]
20	Wieczorek otw. nr 707/2 odc. 0–3 m	26,6	20	43	27,8	0,67	33	31	0,93	[24]
21	Wieczorek otw. nr 707/2 cały otw.	24,3	57	110	25,5	0,70	30	38	1,28	[24]
22	Wieczorek otw. nr 1 cały otw.	18,4	69	92	20,8	0,81	19	14	0,75	[12]
23	Wieczorek otw. nr 2 cały otw.	17	53	101	18,2	0,70	30	16	0,53	[12]
24	Wieczorek otw. nr G-746 odc. 0–3 m	12,3	15	30	17,1	0,60	40	28	0,70	[19]
25	Bolesław Śmiały otw. nr 9 cały otw.	53,4	55	118	55,8	0,67	33	25	0,75	[23]
26	Bolesław Śmiały otw. nr 10 odc. 0–3m	13	19	30	27,4	0,55	45	60	1,33	[22]
27	Bolesław Śmiały otw. nr 2 odc. 0–3 m	6,6	14	30	12,6	0,49	51	34	0,67	[21]
28	Halemba otw. GIG-1 odc. 0–3 m	28	30	57	36,0	0,64	36	34	0,94	[25]
29	Halemba otw. GIG-1 cały otw.	30,6	57	110	38,6	0,64	36	31	0,86	[25]

Dane zawarte w tablicy poddano analizie statystycznej. Przyjęto, że zbiór wyników wskaźnika dopasowania Wd (kolumna 10, tabl. 1) stanowi próbę losową populacji generalnej. Dla tej próby wyznaczono następujące parametry (Daniek J. 1977):

- średnią arytmetyczną: 0,95;
- odchylenie standardowe: 0,28;
- wariancję: 0,078;
- współczynnik zmienności: 29,5%;
- przedział ufności: (0,67–1,23).

W celu zbadania wiarygodności otrzymanych wyników wyznaczono konieczną liczbę oznaczeń wskaźnika dopasowania Wd przy założonym poziomie istotności $\alpha = 0,1$ i dokładności d równej 0,1 z zależności (Daniek J. 1977)

$$n_k = \frac{\alpha S^2}{d^2} \quad (6)$$

gdzie:

n_k – konieczna liczba obserwacji,

t_{α}^2 – wartość krytyczna rozkładu t -Studenta dla danego stopnia istotności α i liczby stopni swobody r ,

S^2 – wariancja,

d – dokładność obserwacji.

Po podstawieniu do wzoru (6) następujących danych: $t_{\alpha}^2 = 2,92$, $S^2 = 0,078$ i $d = 0,1$, uzyskano konieczną liczbę obserwacji wskaźnika dopasowania Wd wynoszącą $n_k = 23$. Z powyższego wynika, że liczba koniecznych obserwacji jest mniejsza od rzeczywiście wykonanych ($n = 29$), więc uzyskane wyniki można uznać za wiarygodne, przy założonym poziomie istotności $\alpha = 0,1$.

Na podstawie powyższych rozważań określono empiryczną zależność między RQD i $RQDp$

$$RQD = Wd RQDp \quad (7)$$

gdzie Wd – należy do przedziału (0,67–1,23), średnio można przyjmować $Wd = 0,95$.

Aby wnioskowanie statystyczne dotyczące populacji generalnej wyników badań szczelinowatości górotworu na podstawie badań próby było w pełni wiarygodne należy sprawdzić, czy wyniki badań uzyskane na podstawie oględzin rdzenia i metodą penetrometryczną pochodzą z jednej populacji, czy też z dwóch różnych.

W celu odpowiedzi na powyższe pytanie z tablic rozkładu t -Studenta (Daniek J. 1977) wyszukuje się t_{α} , przy $n_1 + n_2 - 2$ stopniach swobody ($\alpha = 0,1$, $r = 29 + 29 - 2 = 56$). Test ten wylicza się ze wzoru

$$t = \frac{\bar{x}_1 - \bar{x}_2}{\sqrt{\frac{n_1 S_1^2 + n_2 S_2^2}{n_1 + n_2 - 2} \left(\frac{1}{n_1} + \frac{1}{n_2} \right)}} \quad (8)$$

gdzie:

$\bar{x}_1$ – średnia arytmetyczna pierwszej próby,

$\bar{x}_2$ – średnia arytmetyczna drugiej próby,

n_1 – liczebność pierwszej próby,

n_2 – liczebność drugiej próby,

S_1^2 – wariancja pierwszej próby,

S_2^2 – wariancja drugiej próby.

Nie ma podstaw do odrzucenia hipotezy, jeżeli spełniony jest warunek

$$|t| < t_{\alpha_i, n_1 + n_2 - 2} \quad (9)$$

W wyniku obliczeń powyższy warunek w rozpatrywanym przypadku jest spełniony, tzn.

$$|0,47| < 1,684 \text{ (dla } r = 40)$$

więc nie ma podstaw do odrzucenia hipotezy, że obie próby pochodzą z jednej populacji.

2. PRZYKŁADY ZASTOSOWANIA

Przykład 1

Należy obliczyć wskaźnik szczelinowatości RQD mając dane wyniki badań penetrometrycznych oraz pomiary długości odcinków rdzenia. Uzyskane w badaniach penetrometrycznych (rys. 1) dane, na przykład dla odcinka 0–3 m, są następujące:

$$R_{C\dot{s}r} = 25,1 \text{ MPa};$$

$$R_{Cmin} = 16,4 \text{ MPa};$$

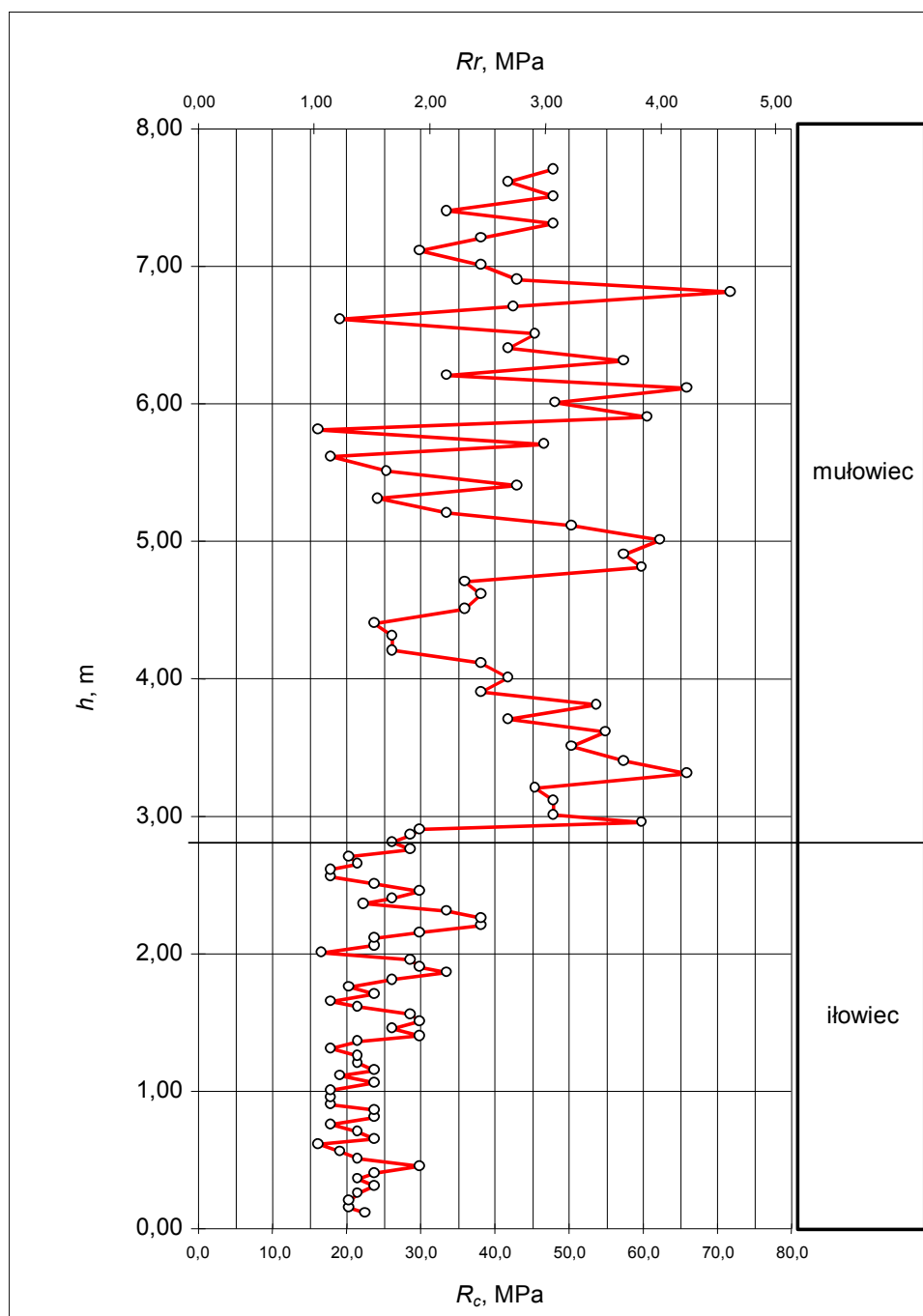
$$A = R_{C\dot{s}r} - R_{Cmin} = 25,1 - 16,4 = 8,7 \text{ MPa};$$

$$F = 38;$$

$$W_o = 59,$$

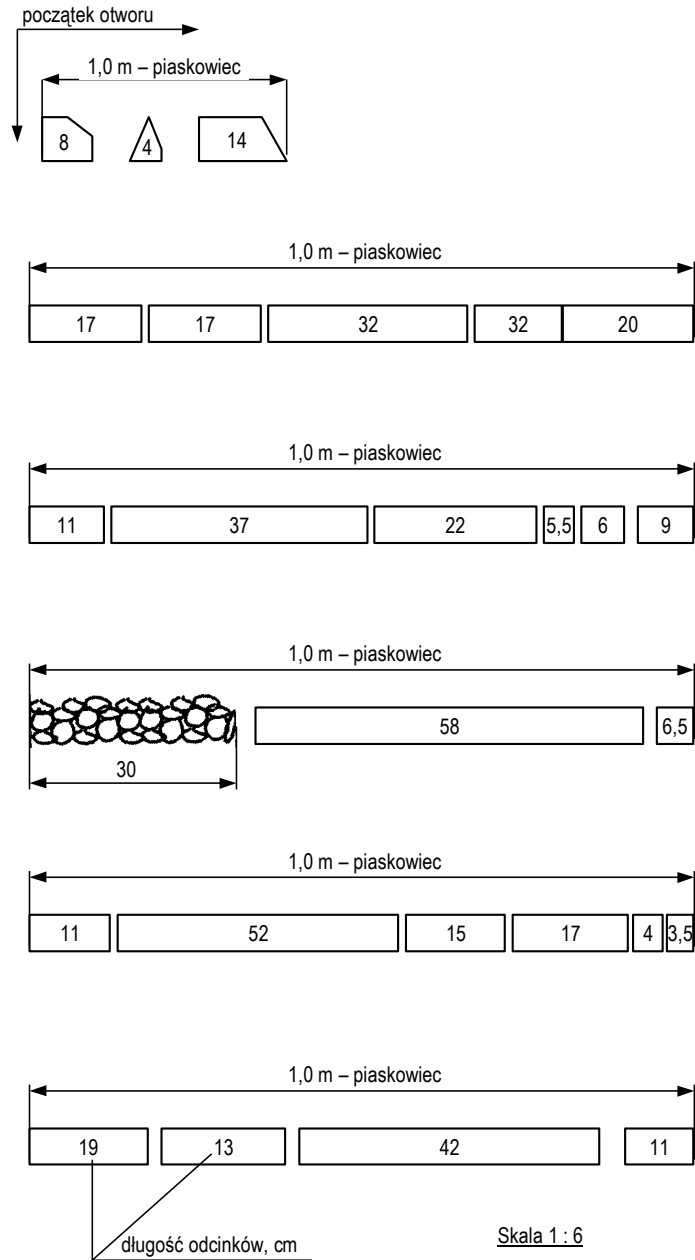
podstawia się do wzorów (2) i (3) i otrzymuje się $SP = 0,47$ i $RQDp = 53\%$. W wyniku pomiarów długości odcinków rdzenia (rys. 2) i zastosowania wzoru (1) otrzymujemy wynik dla odcinka 0–3 m: $RQD = 61\%$.

Ze względów bezpieczeństwa wydaje się zasadne przyjęcie do dalszych obliczeń projektowych wartości mniejszej, jeżeli oczywiście nie istnieją wątpliwości co do jej wiarygodności.



Rys. 1. Wyniki badań penetrometrycznych (KWK Bolesław Śmiały): R_c – wytrzymałość na ściskanie, h – odległość od stropu pokładu, R_r – wytrzymałość na rozciąganie

Fig. 1. Results of penetrometrical researches (KWK Bolesław Śmiały): R_c – compressing resistance, h – distance from sling, R_r – stretching resistance



Rys. 2. Opis rdzenia
Fig. 2. Core description

Przykład 2

Należy obliczyć wskaźnik szczelinowatości przy braku rdzenia, a jedynie na podstawie badań penetrometrycznych. Dane, na przykład dla odcinka 0–3 m (rys. 3), są następujące:

$$R_{C\dot{S}r} = 39,4 \text{ MPa};$$

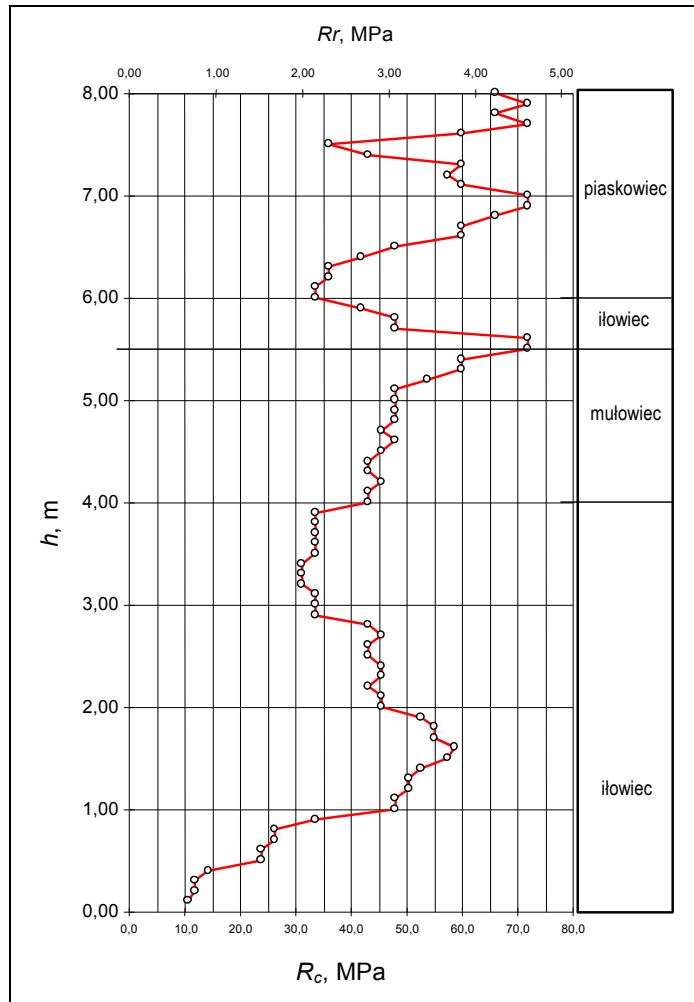
$$R_{C\min} = 10,8 \text{ MPa};$$

$$A = R_{C\dot{S}r} - R_{C\min} = 39,4 - 10,8 = 28,6 \text{ MPa};$$

$$F = 11;$$

$$W_O = 30.$$

Korzystając ze wzorów (2) i (3) otrzymuje się $SP = 0,52$ i $RQDp = 48\%$.

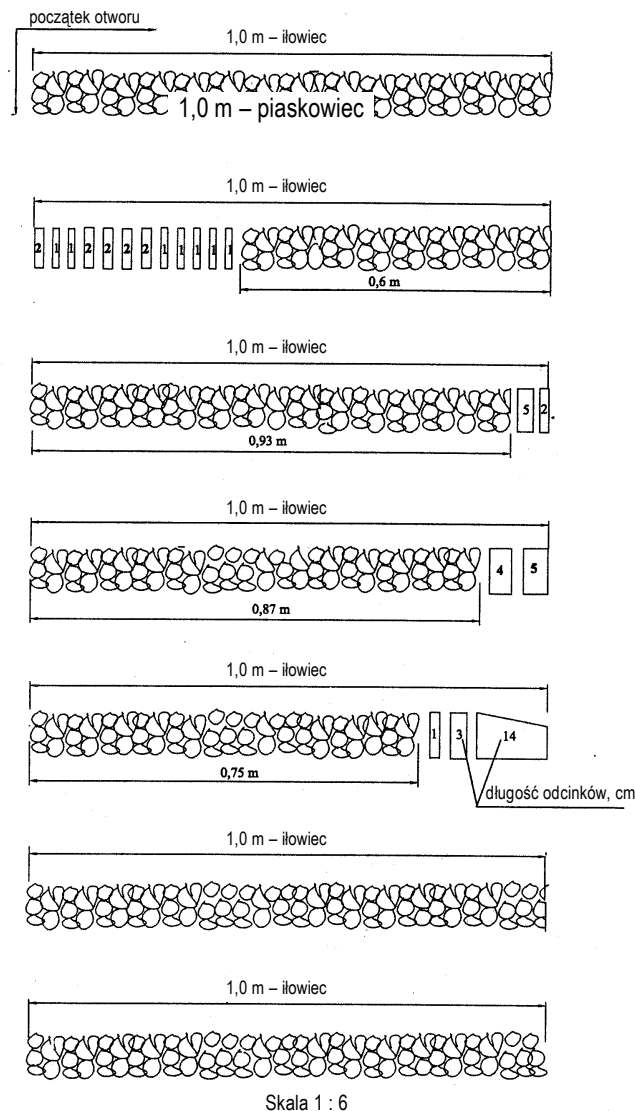


Rys. 3. Wyniki badań penetrometrycznych (KWK Wieczorek): R_c – wytrzymałość na ściskanie, h – odległość od stropu pokładu, R_r – wytrzymałość na rozciąganie

Fig. 3. Results of penetrometrical researches (KWK Wieczorek): R_c – compressing resistance, h – distance from sling, R_r – stretching resistance

Przykład 3

Rdzeń dostarczony do badań laboratoryjnych jest w postaci rumoszu skalnego (rys. 4). Jeżeli wyniki RQD uzyskane na podstawie oględzin rdzenia skonfrontuje się z obliczoną wartością $RQDp$ (jak w przykładzie 2) może okazać się, że są one nieporównywalne. Można więc sformułować zalecenie, że jeżeli stan górotworu *in situ* różni się od stanu rdzenia, to należy przyjmować RQD określone penetrometrem lub inną metodą. Wygląd rdzenia w tym przypadku należy kojarzyć z techniką wiercenia i sposobem transportu.



Rys. 4. Opis rdzenia rozdrobnionego
Fig. 4. Core divided on smaller pieces description

PODSUMOWANIE

W artykule omówiono nową metodę obliczania wskaźnika szczelinowatości górotworu RQD . Potrzeba opracowania takiej metody wyniknęła z wieloletniej praktyki projektowania obudowy kotwiowej w kopalniach węgla. Na podstawie analiz usunięto następujące wnioski:

- Podstawę metody stanowią wyniki badań uzyskane hydraulicznym penetrometrem otworowym, z wykorzystaniem spadków wytrzymałości górotworu poniżej średniej (2), które są przeliczane na wskaźnik szczelinowatości $RQDp$ (3).
- Analiza statystyczna zebranych wyników potwierdziła ich wiarygodność. Liczba 29 (tabl. 1) oznaczeń jest wystarczająca, aby na poziomie istotności $\alpha = 0,1$ i przy dokładności oznaczenia $d = 0,1$ określić empiryczną zależność między RQD uzyskanym na podstawie oględzin rdzenia i metodą penetrometryczną

$$RQD = Wd RQDp$$

gdzie Wd – wskaźnik dopasowania należący do przedziału (0,67–1,23), średnia 0,95.

- Nie ma podstaw do odrzucenia hipotezy, że wyniki badań szczelinowatości uzyskane na podstawie oględzin rdzenia oraz z badań penetrometrycznych pochodzą z jednej populacji.
- Aspektem praktycznym prezentowanej metody jest możliwość określania szczelinowatości górotworu dwoma równoważnymi, niezależnymi metodami. Istnieje tym samym możliwość dokładniejszego projektowania wyrobisk podziemnych.
- W celu zwiększenia precyzji metody są prowadzone dalsze badania.

Literatura

1. Bobrowski D. (1986): *Probabilistyka w zastosowaniach technicznych*. Warszawa, Wydaw. Naukowo-Techniczne.
2. Daniek J. (1977): *Statystyka matematyczna dla potrzeb górnictwa*. Skrypt szkoleniowy. Katowice, GIG.
3. Kidybiński A. (1982): *Podstawy geotechniki kopalnianej*. Katowice, Wydaw. Śląsk.
4. Kidybiński A. i inni (1998): *Wyniki badań geotechnicznych oraz sposób wzmacniania skrzyżowania ściany XII w pokł. 405/3 z chodnikiem podścianowym dla zastosowania przesypu kąowego*. Dokumentacja pracy badawczo-usługowej. Katowice, GIG (niepublikowana).
5. Kidybiński A. i inni (1999): *Projekt przykotwienia łuków stropnicowych w chodniku 004 w pokł. 501*. Dokumentacja pracy badawczo-usługowej. Katowice, GIG (niepublikowana).
6. Kidybiński A. i inni (2001): *Projekt obudowy kotwiowej dla chodnika nadścianowego Z-2 i dowiezchni Z-2 w pokł. 413/1+2 wraz z nadzorem autorskim*. Dokumentacja pracy badawczo-usługowej. Katowice, GIG (niepublikowana).
7. Kidybiński A. i inni (2001): *Projekt obudowy kotwiowej dla chodnika odstawczego i pochylni Z-2 w pokł. 411/1 wraz z nadzorem autorskim*. Dokumentacja pracy badawczo-usługowej. Katowice, GIG (niepublikowana).
8. Nierobisz A. i inni (2002): *Badania i projekt samodzielnej obudowy kotwiowej i podporowo-kotwiowej wyrobiska w pokładzie 509 poziom 380 zlokalizowanego*

- w filarze ochronnym szybów głównych. Dokumentacja pracy badawczo-usługowej. Katowice, GIG (niepublikowana).
9. Nierobisz A. i inni (1998): *Badanie penetrometryczne i określenie parametrów geomechanicznych skał stropowych, spągowych i węgla dla pokładu 308, parcela pomiędzy uskokami „Emil” i „Wojciech” oraz na północ od chodnika 302*. Dokumentacja pracy badawczo-usługowej. Katowice, GIG (niepublikowana).
 10. Nierobisz A. i inni (1998): *Badanie penetrometryczne i określenie parametrów geomechanicznych skał stropowych, spągowych i węgla dla pokładu 314, poz. 300, parcela pomiędzy uskokami „Mokierski”, „Hucisko”, „IV”*. Dokumentacja pracy badawczo-usługowej. Katowice, GIG (niepublikowana).
 11. Nierobisz A. i inni. (1998): *Określenie parametrów geomechanicznych skał stropowych i węgla pokładu 325 w chodniku 09/B*. Dokumentacja pracy badawczo-usługowej. Katowice, GIG (niepublikowana).
 12. Nierobisz A. i inni (2002): *Monitoring obudowy kotwionej w rozcince 327 dla ściany 308 pokład 620*. Dokumentacja pracy badawczo-usługowej. Katowice, GIG (niepublikowana).
 13. Nierobisz A., Grim A. Nazim J. (2000): *Badanie parametrów geomechanicznych skał w części wschodniej pokł. 620 w aspekcie zastosowania obudowy kotwionej dla rozrzedzania obudowy ŁP*. Dokumentacja pracy badawczo-usługowej. Katowice, GIG (niepublikowana).
 14. Nierobisz A., Grim A., Nazim J. (2000): *Projekt przyklatwiania łuków stropnicowych w pochylni badawczej I i chodniku badawczym II pokład 418, w celu wyeliminowania dodatkowej obudowy wzmacniającej na skrzyżowaniu ściany 436 z chodnikiem badawczym II oraz ściany 439 z pochylnią badawczą I*. Dokumentacja pracy badawczo-usługowej. Katowice GIG (niepublikowana).
 15. Nierobisz A., Grim A., Nazim J. (2001): *Analiza warunków geotechnicznych i opracowanie projektu optymalnego sposobu utrzymania stateczności chodnika kierunkowego nr 6 w pokładzie 304 poz. IV-VI (podścianowy ściany nr 306)*. Dokumentacja pracy badawczo-usługowej. Katowice, GIG (niepublikowana).
 16. Nierobisz A., Grim A., Nazim J. (2001): *Badania penetrometryczne w chodniku nr 406, pokład 324/3 dla doboru obudowy*. Dokumentacja pracy badawczo-usługowej. Katowice, GIG (niepublikowana).
 17. Nierobisz A., Grim A., Nazim J. (2001): *Projekt przykotwienia stropnic obudowy specjalnej Arnall dla dowierzchni ściany nr 156 w pokładzie 315 wschód*. Dokumentacja pracy badawczo-usługowej. Katowice, GIG (niepublikowana).
 18. Nierobisz A., Grim A., Nazim J. (2001): *Weryfikacja projektu przykotwienia stropnic obudowy specjalnej Arnall dla dowierzchni ściany nr 156 w pokładzie 315 wschód*. Dokumentacja pracy badawczo-usługowej. Katowice, GIG (niepublikowana).
 19. Nierobisz A., Grim A., Nazim J. (2002): *Badania parametrów wytrzymałościowo-odkształceniowych górotworu wraz z projektem kotwienia skrzyżowania ściana-chodnik i projektem wzmocnienia obudowy za frontem ściany 307 w pokładzie 620*. Dokumentacja pracy badawczo-usługowej. Katowice, GIG (niepublikowana).
 20. Nierobisz A., Grim A., Nazim J. (2002): *Badania parametrów wytrzymałościowo-odkształceniowych górotworu wraz z projektem obudowy podporowo-kotwionej dla chodnika technologicznego w pokładzie 510 (warstwa podstropowa)*. Dokumentacja pracy badawczo-usługowej. Katowice, GIG (niepublikowana).
 21. Nierobisz A., Grim A., Nazim J. (2002): *Badania penetrometryczne w chodniku nr 413, pokład 324/3 dla doboru obudowy*. Dokumentacja pracy badawczo-usługowej. Katowice, GIG (niepublikowana).

22. Nierobisz A., Grim A., Nazim J. (2002): *Badania penetrometryczne w chodniku nr 501, pokład 325 dla doboru obudowy*. Dokumentacja pracy badawczo-usługowej. Katowice, GIG (niepublikowana).
23. Nierobisz A., Grim A., Nazim J. (2002): *Badania penetrometryczne w chodniku nr 509, pokład 325 dla doboru obudowy*. Dokumentacja pracy badawczo-usługowej. Katowice, GIG (niepublikowana).
24. Nierobisz A., Grim A., Nazim J. (2002): *Badania penetrometryczne w stropie przekopu poz. 550 KWK Wieczorek*. Dokumentacja pracy badawczo-usługowej. Katowice, GIG (niepublikowana).
25. Nierobisz A., Grim A., Nazim J. (2002): *Projekt obudowy podporowo-kotwionej dla przecinki rozruchowej ściany 4 i 5 w pokładzie 413/2/H zgodnie z obowiązującymi przepisami wraz z kalkulacją kosztów obudowy*. Dokumentacja pracy badawczo-usługowej. Katowice, GIG (niepublikowana).
26. Pilecki Z. (2002): *Wyznaczanie parametrów górotworu na podstawie klasyfikacji geotechnicznych*. Kraków, Wydaw. Drukrol.
27. Rozporządzenie Ministra Gospodarki z dnia 28 czerwca 2002 r. w sprawie bezpieczeństwa i higieny pracy, prowadzenia ruchu oraz specjalistycznego zabezpieczenia przeciwpożarowego w podziemnych zakładach górniczych. Zał. nr 3, Dz.U. nr 139 poz. 1169 z dnia 2 września 2002.
28. Rułka K. i inni (2000): *Uproszczone zasady doboru obudowy korytarzowych wyrobisk przygotowawczych*. Katowice, GIG.

Recenzent: prof. dr hab. inż. Antoni Kidybiński

Antoni Kidybiński, Andrzej Nierobisz

NUMERYCZNE MODELOWANIE DYNAMIKI UDARU SKAŁ W OBUDOWĘ, SPOWODOWANEGO WSTRZĄSEM SEJSMICZNYM LUB TĄPNIĘCIEM

Streszczenie

W miarę wyczerpywania się zasobów węgla na płytszych poziomach eksploatacja złóż węgla w kopalniach Górnośląskiego Zagłębia Węglowego przebiega na coraz większych głębokościach, a także – rozpoczęcie eksploatacji złoża naruszonego eksploatacją pokładów wyżej lub niżej położonych lub zaangażowanych tektonicznie – powoduje zwiększenie nasilenia wstrząsów sejsmicznych w górotworze i pogarszanie się warunków eksploatacji oraz bezpieczeństwa. Szczególnie dotyczy to kopalń, w których są eksploatowane pokłady warstw siodłowych (grupa 500) – znanych z dużej skłonności górotworu do tąpnięć oraz występowania w stropach pokładów węgla grubych i mocnych ławic piaskowców, które są źródłem silnych wstrząsów sejsmicznych.

W celu bliższego rozpoznania wpływu wstrząsów na zagrożenie zawaleniem stropu wyrobiska korytarzowego znajdującego się w zasięgu oddziaływania wstrząsu sejsmicznego, powstawania zagrożenia tąpnięciem ociosowym lub spagowym, a przede wszystkim – wpływu wstrząsów na zachowanie się i niezbędne zagęszczenie obudowy kotwicznej – podjęto badania symulacyjne, wykorzystując istniejące programy komputerowe GIG ze zmodyfikowaną częścią dotyczącą naprężeń dynamicznych powstających w górotworze pod wpływem wstrząsów sejsmicznych. Dobrano mianowicie odpowiednie programy, takie jak:

- CHODNIK – symulujący zasięg odspojenia stropu nad wyrobiskiem i wirtualny zawał stropu,
- TĄPANIA 1 – symulujący stopień zagrożenia i dynamikę tąpnięcia ociosowego wraz z ewentualnym naruszeniem spagu oraz program
- FLOBURST – symulujący stopień zagrożenia i dynamikę tąpnięcia spagowego oraz przeprowadzono ogółem 114 cykli symulacji.

W wyniku przeprowadzonych badań określono: wpływ magnitudy i odległości ogniska wstrząsu od analizowanego wyrobiska korytarzowego – na dodatkowe naprężenia dynamiczne w skałach stropowych, optymalną długość kotwi jako funkcję magnitudy (modelowano od zera do 3,4) oraz odległości hipocentralnej wstrząsu (modelowano przedział 50–400 m), warunki zaistnienia zagrożenia tąpnięciem ociosowym oraz oczekiwanej energii udaru masy skał spagowych – przy małym, średnim i dużym zagrożeniu wstrząsem sejsmicznym. Określono także optymalną długość i zagęszczenie kotwi w zależności od magnitudy i odległości ogniska wstrząsu sejsmicznego górotworu od analizowanego wyrobiska, dla typowej szerokości wyrobiska wynoszącej 6,0 m.

Praca stanowi pierwszy (teoretyczny) etap projektu celowego pt. „Systemy kotwienia dla wyrobisk korytarzowych zagrożonych wstrząsami” – dofinansowanego przez Ministerstwo Nauki i Informatyzacji, zaś podjętego do wdrożenia przez Kompanię Węglową S.A. z poligonem doświadczalnym w kopalni „Jankowice”.

Numerical simulation of rock impact dynamics on mine supports during seismic tremor or rockburst

Abstract

Still growing depth of coal mining in Upper Silesian Coal Basin which is caused by exhaustion of reserves at shallow levels as well as working the seams being disturbed by mining at lower or upper

horizons and seams tectonically engaged – are the reasons of ever growing frequency and energy of seismic events occurring in the area. Seismic tremors are badly affecting both mine safety of work and conditions for mining activity. In particular, this refers to those mines which are undertaking extractive works in anticline strata (group of seams numbered from 500 up) – as known from high bursting propensity indices of coal and thick layers of strong sandstones in the roof of coal seams, which are the sources of seismic events. Research work was undertaken to find closer relations between seismic events occurring in mines and roof strata falling hazard as well as rib bursting phenomena and dynamic floor heaving hazard at longwall entries. But first of all an effect of seismicity on behavior and parameters required for rock bolting systems were in the scope of investigations which have been done by numerical simulation with existing CMI computer programs by modifying of their dynamic stress related segment.

Three programs were selected, namely:

- CHODNIK – simulating vertical range of roof fracturing over the roadway and virtual roof strata failure,
- TAPANIA 1 – simulating a risk and dynamics of rib born coal burst as well as floor strata failure extent,
- FLOBURST – simulating a risk and the dynamics of floor strata heaving.

Then, 114 runs of these programs were executed and as a result following was received: effect of magnitude and focal distance on dynamic stresses generated within roof strata, optimum length of roof bolts as a function of magnitude (from zero to 3.4 simulated) and focal distance of seismic event (from 50m to 400m simulated), conditions essential for rib born coal burst occurrence and energy of floor burst expected – for small, medium and high intensity of seismic event within nearby rock masses. Optimum length and spacing of roof bolts as dependent from magnitude and focal distance of seismic event was also received for typical rectangular cross section of an opening 6.0 meters wide.

The work discussed is a first (theoretical) stage of a targeted research project “Rock bolting systems for mine roadways subjected to seismic tremors hazard” – sponsored by the Polish Ministry of Science and Informatics and ordered at the Central Mining Institute by Coal Company S.A. with experiments scheduled at Jankowice Colliery.

WPROWADZENIE

Obudowy górnicze zarówno wyrobisk korytarzowych, jak i eksploatacyjnych, są projektowane wyłącznie na działanie obciążeń statycznych. Znajduje to uzasadnienie w trudnej przewidywalności dynamicznych przejawów ciśnienia górotworu w kopalniach, w przeciwieństwie do stosunkowo prostych założeń związanych z obciążeniami statycznymi. Założenia te dotyczą konieczności przejmowania przez obudowę ciężaru odspojonych skał stropowych z pewną rezerwą ujętą współczynnikiem bezpieczeństwa. Odspojenie się skał stropowych nad wyrobiskiem następuje w ograniczonym pionowym zasięgu – w zależności od zwięzłości skał stropowych, odstepu i kierunku szczelin w stropie, czasu istnienia wyrobiska od chwili jego wydrążenia oraz rodzaju obudowy (bierna, czynna). Obudowa podporowa (na przykład z łuków stalowych) ma charakter bierny, to znaczy wzrost jej obciążenia następuje w wyniku rzeczywistego przemieszczania się masy skał stropowych znajdujących się w obrębie zasięgu odspojenia – ku wnętrzu wyrobiska, w zakresie na który zezwala podatność (odkształcalność) obudowy podporowej. Obudowa kotwiowa natomiast ma charakter czynny, to znaczy przeciwstawia się ona odpajaniu się skał stropowych od warstw wyżej leżących. Zachodzi to na skutek jej podwieszającego bądź spinającego działania. Jedną z metod projektowania obudowy kotwiowej polega na obliczeniowej symulacji pionowego zasięgu odspojenia stropu w nieobudowanym wyrobisku – przy danym profilu wytrzymałościowym skał stropowych, a więc

wykorzystuje się w niej wirtualne spękania i przemieszczenia się warstw stropowych ku wnętrzu wyrobiska w celu wyznaczenia racjonalnej długości i zagęszczenia kotwi w projektowanej obudowie kotwiowej. Należy zauważyć, że w metodzie tej – przyjmując model podwieszania spękanego stropu – zakłada się bardzo wysoki jakościowy współczynnik bezpieczeństwa stateczności stropu wynikający z tego, że minimalna grubość spiętego kotwiami statecznego pakietu skał stropowych jest na ogół znacznie mniejsza od długości kotwi wyznaczonej z symulacji odspojenia warstw stropowych, zgodnie z którą nastąpi swobodny opad spękanych skał do wysokości sklepienia odspojenia.

Rozważania powyższe mają pewne znaczenie ze względu na możliwość wystąpienia, w czasie użytkowania danego wyrobiska, dodatkowych obciążeń dynamicznych spowodowanych oddziaływaniem wstrząsów sejsmicznych górotworu. W polskich kopalniach węgla jest możliwe *post factum* dokładne określenie przez służby sejsmologiczne energii sejsmicznej (bądź magnitudy) oraz odległości epicentralnej zaistniałych wstrząsów górotworu. Niewystarczającą dokładność określania pionowej składowej położenia ogniska wstrząsu kompensuje się zwykle przez geologiczną analizę pionowego położenia tzw. warstwy wstrząsogennej nad prowadzonymi robotami górniczymi, co pozwala na przybliżoną ocenę odległości hipocentralnej ogniska zaistniałego wstrząsu górotworu. W przypadku oceny dynamicznego składowego obciążenia obudowy nie ma na ogół potrzeby dążenia do prognostycznego określania energii i odległości najbliższego spodziewanego wstrząsu górotworu (co ma znaczenie na przykład przy zabezpieczaniu wyrobiska przed przejściem energii spodziewanego tąpnięcia). Wystarczy w tym celu znać średnią oraz maksymalną energię sejsmiczną spodziewanych wstrząsów w dłuższym czasie użytkowania danego wyrobiska oraz położenie najbliższej wyrobiskom warstwy wstrząsogennej w stropie rozcinanego pola w pokładzie węglowym. Pozwala to na uzyskanie racjonalnej, pod względem dokładności, prognozy poziomu sejsmiczności danego pola eksploatacyjnego i dobór obudowy stosownie do spodziewanych dodatkowych naprężeń dynamicznych. Do osiągnięcia tego celu konieczne jest wszakże spełnienie dwóch warunków, a mianowicie:

- 1) posiadanie empirycznej podstawy do sporządzania prognozy sejsmiczności, wynikającej głównie z doświadczeń uzyskanych podczas eksploatacji danego pokładu we własnej kopalni lub kopalniach sąsiednich,
- 2) możliwości symulacji (modelowania) zachowania się górotworu w warunkach występowania skumulowanych naprężeń statycznych oraz dynamicznych o określonej wielkości i kierunku oddziaływania.

Pierwszy z wymienionych warunków jest szczególnie trudny do spełnienia w kopalniach, w których po raz pierwszy rozpoczyna się eksploatację danego pokładu lub grupy pokładów. Szczególnie dotyczy to sytuacji rozpoczynania robót górniczych w grupie pokładów siodłowych (500), które w Górnośląskim Zagłębiu Węglowym wykazują dużą sejsmiczność spowodowaną głównie występowaniem silnie związłych i grubowarstwowych piaskowców w stropie niektórych pokładów węglowych tej grupy. Do takich kopalń należy na przykład wchodząca w skład Kompanii Węglowej S.A., kopalnia „Jankowice”.

Niniejszy artykuł stanowi sprawozdanie z wykonania pierwszego, teoretycznego etapu wspólnego badawczego projektu celowego Kompanii Węglowej S.A. i Głównego Instytutu Górnictwa pt. „Systemy kotwienia dla wyrobisk korytarzowych zagrożonych wstrząsami” – a opisane w nim symulacje komputerowe – przy wykorzystaniu oraz częściowej adaptacji istniejącego oprogramowania komputerowego – wykonano w celu wykazania wpływu wstrząsów sejsmicznych górotworu na przyrost naprężeń w górotworze i wzrost wymagań w stosunku do stosowanej obudowy kotwionej.

1. WPLYW WSTRZĄSÓW NA ZACHOWANIE SIĘ GÓROTWORU OTACZAJĄCEGO WYROBISKO KORYTARZOWE ORAZ KOTWI

Ze względu na to, że wstrząsy sejsmiczne górotworu są w znacznej mierze zjawiskami losowymi w literaturze zarówno polskiej, jak i światowej, dotyczącej wpływu wstrząsów na stateczność wyrobisk podziemnych i zachowania się obudowy (w tym kotwionej), często zastępczo są opisywane zjawiska powstające pod wpływem wstrząsów sztucznych, wywołanych bądź odpaleniem ładunku materiału wybuchowego, bądź opuszczeniem masy na element obudowy. Poważny wkład w badania dynamicznego obciążenia kotwi pod wpływem wstrząsów i uderzeń wniósł na przykład Siewierski (Siewierski S. 1975; Pochciał Z., Siewierski S., Sztuk H. 1976; Siewierski S. 1978; Siewierski S. 1980), prowadząc zarówno prace teoretyczne, laboratoryjne, jak i pomiary w kopalniach. Stwierdził on między innymi, że warunek bezpieczeństwa dla kotwi rozprężnych z naciągiem wstępnym ma następującą postać

$$\sigma_d = K_d [(r^2 l_h \rho g + N_0) / f] \leq R_r \quad (1)$$

gdzie:

- σ_d – naprężenie dynamiczne;
- K_d – współczynnik dynamiczny ($K_d = 2$);
- N_0 – naciąg wstępny kotwi ($N_0 = 30$ do 50 kN), N;
- f – pole przekroju poprzecznego żerdzi, m^2 ;
- r – rozstaw kotwi w rzędach, m;
- ρ – gęstość skał, kg/m^3 ;
- g – przyspieszenie ziemskie, m/s^2 ;
- R_r – wytrzymałość na rozciąganie materiału kotwi, N/m^2 ;
- l_h – grubość odspojonej ławicy skał stropowych, m.

S. Siewierski przeprowadził ponadto uderowe i wibracyjne (wibrator znajdował się na powierzchni) badania kotwi rozprężnych, wykazując, że przy uderach o energii 12–400 J na uder, tracą one całkowicie swój naciąg wstępny po 2–20 uderach (Siewierski S. 1980).

Doświadczalnie zasięg spękań calizny skalnej przy robotach strzelniczych w kopalni odkrywkowej określił Onderka (Onderka Z. 1986), zaś Dubiński (Dubiński J. 1989) sformułował podstawy dla prognozowania zagrożenia wstrząsami sejsmicznymi w kopalniach węgla kamiennego, co ma duże znaczenie do oceny spodziewanego obciążenia dynamicznego obudowy w kopalniach, w których występują głównie wstrząsy naturalne, zaś robót strzelniczych nie stosuje się.

W zbiorowej publikacji wydanej przez Bulsona (Bulson P.S. (edit.) 1989) zostały opisane teoretyczne podstawy analizy dynamicznego obciążenia budowli wstrząsem lub uderem. Interesujące są w niej zwłaszcza analizy dynamicznej odpowiedzi struktur warstwowych, w których uwzględniono ich częstotliwości własne (rezonansowe) oraz warunki dynamicznego (udarowego) zniszczenia płyt.

Kuzmienko i inni (Kuzmienko A.A., Vorobiev V.D., Denisyuk I.I., Dauetas A.A. 1993) zebrali liczne przykłady wyników pomiarów sejsmicznych dotyczących wpływów robót strzelniczych. W publikacji podali prędkości przebiegu fal sejsmicznych w różnych ośrodkach skalnych i gruntowych, sformułowali także doświadczalne wartości dopuszczalnych prędkości drgań cząstek skał i betonów z uwagi na zachowanie ich stateczności (20–130 cm/s).

Froedge (Froedge D.T. 1995) przeanalizował doświadczalnie niejednorodność odpowiedzi dynamicznej ośrodka skalno-gruntowego, co jest zwykle pomijane w rozważaniach. Podał przykład mapy rozkładu wartości *PPV* (maksymalnej prędkości drgań cząstek skalnych) na obszarze około 1800×1600 m objętym badaniami systemu izo-sejsmicznego, gdzie pomierzone wartości w zależności od rodzaju podłoża geologicznego i odległości od punktów strzelania wahały się od 0,05 do 0,75 cm/s. Nasuwa to wniosek o konieczności odrębnego traktowania parametrów odspojonej ławicy skał stropowych od reszty nierozwarstwionego stropu.

Hoek, Kaiser i Bowden (Hoek E., Kaiser P.K., Bawden W.F. 1995) w swej książce o znacznie szerszym zakresie, poświęcili nieco miejsca zagadnieniu prawdopodobieństwa uszkodzenia kotwi mechanicznej (rozprężnej) oraz ocenie stateczności wyrobisk komorowych przy zastosowaniu metody wykresu stateczności. W metodzie tej uwzględniono wiele czynników geologicznych, takich jak upad warstw, gęstość ich spękania, kierunek upadu i spękań w stosunku do kierunku grawitacji itp. Ponadto, stateczność wyrobiska oceniono w układzie współrzędnych: rozpiętość stropu wyrobiska – wskaźnik (liczba) stateczności, co podkreśla rolę szerokości wyrobiska w ocenie stateczności stropu, często niedocenianą w górnictwie zarówno rud metali, jak i węgla.

Xu i inni (Xu H., Rodger A.A., Holland D.C., Littlejohn G.S. 1995) opisali pracę kotwi wklejanych zainstalowanych w przodku tunelu, w którym prowadzono roboty strzałowe. Długość kotwi wynosiła 6,0 m, zaś odległość od urabianego przodka – od 1,1 do 5,7 m. Naciąg wstępny kotwi wynosił od 3 do 108 kN. W czasie drażenia tunelu prowadzono ich ciągłą obserwację przez 47 dni. Górotwór składał się z mikrodiorytów o średniej wytrzymałości na ściskanie 254 MPa, w których prędkości fal sejsmicznych dochodziły do 5900 m/s. Roboty strzelnicze obejmowały zabiór 4-metrowy i odpalanie materiału wybuchowego w 138 otworach, dwudziestoma trzema seriami, przy przekroju przodka 10 × 8 m. W wyniku pomiarów stwierdzono, że zmiany naciągu kotwi wynosiły ± 10% naciągu wstępnego i objęły 74% kotwi bezpośrednio po odstrzale i 33% kotwi – w okresie do 47 dni. Ponadto stwierdzono, że bezpieczna odległość instalowania kotwi (wklejanych) od strzelanego przodka wynosi 4 m, zaś graniczna wielkość *PPV* przy strzelaniu – dla zachowania nienaruszonego stanu kotwi wynosi 0,225 m/s. Po strzelaniach zaobserwowano powstanie nowych mikroszczelin w skałach oraz zwiększenie rozwarcia poprzednio istniejących,

co spowodowało wewnętrzne odspojenie się skał w masywie. Wzrost obciążenia kotwi był skutkiem odspojenia się skał, zaś spadek obciążenia zachodził w rejonach zamykania się szczelin.

W publikacjach Kidybińskiego (Kidybiński A. 1995a; 1995b; 1997) została podkreślona potrzeba zapewnienia dodatkowej nośności kotwi w strefach przewidywanych obciążeń dynamicznych oraz możliwość prognozowania obciążeń statycznych – na podstawie oceny masy strefy odspojenia skał (w zależności od profilu wytrzymałościowego skał stropowych). Obciążenia dynamiczne można obliczyć na podstawie spodziewanej wielkości *PPV*, którą określa się z równania skalowanej odległości, odpowiednio:

- dla wstrząsów naturalnych – na podstawie energii sejsmicznej w ognisku i na podstawie odległości danego wyrobiska od hipocentrum wstrząsu,
- dla wstrząsów powodowanych robotami strzałowymi – na podstawie pierwotnej wersji równania skalowanej odległości, zawierającego współczynniki dla danego górotworu określone z pomiarów.

Za większością autorów różnych opracowań można przyjąć prostą superpozycję naprężeń statycznych i dynamicznych w przestrzennym układzie wektorowym.

Scoble i inni (Scoble M.J., Lizotte Y.C., Paventi M., Mohanty B.B. 1997) analizowali uszkodzenia wyrobisk i obudowy wynikające z robót strzałowych jako ich uboczny skutek. Doszli do wniosku, że uszkodzenia górotworu należy rozpatrywać w dwóch kategoriach, a mianowicie jako:

- szkody bezpośrednie (w tzw. bliskim polu według nazewnictwa sejsmologicznego) polegające na miejscowym kruszeniu skał oraz przekroczeniu ich wytrzymałości na ściskanie bądź rozciąganie – w pobliżu otworów strzałowych (do 20-krotnej średnicy tych otworów),
- szkody pośrednie, wynikające z rozchodzenia się drgań w górotworze, sięgające daleko poza strefę działania bezpośredniego (tzw. pole dalekie) i obejmujące głównie odspojanie się skał od calizny, poszerzanie zasięgu istniejących spękań i poślizgi międzyblokowe.

Autorzy ci stwierdzili, że najlepszym sposobem oceny stopnia intensywności potencjalnych szkód powstających w wyniku robót strzałowych jest analiza prędkości drgań cząstek skalnych spowodowanych strzelaniem i podali – za innymi źródłami – krytyczne wartości *PPV* związane z progiem uszkodzenia (0,2–0,3 m/s) lub zniszczenia (>0,6 m/s) górotworu otaczającego wyrobisko. Wartości te należy odnosić do „najsłabszego ogniwa” w górotworze otaczającym wyrobisko.

W tym aspekcie należy podkreślić duże znaczenie zastosowania odpowiedniej metody oceny i klasyfikacji górotworu (Kidybiński A. 1998) w przypadkach doboru obudowy kotwiowej.

W poszukiwaniu kryteriów dynamicznego uszkodzenia wyrobisk górniczych (oprócz granicznych wartości *PPV* określonych na drodze doświadczalnej) możliwe jest wzięcie pod uwagę również czynnika przyjętego w rozważaniach nad ryzykiem sejsmicznym, a mianowicie objętości górotworu objętej przemieszczeniami – Eneva i inni (Eneva M., G.Van Aswegen, Mendecki A.J. 1998), chociaż dotyczy to innej skali zjawisk mechanicznych.

Na razie jednak jedynymi praktycznie dostępnymi kryteriami stateczności są kryteria granicznej prędkości drgań cząstek skalnych wskutek oddziaływania wstrząsu spowodowanego robotami strzałowymi. Aby jednak kryteria te były wystarczająco dokładne, do równania skalowanej odległości (wiążącego prędkość drgań z masą ładunku wybuchowego i odległością od jego środka do rozpatrywanego punktu wyrobiska) powinno się wstawić dwa współczynniki określone w bezpośrednich pomiarach prędkości drgań stropu w wyrobiskach tego samego typu i w takich samych warunkach geologicznych, którego dotyczyć mają przyszłe prognozy. W związku z tym dużej wartości nabierają przeprowadzone niedawno przez zespół pracowników GIG, pod kierownictwem G. Mutke (Mutke G. i inni 1999), pomiary prędkości drgań stropu przy strzelaniach w trzech kopalniach LGOM.

Ochrona przed drganiami może dotyczyć nie tylko zwykłych wyrobisk górniczych, lecz również wyrobisk o specjalnym przeznaczeniu – na przykład podziemnych składowisk odpadów nuklearnych bądź paliwa jądrowego. W takich sytuacjach wymagania dotyczące robót strzałowych prowadzonych w sąsiedztwie obiektu są bardziej rygorystyczne, a kryteria granicznej prędkości drgań cząstek skalnych – bardziej restrykcyjne. Dla przykładu można przytoczyć wyniki badań Fredrikssona (Fredriksson A. 1999) komory składowniczej paliwa jądrowego, w sąsiedztwie której drążono kolejną komorę. Graniczne dopuszczalne wartości *PPV* na konturach istniejącej komory przyjęto wstępnie 0,055–0,080 m/s w odległości 40 m od miejsca wykonywania robót strzałowych, następnie przeprowadzono szczegółową symulację dynamiki wynikającej z tych robót dla otrzymania dopuszczalnych parametrów, osobno dla stropu, spągu oraz ścian bocznych chronionej komory. Maksymalne dodatkowe obciążenie kotwi obliczono na 56 kN dla rozstawu kotwi 2,0 m, zaś graniczną wartość *PPV* dla najbardziej wrażliwych części konturu komory (strop i spąg) ustalono na 0,025–0,035 m/s. Wartości te są więc o jeden rząd wielkości mniejsze od przyjmowanych za inicjujące uszkodzenie wyrobiska górniczego (0,2 m/s).

We współczesnym górnictwie podziemnym stosowane kotwie i obudowy kotwowe są różnorodne. Należą do nich kotwie rozprężne i wklejane, kotwie rozprężne wzmacniane ładunkiem klejowym, cementowane, rurowe (w tym typu Swellex), linowe, strunowe i inne (Villaescusa E. i inni (edit.) 1999). O ile jednak przestrzega się zasady, aby nowe typy kotwi przed ich upowszechnieniem przebadać na nośność statyczną, bardzo rzadko towarzyszą temu badania odporności dynamicznej. Często nawet w przypadku kotwowych obudów *zaporowych* (mających uchronić wyrobisko przed skutkiem tąpnięcia) – obudowy dobiera się metodą prób i błędów, bez odpowiednich badań wstępnych. Wymagane są przeto badania dynamicznej odporności różnych typów kotwi, co może być zrealizowane na dużym stanowisku laboratoryjnym przystosowanym do różnych odmian kotwi.

Ocena energii przemieszczenia ławic skał stropowych wskutek wstrząsu

W celu określenia dynamicznego obciążenia kotwi wskutek wstrząsu spowodowanego robotą strzałową, przeanalizowano jednostkową energię dynamiczną generowaną przez różnej grubości pojedynczą odspojoną ławicę stropową.

Zgodnie z równaniem na energię kinetyczną ciała będącego w ruchu

$$E_k = \frac{mv^2}{2} \quad (2)$$

gdzie:

m – masa ciała,

v – prędkość jego ruchu,

dla wycinka odspójonej ławicy stropowej, przypadającego na jedną kotew obudowy podstawowej, przyjęto następujące równanie na energię uderu

$$E_u = \frac{1}{2} \left[\frac{h^2 \gamma}{s} \right] \quad (3)$$

gdzie:

E_u – energia uderu, J;

s – odstęp kotwi w siatce, m;

h – grubość odspójonej ławicy skał stropowych, m;

γ – gęstość masy skał stropowych, kg / m³;

p – maksymalna prędkość ruchu skał (PPV) wskutek wstrząsu spowodowanego robotami strzałowymi, m/s.

Z kolei wartość PPV można obliczyć według równania skalowanej odległości ze współczynnikami A oraz B pochodzącymi z pomiarów wykonanych w kopalniach.

Wpływ wstrząsów i uderów na stan kotwi

Wspomniane badania Siewierskiego (Siewierski S. 1980) dotyczące kotwi mechanicznych typu KE-3 polegały na użyciu wibratora – na powierzchni kopalni – zaś w badaniach dołowych – przykręcanych do końcówek kotwi przedłużaczy, po których opuszczano swobodnie do płytki oporowej krążki żelazne o odpowiedniej masie. Masę tę i długość przedłużacza (pręta stalowego) dobierano tak, aby energia pojedynczego uderu E_u w głowicę kotwi wynosiła: 12, 50, 100, 200 oraz 400 J. Po każdej próbie udarowej mierzono resztkowy naciąg kotwi i porównywano go z naciągiem początkowym (wstępnym) N_w , który wynosił 40 lub 20 kN.

W celu oceny energii uderu występującej podczas drażenia wyrobiska oraz porównania jej z wartościami E_u , przyjętymi w omawianych badaniach dynamicznych, wykonano obliczenia (dla grubości odspójonej ławicy stropu $h = 0,5$ m) z których wynika, że kolejne rzędy kotwi za przodkiem podlegają udarowi silnie uzależnionemu od masy materiału wybuchowego, oznaczonej przez Q . Istotny jest równocześnie odstęp od przodka, wynoszący zwykle 3–6 m. W wymienionym przedziale odległości od przodka, według obliczenia, występują następujące obciążenia dynamiczne kotwi:

Q , kg	E_u , J
5	8,4
10	23,3
20	64,7
30	117,4
40	179,3
50	248,9

gdzie:

Q – masa maksymalnego ładunku MW odpalanego z określonym opóźnieniem, kg;
 E_u – energia uderu, J.

Z porównania wyżej podanych wartości z danymi uzyskanymi przez Siewierskiego wynika, że masa MW odpalana przy jednym numerze zwłoki czasowej, wynosząca do około 15 kg, zapewnia utrzymanie przynajmniej 80% naciągu wstępnego kotwi w początkowym okresie ich pracy po zabudowaniu.

W celu umożliwienia obliczeń procentowego spadku naciągu kotwi opracowano równanie ujmujące wyniki zarówno badań doświadczalnych, jak i obliczeń

$$N_{\%} = 100 \left(1 - \frac{L(0,09 + 0,001N_w)}{2,4 - \lg E_u} \right) \quad (4)$$

gdzie:

$N_{\%}$ – pozostały po uderze naciąg kotwi wyrażony w procentach naciągu wstępnego N_w , kN;

L – liczba zaistniałych uderów (wstrząsów);

E_u – energia pojedynczego uderu, J.

Równanie (4) może być stosowane przy jednakowych energetycznie uderach o energii w przedziale 12–400 J.

W ostatnim okresie badania nad zachowaniem się kotwi pod obciążeniami dynamicznymi prowadził Nierobisz (Nierobisz A. 1999). Polegały one na uderowym obciążaniu kotwi KSpn-18, wykonanych w skali 1:2 w stosunku do kotwi rzeczywistych, na stanowisku badawczym w GIG. Podobnie, jak w przypadku badań Siewierskiego, obciążanie kotwi polegało na opuszczaniu wzdłuż ich żerdzi centralnie usytuowanych obciążników stalowych o określonej masie. W czasie badania mierzono za pomocą czujnika przymocowanego do końcówki żerdzi kotwi deformacje podkładki i żerdzi kotwi oraz wartość siły dynamicznej. Użyte masy obciążników zmieniały się od 19,5 do 59,5 kg, zaś wysokość ich swobodnego spadku – od 0,30 do 1,41 m. Zmierzone wartości maksymalnej siły dynamicznej zmieniały się od 5,6 do 50,1 kN.

W wyniku badań stwierdzono, że zniszczenie podkładki (co ma decydujące znaczenie dla stateczności stropu stabilizowanego kotwiami rozprężnymi) następuje przy sile dynamicznej 48,1 kN – która jest o 30% większa niż niszcząca siła statyczna.

Podstawowe wnioski o charakterze jakościowym wynikające z badań Nierobisza są następujące:

- dynamiczna charakterystyka wytrzymałościowa kotwi różni się od charakterystyki statycznej,
- przyczyną powyższego wydaje się być podniesienie się granicy plastyczności i wytrzymałości stali kotwi, przy wzroście prędkości wymuszonego odkształcenia,
- istnieje niewielka różnica ilościowa między wartościami statycznego i dynamicznego modułu sprężystości kotwi,

- wartość obciążenia dynamicznego przewyższająca wartość statycznej granicy plastyczności powoduje efekt opóźnienia plastycznego, czyli wystąpienie płynięcia lub zniszczenia, po pewnym czasie od chwili obciążenia.

Wiele zagadnień o charakterze dynamicznym związanych ze współdziałaniem kotwi rozprężnych ze skałami stropowymi nie zostało rozpoznanych i wymaga prowadzenia badań. Należą do nich:

- zwiększanie się liczby mikroszczelin w warstwach stropowych wyrobisk górniczych pod wpływem wstrząsów o określonej prędkości drgań cząstek skalnych,
- sumowanie się skutków drgań w czasie,
- częstotliwość rezonansowa odspojonych warstw stropowych,
- mechanizm niszczenia (zakrzywania) podkładek kotwi przy obciążeniach udarowych ze strony odspojonej ławicy skał stropowych.

Ze względu na zbyt małą liczbę danych, wpływ wstrząsów na kotwie występujący po robotach strzałowych, opisany w niniejszym artykule, ograniczono do zmniejszenia naciągu wstępnego kotwi rozprężnych – jako podstawowego czynnika decydującego o czynnym (z naciągiem) bądź biernym (bez naciągu) sposobie oddziaływania kotwi na strop. Należy dodać, że odróżnienie naciągu czynnego (wstępnego) od biernego (występującego pod ciężarem odspojonej warstwy stropowej) jest na podstawie pomiarów praktycznie niemożliwe bez analizy struktury stropu. Tym należy tłumaczyć fakt, że w licznych sprawozdaniach z badań kontrolnych naciągu kotwi, wykonanych w kopalniach rud miedzi, są zawarte informacje przede wszystkim (lub wyłącznie) o prawidłowym naciągu kotwi, zgodnym z naciągiem pierwotnym.

Skomplikowany charakter przestrzennych rozkładów naprężeń zarówno statycznych, jak i dynamicznych w górotworze stropowym przylegającym do czoła drążonego wyrobiska oraz związane z nim zasięgi oddziaływania wstrząsów po strzelaniu na strop oraz kotwie – wymagają prowadzenia badań symulacyjnych mających na celu wyjaśnienie wielu współzależności. Dodatkowo na taką konieczność wskazuje znaczna różnica zachowania się kotwi rozprężnych i kotwi wklejanych na całej długości – podczas ich obciążenia dynamicznego. Cechą charakterystyczną kotwi wklejanych jest spojenie z otaczającym górotworem na całej długości – wskutek czego dodatkowe naprężenia dynamiczne generowane przez wstrząsy sejsmiczne w żerdziach kotwi przenoszą się na skały stropowe, zaś momentem decydującym o zachowaniu stateczności stropu jest lokalne pęknięcie warstwy klejowej otaczającej kotew w miejscu jej przechodzenia przez powstającą szczelinę poziomą. Pęknięcie takie powoduje w żerdzi kotwiowej lokalną dużą koncentrację naprężeń, mogącą doprowadzić do jej miejscowego uplastycznienia, a nawet pęknięcia lub zerwania.

Podstawy symulacji naprężeń sumarycznych (statycznych i dynamicznych)

Zasady symulacji naprężeń statycznych oraz dynamicznych w górotworze otaczającym wyrobisko górnicze, w tym również w stropie podał Kidybiński (Kidybiński A. 1995a; 1995b; 1997; 1999), który sformułował zasadę wektorowej superpozycji składowych naprężeń statycznego oraz dynamicznego. Wykonane przez niego obliczenia dotyczyły płaskiego stanu odkształcenia, przy trójosiowym stanie naprężeń

– w przekrojach prostopadłych do osi podłużnej wyrobiska korytarzowego, w pętli (x, y) , przy odstępach punktów wynoszącym w obu kierunkach 0,05 m. Dla każdego punktu była obliczana oddzielnie pionowa składowa statycznego stanu naprężeń i również oddzielnie – pionowa składowa naprężeń dynamicznych, a następnie dokonywano superpozycji obu wymienionych wartości. Pionowe naprężenia sumaryczne zostały przedstawione w postaci wydruku pola naprężeń maksymalnych.

Naprężenia statyczne są obliczane według zasady elementów brzegowych, przy wykorzystaniu funkcji Flamanta dla naprężeń pionowych (σ_y)

$$\sigma_y = \left(\frac{2}{\pi} \right) C_{py} \left[\frac{y_s^3}{x_s^2 + y_s^2} \right] \quad (5)$$

gdzie:

C_{py} – siła pionowa skoncentrowana w elemencie, na 1 m grubości tarczy, MN;
 x_s, y_s – współrzędne względne rozpatrywanego punktu w stosunku do miejsca przyłożenia siły C_{py} .

Do obliczania sił skoncentrowanych przyjmuje się obciążenie zewnętrzne odcinka calizny węglowej ciężarem nadkładu

$$p_z = 0,025 H_p \quad (6)$$

gdzie:

p_z – naprężenie grawitacyjne, MPa;
 H_p – głębokość od powierzchni, m.

W zasięgu działania pola grawitacji na warstwy stropowe ponad wyrobiskiem przyjmuje się schemat analizy płyt ciągłych zginanych walcowo pod wpływem ciężaru własnego z tym, że grubość tych płyt była zmienna od 0,05 do 4,00 m i liczona sekwencyjnie krokiem 0,05 m z wykorzystaniem w każdym kroku odpowiedniej wartości wytrzymałości skały odczytanej z profilu penetrometrycznego. W ten sposób, sumując w każdym elemencie statyczną i dynamiczną składową naprężenia, otrzymuje się symulowany zasięg zniszczenia stropu nad wyrobiskiem.

Ryzyko zawału stropu

Innym, w stosunku do przedstawionego powyżej traktowania stropu jako ośrodka ciągłego, jest częste traktowanie stropu warstwowego jako ośrodka nieciągłego (płyty lub belki nieciągłej, tzw. *voussoir beam*). Służy to między innymi do określenia ryzyka zawału stropu wyrobiska górniczego.

W analizie bezpieczeństwa pracy, ryzykiem wystąpienia niekorzystnego zdarzenia przyjmuje się nazywać iloczyn prawdopodobieństwa wystąpienia tego zdarzenia (gdzie liczba 1,0 wyraża pewność, zaś zero – całkowite wykluczenie możliwości wystąpienia zdarzenia) oraz wielkości strat, które ono powoduje. Ze względu jednak na trudności w jednolitym zdefiniowaniu kryterium strat (osobiste, zakładowe, ogólnospołeczne itp.) oraz względność ilościowego ujęcia strat w przypadku zdarzeń katastroficznych (np. wypadek śmiertelny), często umownie przyjmuje się nazwę

„ryzyko” na wyrażenie jedynie pierwszego składnika wymienionego iloczynu – czyli prawdopodobieństwa zaistnienia zdarzenia, w tym przypadku – zawału stropu w kopalni.

W zagadnieniach geotechnicznych – do których zawały stropu wyrobisk należą – ryzyko jest odwrotnością współczynnika bezpieczeństwa wyrażającego się stosunkiem wytrzymałości obciążonego przekroju górotworu (sił oporu) do przynależnej mu wielkości obciążenia. Przyjmując najbardziej prawdopodobny schemat mechaniczny stropu wyrobiska korytarzowego w postaci płyty nieciągłej dwuprzęsłowej, bezwymiarowy współczynnik bezpieczeństwa stropu można wyrazić następująco

$$B_2 = \frac{4mR_cNZw_pw_k}{\gamma} \quad (7)$$

gdzie:

- m – współczynnik osłabienia strukturalnego górotworu;
- R_c – wytrzymałość na ściskanie jednoosiowe skał stropowych, MPa;
- N – współczynnik długości (w pionie) styków bocznych bloków (długość styku wynosi Nd , gdzie d jest wysokością skotwionej płyty stropowej, m);
- Z – wysokość siłowego łuku nośnego w stropie nieciągłym, m;
- w_p – współczynnik odporności przegubów;
- w_k – współczynnik sztywności skotwienia;
- γ – ciężar objętościowy górotworu, MN/m³;
- s – maksymalna rozpiętość stropu (maks. szerokość wyrobiska), m.

Wpływ naprężeń dynamicznych pochodzących od wstrząsu sejsmicznego można uwzględnić, ustalając wartość współczynnika osłabienia strukturalnego górotworu m .

Zgodnie z poprzednio podaną definicją ryzyko zawału stropu można obliczać następująco

$$R_z = \frac{1}{B_2} \quad (8)$$

gdzie B_2 jest współczynnikiem bezpieczeństwa płyty (belki) nieciągłej dwuprzęsłowej.

Z niniejszego krótkiego przeglądu niektórych publikacji na temat oddziaływania wstrząsów górotworu na skały otaczające wyrobisko oraz jego obudowę wynika, że istnieje wiele spraw niewyjaśnionych lub odnoszących się do innych warunków niż górotwór karboński Górnośląskiego Zagłębia Węglowego. Nie ma więc opracowanych sposobów zapewniania bezpieczeństwa i stateczności wyrobisk w obudowie kotwiowej w warunkach występowania wstrząsów górotworu. Można natomiast sprecyzować następujące najważniejsze zagadnienia do rozwiązania:

- określenie najbardziej prawdopodobnego modelu oddziaływania wstrząsów sejsmicznych górotworu na wyrobiska korytarzowe w obudowie kotwiowej,
- dobór oprogramowania i dokonanie symulacji dla wstępnej oceny wymagań w stosunku do obudowy kotwiowej w warunkach obciążeń statyczno-dynamicznych.

2. RODZAJE ODDZIAŁYWAŃ DYNAMICZNYCH GÓROTWORU NA KORYTARZOWE WYROBISKA GÓRNICZE

Fale sejsmiczne rozchodzące się w górotworze we wszystkich kierunkach od ogniska wstrząsu, napotykając na konkretne wyrobisko górnicze, przekazują do otaczającego je górotworu energię drgań podłużnych i poprzecznych oraz wyzwalają reakcje stropu, ociosów oraz spągu (spodka) wyrobiska. Wskutek różnic w sztywności poszczególnych partii skał w otoczeniu wyrobiska skutki tego transferu energii mogą być różnorodne, najczęściej jednak dochodzi do poszerzania się istniejących stref spękania tam, gdzie wzbudzona wstrząsem lokalna prędkość drgań cząstek skalnych (*PPI*) przekracza wartość około 0,2 m/s.

2.1. Oddziaływanie wstrząsów sejsmicznych na strop wyrobisk

Wstrząsy sejsmiczne powodują przede wszystkim uszkodzenia stropu wyrobiska, polegające na wzroście liczby i zasięgu spękań w skałach, powstawaniu luźnych nieforemnych bloków skalnych w przestrzeni stropowej oraz przemieszczaniu się tych bloków, ewentualnie wspólnie z rumoszem skalnym – do wnętrza wyrobiska. W wyniku tego powstają dodatkowe obciążenia obudowy ciężarem impulsowo odspojonych od calizny skał stropowych, dociżeniem, wybrzuszeniem lub przerwaniem ciągłości opinki stropu – do zniszczenia obudowy stropu i powstania rozległego zawału skał stropowych do wyrobiska włącznie. Przerwanie ciągłości warstw stropu wyrobiska – szczególnie gdy pełnią one rolę nośną (jak w przypadku prostokątnego przekroju wyrobiska i obudowy kotwionej) – wymaga całkowitej przebudowy jego odcinka w celu wytworzenia nowej struktury nośnej w stropie (przy obudowie kotwionej – co zresztą nie zawsze jest możliwe) lub wzniesienia nowej obudowy podporowej ze szczelnym wypełnieniem powstałych w stropie pustek, bryłami skalnymi, zaprawą cementową lub niepalnymi i nietoksycznymi piankami z tworzyw sztucznych. Ze względu na szerokość odsłonięcia i niekorzystne położenie w stosunku do działania sił grawitacji, strop jest najbardziej narażonym elementem strukturalnym wyrobiska górniczego, zaś zawał stropu wskutek oddziaływań dynamicznych górotworu jest najbardziej wypadkogennym zjawiskiem geomechanicznym – oprócz gwałtownych tapnięć ociosowych.

2.2. Tapnięcie ociosowe

Ze względu na to, że najsłabszym elementem skalnym obrysu przekroju poprzecznego wyrobisk korytarzowych w kopalniach węgla są ociosy węglowe – nawet drobne wstrząsy bądź przemieszczenia górotworu w sąsiedztwie wyrobiska mogą powodować wzrost zasięgu spękania ociosów, wysypywanie się luźnych brył węgla do wyrobiska, powstawanie wgłębień i nachylonych powierzchni ociosów oraz naturalne poszerzanie się wyrobiska, szczególnie w przypadku wyrobisk o przekroju prostokątnym i zbyt rzadkich oraz krótkich kotwiach zabezpieczających ociosy.

Poza zagrożeniem wypadkowym, spowodowanym opadem bądź stoczeniem się mas i brył skalnych, może nastąpić istotna zmiana kształtu przekroju poprzecznego

wyrobiska w miejscu intensywniejszego oddziaływania wstrząsu sejsmicznego, a co za tym idzie – konieczna będzie lokalna przebudowa połączona z wypełnieniem ubytków przekroju wiążącymi materiałami wypełniającymi.

W przypadku skłonności do tępnię węgla tworzącego ociosy wyrobiska, uszkodzenie bądź zniszczenie ociosów może przybrać charakter nagłego tąpnięcia ociosowego, podczas którego zasięg poziomy granicy wyrzuconego do wnętrza wyrobiska materiału węglowego z ociosów może osiągnąć 2–3 m, z każdej strony wyrobiska. W takim przypadku zniszczony odcinek wyrobiska korytarzowego wymaga gruntownej przebudowy bądź całkowitego wyłączenia z ruchu i wygradzenia, z wydrążeniem wyrobiska zastępczego.

2.3. Tąpnięcie spągowe

Silne wstrząsy górotworu – nawet o dużej odległości ogniska od rozpatrywanego przekroju wyrobiska – mogą intensyfikować bądź powodować wypiętrzanie spągu wyrobiska, szczególnie jeśli jest on zbudowany ze słabych i gęsto uwarstwionych łupków ilastych lub łupków węglowych z węglem. Zjawisko to przybiera gwałtowną formę tąpnięcia spągowego wyłącznie w przypadku występowania w spodku wyrobiska grubej (co najmniej 2,0 m) warstwy węgla, szczególnie zaś węgla o dużej skłonności do tępnię (dużej prędkości rozpadu). Zjawisko tępnię spagowych występuje z reguły na krytycznej głębokości (lub głębiej), to znaczy wtedy, kiedy naprężenie grawitacyjne (będące iloczynem ciężaru objętościowego skał nadkładowych i głębokości liczonej od powierzchni) – pomnożone przez współczynnik koncentracji naprężeń w skałach otaczających wyrobisko – przekracza wytrzymałość najsłabszych skał bezpośrednio otaczających to wyrobisko.

Jak wiadomo, w Górnośląskim Zagłębiu Węglowym występują trzy rodzaje tępnię, a mianowicie:

1. Tąpania tzw. pokładowe (naprężeniowe), to znaczy występujące wyłącznie wskutek powstania dużej koncentracji naprężeń w tej części pokładu węglowego, która bezpośrednio przylega do wyrobiska.
2. Tąpania zainicjowane wstrząsem sejsmicznym górotworu – zachodzące również w warunkach bardzo dużej koncentracji naprężeń w skałach, lecz tąpnięcie jest inicjowane przez wstrząs.
3. Tąpania całkowicie spowodowane wstrząsem sejsmicznym, zwane również udarowymi.

Z wieloletnich badań prowadzonych w GIG wynika (Dubiński J., Konopko W. 2000), że statystyczna większość tępnię występujących w kopalniach węgla GZW – przypada na drugą z wyżej wymienionych grup, co oznacza, że również tąpania spągowe są w znacznej mierze powodowane wstrząsem sejsmicznym, jakkolwiek konieczna jest w ich przypadku duża koncentracja naprężeń w skałach tworzących ociosy oraz spąg wyrobiska.

3. OPROGRAMOWANIE KOMPUTEROWE GIG DO BADANIA DYNAMICZNEGO ODDZIAŁYWANIA GÓROTWORU NA WYROBISKA GÓRNICZE

W górotworze otaczającym wyrobiska górnicze, pomimo występującej ciągłości naprężeń między stropem, ociosami i spągami, każde uszkodzenie górotworu otaczającego wyrobisko górnicze, jakim są zawał skał stropowych, tąpnięcie ociosowe oraz tąpnięcie spągowe – ma swoją specyfikę i wymaga odrębnego potraktowania przy próbach numerycznej symulacji przebiegu danego zjawiska. W związku z tym w prowadzonych od lat, w Zakładzie Tapań i Mechaniki Górotworu GIG, badaniach nad symulacją zjawisk niszczenia górotworu otaczającego wyrobiska górnicze odrębnie są traktowane procesy zachodzące w stropie, ociosach i spagu (spodku) wyrobiska. Pozwala to na ograniczenie objętości programów i łatwą ich adaptację do specjalnych celów, a także na uwzględnienie w programach specyfiki procesów zachodzących przy danym typie naruszenia struktury skał. Do odwzorowania warunków równowagi skał stropowych, ociosowych oraz spągowych, zostały opracowane trzy programy, a mianowicie CHODNIK, TĄPANIA 1 oraz FLOBURST.

3.1. Wpływ wstrząsu sejsmicznego na warstwy stropowe (program CHODNIK)

Program CHODNIK odwzorowuje pionowy przekrój poprzeczny przez chodnik o kształcie prostokątnym – poprowadzony w pokładzie węgla i mający nad sobą skały stropowe o znanym profilu wytrzymałościowym. Składa się on z trzech głównych części, z których pierwsza realizuje cykl obliczeń dla samego wyrobiska korytarzowego, druga – dla skrzyżowania dwóch identycznych wyrobisk korytarzowych (przez poszerzenie wyrobiska do wymiaru przekątnej skrzyżowania), trzecia natomiast konstruuje mapę skrzyżowania i przyległych do niego odcinków dwóch krzyżujących się wyrobisk, z oznaczeniem wynikowego rozmieszczenia kotwi o różnych długościach (w chodnikach – krótsze, na skrzyżowaniu – dłuższe), blach okładzinowych (stropnic), a także nachylenia kotwi (nachylone – przy brzegach wyrobisk, pionowe – wszystkie pozostałe). Do symulacji opisanych w niniejszym artykule wykorzystywano tylko pierwszą część programu dotyczącą samego wyrobiska korytarzowego, cały jednak program przystosowano pod kątem uwzględniania zarówno naprężeń statycznych, jak i dynamicznych – wynikających ze wstrząsu sejsmicznego o zadanej magnitudzie i odległości hipocentralnej.

W celu uruchomienia programu niezbędne jest wprowadzenie danych wejściowych, którymi są:

- głębokość położenia wyrobiska od powierzchni terenu, m;
- szerokość wyrobiska, m (przyjęto stałą 6,0 m);
- wysokość wyrobiska, m (przyjęto stałą 2,6 m);
- grubość pokładu węglowego i jego położenie wobec wyrobiska, m;
- główny typ litologiczny skały w stropie;
- numer profilu wytrzymałościowego stropu – do wczytania;
- wskaźnik spękań skał stropowych RQD , %;

- planowany okres czasu utrzymywania wyrobiska, lata;
- wytrzymałość węgla na jednoosiowe ściskanie, MPa;
- odległość hipocentralna spodziewanego wstrząsu sejsmicznego, m;
- magnituda spodziewanego wstrząsu;
- odległość do najbliższej krawędzi eksploatacyjnej lub zrobów, m.

Po uruchomieniu program najpierw określa zasięg spękania węgla w ociosach wyrobiska (w siatce punktów $0,1 \times 0,1$ m) i niezbędną liczbę oraz długość kotwi ociosowych. W obliczeniach założono płaski stan odkształcenia górotworu oraz trójosiowy stan naprężeń. Następnie program wczytuje do pamięci, według podanego numeru, cały profil penetrometryczny (wytrzymałościowy) skał stropowych (o długości 5–7 m), wykorzystując go do sekwencyjnego (od pułapu wyrobiska do końca profilu) obliczenia stateczności płyty skał stropowych, pogrubianej krokiem 0,05 m. W wyniku tego program określa i rysuje na ekranie pionowy zasięg spodziewanego odspojenia stropu, na podstawie którego określa wymaganą długość i odstęp kotwi stropowych. Posługuje się przy tym metodą sekwencyjnego odspojenia bliską rzeczywistemu procesowi pęknięcia i odspajania się warstwowych skał stropowych od wyżej położonej calizny skalnej – pod wpływem sił grawitacji oraz naprężeń dynamicznych wywołanych wstrząsem sejsmicznym.

W czasie powyższych obliczeń, w każdym punkcie stropu (siatka $0,05 \times 0,2$ m) następuje obliczanie i wzajemne sumowanie statycznej i dynamicznej składowej efektywnego naprężenia zredukowanego w skałach, przez co dla stałej głębokości (przyjęto 600 m) łatwo można ocenić wpływ oddziaływania dynamicznego wstrząsów. Przy obliczaniu długości kotwi przyjęto zasadę przewyższenia 0,3 m ponad granicę zasięgu odspojenia skał stropowych oraz określenie zagęszczenia kotwi stropowych według kryterium podtrzymania masy odspojonego stropu przez nominalną nośność kotwi. Obliczenie wartości naprężenia dynamicznego w każdym punkcie górotworu stropowego realizowane jest w programie CHODNIK przez wykorzystanie równania skalowanej odległości ze współczynnikami dla górotworu karbońskiego – do obliczenia najpierw wartości *PPV* w każdym punkcie stropu nad wyrobiskiem, następnie zaś przyjęcie średniej wartości modułu sprężystości skał formacji karbońskiej oraz przyjęcie typowego dla analizowanych warunków czasu trwania drgań i obliczenie okresu drgań, z tego zaś – naprężenia dynamicznego.

3.2. Tąpienie ociosów z uszkodzeniem spągu wyrobiska (program TĄPANIA 1)

Program TĄPANIA 1 służy do wieloetapowej oceny możliwości tąpienia ociosów oraz spągu w wyrobisku korytarzowym o przekroju łukowym lub prostokątnym oraz do określenia środków niezbędnych do zabezpieczenia wyrobiska (przez zastosowanie długich kotwi ociosowych, odpowiedniego zagęszczenia łuków, zastosowania powiązanych z łukami spągnic prostych oraz jednego lub dwóch rzędów stalowych stojaków ciernych w osi podłużnej wyrobiska). Program działa początkowo w konwencji płaskiego stanu odkształcenia i trójosiowego stanu naprężenia tarczy sprężysto-kruchoj z otworem w kształcie przekroju wyrobiska, następuje zaś (dotyczącej spągu) – w konwencji elementów brzegowych z wykorzystaniem funkcji reakcji

pionowej częściowo spękanego pokładu węglowego – na poziomie spągu wyrobiska. Wprowadzane dane wejściowe obejmują – oprócz danych identyfikacyjnych obiektu – następujące wielkości konieczne do obliczeń:

- głębokość położenia wyrobiska od powierzchni, m;
- wytrzymałość na ściskanie jednoosiowe węgla, MPa;
- wytrzymałość na ściskanie jednoosiowe skał spągowych, MPa;
- okres dynamicznego rozpadu węgla (charakteryzujący skłonność węgla do tapani), s;
- odległość do najbliższej krawędzi eksploatacyjnej, frontu eksploatacji lub zrobów, m;
- kształt i wielkość przekroju wyrobiska, m;
- usytuowanie pokładu względem wyrobiska, m.

Po wprowadzeniu powyższych wielkości program analizuje najpierw zasięg spękania ociosów, po czym oznacza również zasięg uszkodzenia skał spągowych pod badanym wyrobiskiem. Następnie pojawia się pytanie „czy spodziewany jest wstrząs sejsmiczny?”, a jeśli odpowiedź jest twierdząca, to należy wprowadzić dodatkowe dane, a mianowicie:

- moduł sprężystości węgla, MPa;
- odległość hipocentralną ogniska spodziewanego wstrząsu, m;
- energię sejsmiczną spodziewanego wstrząsu, (w formacie $1E + 5$), J;
- istniejącą obudowę wyrobiska (masę jednostkową i zagęszczenie odrzwi obudowy).

W wyniku kolejnego etapu obliczeń program dodaje punktowo naprężenia dynamiczne do statycznych i zaznacza na ekranie powiększenie się strefy spękań ociosów po wstrząsie. W następstwie użycia wskaźnika skłonności węgla do tapani pojawia się również na ekranie komunikat o stopniu zagrożenia tąpnięciem ociosowym i jeśli ono występuje, jest obliczana energia wyrzutu masy węgla z ociosów i projektowana odpowiednia kotwiciowa obudowa zaporowa, zabezpieczająca przed wyrzuceniem węgla z ociosów do wnętrza wyrobiska.

Z kolei, analizowany jest i ilustrowany na ekranie stan zagrożenia wypiętrzeniem spągu i w zależności od nasilenia tego zagrożenia jest określany sposób zabezpieczenia (spągnice, rozpory pionowe itp.).

Program TĄPANIA 1 dotyczy warunków występujących na dużych głębokościach, słabej i średniej wytrzymałości skał spągowych oraz dużej skłonności węgla do tapani z równoczesnym zagrożeniem wstrząsami sejsmicznymi górotworu – co jest charakterystyczne dla pokładów grupy 500 Górnośląskiego Zagłębia Węglowego.

3.3. Udar masy tąpnięcia spągowego i sposoby zabezpieczenia wyrobiska (program FLOBURST)

Program FLOBURST generuje trójosiowy rozkład naprężeń w tarczy sprężysto-kruchej obejmującej wycinek (o wymiarach $10 \times 6 \times 1$ m) warstw spągowych wyrobiska korytarzowego – pod działaniem pionowych sił reakcji pokładu węglowego w bezpośrednim sąsiedztwie tego wyrobiska – usytuowanego centralnie na górnej granicy modelowanego obszaru górotworu. Ponieważ w bezpośrednim spągu wyrobiska (na powierzchni spodka) naprężenia pionowe przybierają wartości zerowe -

w bezpośrednim sąsiedztwie wyrobiska na ich przyrost spowodowany przeniesieniem ciężaru skał zalegających nad wyrobiskiem ma wpływ sztywność ociosów.

Wygenerowana przez program funkcja koncentracji naprężeń pionowych w ociosach wyrobiska – obejmująca ich przyrost (wgląb ociosu) w strefie spękań pokładu otaczającej wyrobisko, a następnie stopniowe zmniejszenie do wartości naprężenia grawitacyjnego – stanowi funkcję zewnętrznego obciążenia dla analizowanego prostokątnego wycinka tarczy spągowej. Program realizuje trzy warianty tej funkcji w zależności od tego czy modelowane wyrobisko chodnikowe – na długości badanego przekroju – znajduje się przed frontem ściany, na równi z nią lub w obszarze za frontem ścianowym.

Niejednorodność badanego obszaru skał spągowych program uwzględnia przez wpisanie do danych wejściowych grubości i rodzaju skał warstwy zalegającej w spągu (np. 2,4 m węgla), a następnie rodzaju skał leżących bezpośrednio pod tą warstwą (np. łowiec), wreszcie przyjęcie różnych parametrów materiałowych w obliczeniach w zależności od rodzaju skały.

W banku danych, z którego program korzysta, znajdują się parametry mechaniczne czterech podstawowych skał karbońskich (węgla, łowca, mułowca, piaskowca), używane następnie do obliczania naprężeń w poszczególnych punktach badanego wycinka spągu. Wielkość tych naprężeń jestznaczona na ekranie według skali kolorów, zaś są one obliczane metodą elementów brzegowych, przy wykorzystaniu funkcji Flamanta, z uwzględnieniem superpozycji naprężenia statycznego i dynamicznego w każdym punkcie modelu.

Składowa dynamiczna naprężenia (pionowego) jest obliczana z wprowadzonych do programu wartości spodziewanej energii sejsmicznej i odległości hipocentralnej zakładanego wstrząsu górotworu. Z wykorzystaniem kryterium maksymalnych naprężeń ścinających program oblicza następnie zasięg zniszczonego obszaru spągu i oznacza go na ekranie białymi kropkami na barwnym tle określającym wielkości naprężenia.

Z kolei, korzystając z empirycznego kryterium występowania tąpnięć w GZW (metoda tzw. trójkąta bezpieczeństwa – opracowana na podstawie wieloletniej statystyki występowania tąpnięć), program ustala czy w danych warunkach jest prawdopodobne wystąpienie tąpnięcia spągowego i jeśli odpowiedź jest pozytywna – stosuje kryterium wyboru technologii zabezpieczenia wyrobiska, wybierając spośród metod rozporowych (wzmocnienie obudowy elementami rozporowymi między stropem a spągiem) lub perforacyjno-odprężeniowych (wg teorii perforacji Babcocka). Dobór parametrów rozwiązań rozporowych odbywa się według spodziewanego obszaru zniszczenia warstw spągowych i energii kinetycznej spodziewanego dynamicznego przemieszczenia się spągowych mas skalnych do wyrobiska.

Należy dodać, że za pomocą omawianego programu wykonano w GIG symulację *post factum* ponad sześćdziesięciu tąpnięć spągowych, zaistniałych w kopalniach GZW, śledząc jak ewolucja symulowanej strefy zniszczenia w spągu (zaznaczonej – jak wyżej wspomniano – białymi kropkami) prowadzi do momentu wystąpienia tąpnięcia. Można było w ten sposób zidentyfikować następujące etapy narastania zagrożenia tąpnięciem spągowym:

- brak strefy zniszczenia skał spągowych,
- dwie małe, oddzielne strefy zniszczenia pod ociosami, o kształcie trójkątów zwróconych wierzchołkami ku osi podłużnej (środkowi) wyrobiska,
- narastanie wielkości wymienionych trójkątnych obszarów zniszczenia aż do ich połączenia się wierzchołkami skierowanymi ku środkowi,
- narastanie strefy zniszczenia wгłęb górotworu spągowego (strefa ma kształt zbliżony do poziomej „ósemki”).

Prowadząc etapami identyfikację parametryczną poszczególnych rozpatrywanych przypadków ąpnień spągowych w zestawieniu z obrazem symulacyjnym, można było dojść do wniosku, że moment wystąpienia ąpnienia odpowiada grubości „szyjki” wspomnianej ósemki wynoszącej około 1,0 metra. Obserwacja ta pozwala na dokładną interpretację fizyczną ąpnienia spągowego jako dynamicznego wypchnięcia przypowierzchniowej partii spągu wyrobiska przez zwiększające swoją objętość masy zniszczonych skał pod środkową częścią wyrobiska.

4. SPECYFIKA SPODZIEWANEGO ZAGROŻENIA DYNAMICZNEGO WYROBISK PRZY EKSPLOATACJI POKŁADÓW GRUPY SIODŁOWEJ

Doświadczenia uzyskane w wielu czynnych kopalniach węgla w GZW (lub zlikwidowanych, w których była przez wiele lat prowadzona eksploatacja pokładów grupy siodłowej) wykazały, że należy mieć na względzie następujące przesłanki zagrożenia dynamicznego:

- węgiel pokładów grupy siodłowej charakteryzuje się na ogół wysoką skłonnością do ąpań, co wyraża się dużymi wartościami wskaźników zarówno wyzwolonej energii dynamicznego rozpadu, jak i prędkości tego rozpadu,
- w warstwach stropowych pokładów węglowych grupy 500 większy jest udział gruboławicowych, wysokowytrzymałych piaskowców – aniżeli w innych grupach stratygraficznych, w których w GZW występują pokłady węglowe,
- gruboławicowe piaskowce stropowe są źródłem wstrząsów sejsmicznych górotworu, przy czym energia sejsmiczna wstrząsów wzrasta w miarę oddalania się lokalizacji ogniska w kierunku zrobów – co jest tłumaczone większym stopniem swobody grubszych ławic skał stropowych,
- silne wstrząsy górotworu oraz ewentualnie ąpania mają niewątpliwy niekorzystny wpływ na stateczność pobliskich wyrobisk zarówno przygotowawczych, jak i eksploatacyjnych, mogąc powodować w nich obwały skał otaczających wyrobisko oraz uszkodzenia obudowy zarówno podporowej, jak i kotwiowej,
- obudowa kotwiowa stosowana w warunkach zagrożenia wstrząsami sejsmicznymi i ąpaniami musi spełniać wymogi dynamicznej odporności kotwi oraz osprzętu (siatki, blachy okładzinowe), zaś w projektowaniu systemów obudowy kotwiowej powinno się uwzględniać warunki obciążenia dynamicznego.

W celu dokładniejszego rozpoznania charakteru potencjalnych zagrożeń, wynikających ze spodziewanej wzmózonej dynamiki górotworu, należy przeprowadzić badania symula-

cyjne (zarówno numeryczne, jak i kopalniane), a szczególnie polegające na wywoływaniu wstrząsów sejsmicznych odpalaniem odpowiednio skonstruowanych i rozmieszczonych ładunków materiału wybuchowego, a następnie odpowiednio zmodyfikować materiały i schematy kotwienia – dla uniknięcia potencjalnych skutków tych zagrożeń.

5. PRZYKŁADOWE SYMULACJE ZMNIEJSZANIA STATECZNOŚCI STROPU WSKUTEK WSTRZĄSU SEJSMICZNEGO

Jak wspomniano, do symulacji zachowania się stropu wyrobisk korytarzowych w czasie wstrząsów sejsmicznych górotworu zastosowano zmodyfikowany program CHODNIK – omówiony krótko w punkcie 3.1. Za pomocą tego programu wykonano ogółem 108 kompletnych cykli obliczeniowych, wprowadzając następujące stałe dane do wszystkich obliczeń:

- profil wytrzymałościowy skał stropowych z kopalni „Jankowice”, pokład 411/1, otwór T-133/2000, z pochylni Z-2 (nr katalogowy 78),
- głębokość – 600 m,
- przekrój wyrobiska – prostokątny $6,0 \times 2,6$ m,
- RQD skał stropowych 66%,
- zamierzony czas utrzymywania wyrobiska – 3 lata,
- wytrzymałość na ściskanie węgla w pokładzie – 22 MPa,
- brak tektonicznych naprężeń poziomych,
- najbliższy koncentrator (krawędź, zroby, front) w odległości 25 m,

Jako czynniki zmienne wprowadzono:

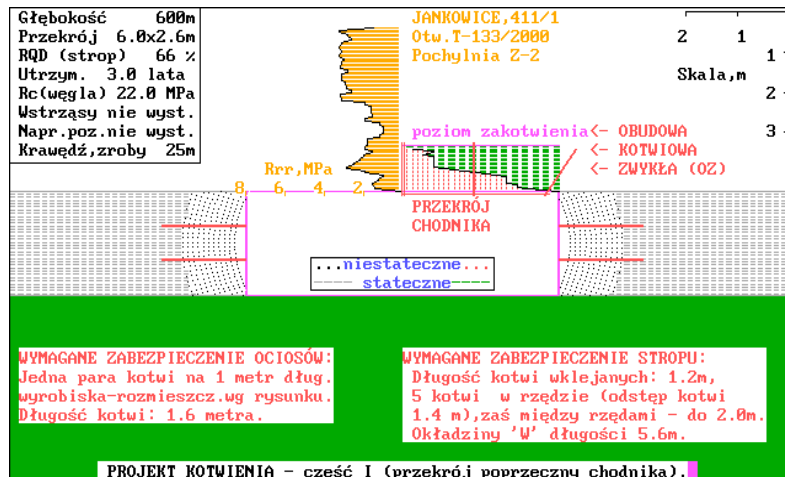
- magnitudę spodziewanego wstrząsu sejsmicznego od 0 do 3,4 (18 wartości),
- odległość hipocentralną ogniska wstrząsu: 50, 70, 100, 200, 300 oraz 400 m (6 wartości).

W wyniku obliczeń uzyskano: wymaganą długości kotwi stropowych oraz ich zagęszczenie (jako odwrotność iloczynu odstepu kotwi w rzędzie i odstepu między rzędami). Wybrane przykłady symulacji pokazano na rysunkach 1–4. Na rysunku 1 podano przykład bez wstrząsu, na rysunku 2 – przykład wpływu słabego wstrząsu ($M = 1,0$) działającego z dalekiej odległości (300 m), na rysunku 3 – przykład działania wstrząsu o średniej magnitudzie ($M = 2,0$) o odległości hipocentralnej wynoszącej 150 m, natomiast na rysunku 4 – wstrząsu o magnitudzie $M = 3,3$ i odległości oddziaływania 50 m.

Z rysunków wynika, że zmniejszanie się odległości źródła sejsmicznego od wyrobiska skutkuje wyraźnym wzrostem pionowego zasięgu strefy odspojenia stropu. Na kolejnych rysunkach wymagane długości kotwi stropowych oraz ich zalecane zagęszczenie są następujące:

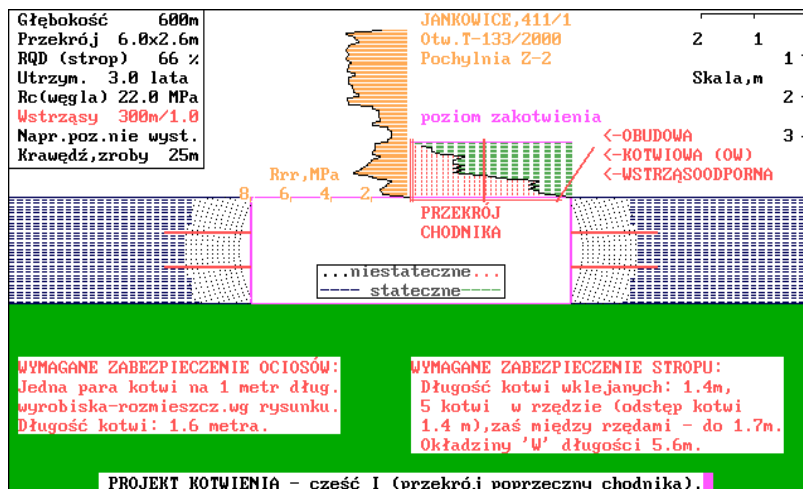
- rys. 1 – długość kotwi 1,2 m, zagęszczenie $0,357 \text{ k/m}^2$,
- rys. 2 – długość kotwi 1,4 m, zagęszczenie $0,420 \text{ k/m}^2$,
- rys. 3 – długość kotwi 1,8 m, zagęszczenie $0,606 \text{ k/m}^2$,
- rys. 4 – długość kotwi 2,3 m, zagęszczenie $0,793 \text{ k/m}^2$.

Analizując powyższe wyniki należy mieć na uwadze, że odnoszą się one do konkretnego profilu wytrzymałościowego stropu i dla innych profili dane te będą odmienne. Można jednak przyjąć, że tendencja wykazana powyżej zostanie zachowana, natomiast może ulec zmianie jej nasilenie. Można na przykład przypuszczać, że w przypadku stropów mocnych i jednolitych wpływ wstrząsu będzie mniejszy, natomiast dla stropów silnie zróżnicowanych wytrzymałościowo w pionie – wpływ wstrząsów może okazać się silniejszy niż w podanych przykładach.



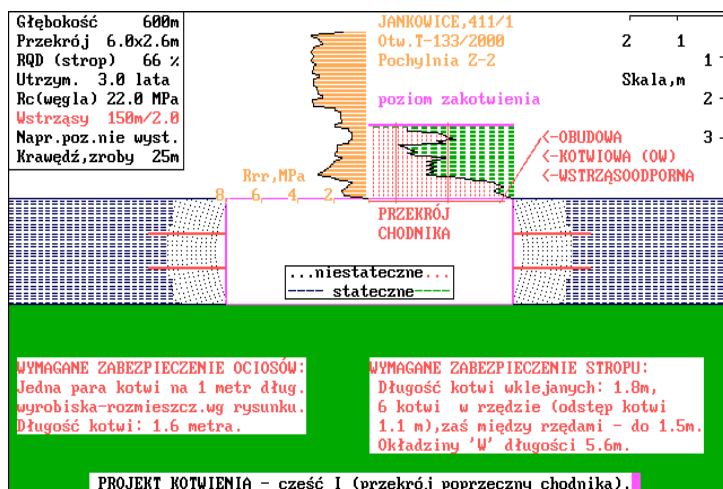
Rys. 1. Zasięg odspojenia skał stropowych przy braku dodatkowych naprężeń dynamicznych (braku wstrząsów sejsmicznych górotworu)

Fig. 1. Range of roof strata failed with no seismic activity (lack of seismic rock movements)



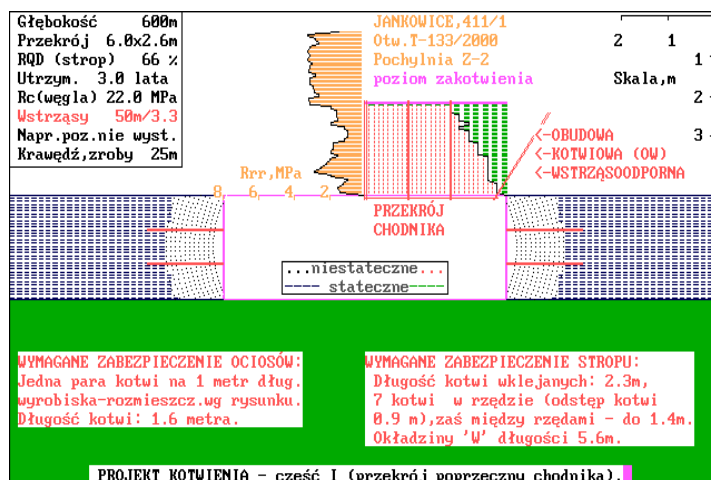
Rys. 2. Zasięg odspojenia skał stropowych przy małym i odległym wstrząsie górotworu ($M = 1.0$, odległość 300 m)

Fig. 2. Range of roof strata failed with weak and distant seismic event ($M = 1.0$, distance 300 m)



Rys. 3. Zasięg odspojenia skał stropowych przy średnim i nieodległym wstrząsie górotworu ($M = 2.0$, odległość 150 m)

Fig. 3. Range of roof strata failed with medium intensity seismic event ($M = 2.0$, distance 150 m)

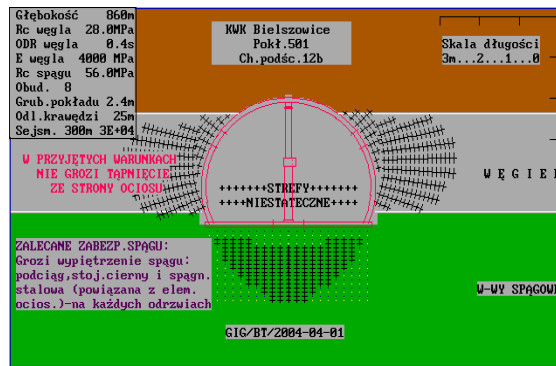


Rys. 4. Zasięg odspojenia skał stropowych przy dużym i bliskim wstrząsie górotworu ($M = 3.3$, odległość 50 m)

Fig. 4. Range of roof strata failed with strong and close seismic event ($M = 3.3$, distance 50 m)

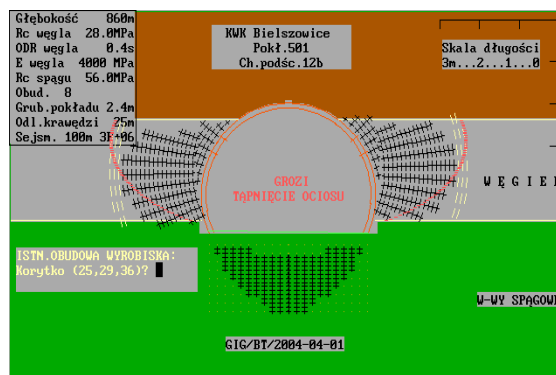
6. PRZYKŁADOWE SYMULACJE TĄPIŃC OCIOSOWYCH

Do oceny wpływu energii i odległości źródła wstrząsu od wyrobiska na stan jego zagrożenia tąpnięciem ociosowym, z ewentualnym naruszeniem spągu – zastosowano oryginalną wersję programu TĄPIANIA 1 opracowanego w GIG. Wykonano kilkanaście cykli obliczeń; przykładowe wyniki symulacji pokazano na rysunkach 5–7.



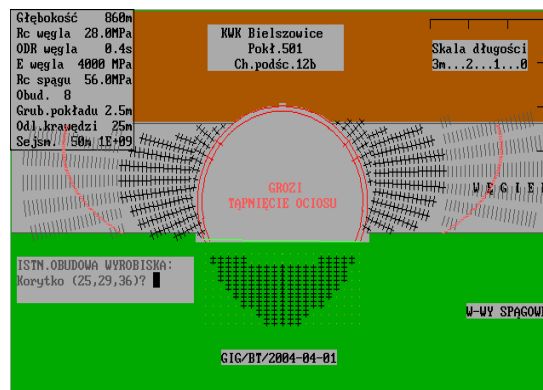
Rys. 5. Stan zagrożenia tapnięciem ociosowym przy małym i odległym wstrząsie górotworu ($E_s = 3E + 4$, odległość 300 m)

Fig. 5. Rib bumping risk with weak and distant seismic event ($E_s = 3E + 4$, distance 300 m)



Rys. 6. Stan zagrożenia tapnięciem ociosowym przy silnym i bliskim wstrząsie sejsmicznym górotworu ($E_s = 3E + 6$, odległość 100 m)

Fig. 6. Rib bumping risk with strong and close seismic event ($E_s = 3E + 6$, distance 100 m)



Rys. 7. Stan zagrożenia tapnięciem ociosowym przy bardzo silnym i bliskim wstrząsie sejsmicznym górotworu ($E_s = 1E + 9$, odległość 50 m)

Fig. 7. Rib bumping risk with very strong and close seismic event ($E_s = 1E + 9$, distance 50 m)

Na rysunku 5 pokazano wynik pełnego cyklu obliczeń z wykorzystaniem programu, dla przykładowego wyrobiska z kopalni „Bielszowice”, gdzie zasymulowano słaby wstrząs górotworu (o energii sejsmicznej $3 \cdot 10^4$ J oraz odległość ogniska wstrząsu od wyrobiska wynoszącą 300 m).

Z rysunku wynika, że odpowiedź programu o zagrożeniu jest negatywna, pomimo istnienia szerokiej strefy spękań w ociosach wyrobiska oraz znacznego wypiętrzania spągu.

Można przypuszczać, że istotnym tego powodem jest mała skłonność węgla pokładu 501 do tupań wyrażona okresem jego dynamicznego rozpadu (ODR) wynoszącym 0,4 s (tablica danych wejściowych na rys. 5).

Analogiczny model wyrobiska, lecz po wprowadzeniu do niego wstrząsu o energii sejsmicznej $3 \cdot 10^6$ J z odległości 100 m, przedstawiono na rysunku 6. Obliczenia przerwano po wykonaniu dwóch etapów, przed wprowadzeniem danych o istniejącej obudowie wyrobiska (jednostkowej masy korytka oraz rozstawu odrzwi) – co miało umożliwić, w ostatnim etapie obliczeń, uzyskanie informacji o optymalnych dodatkowych zabezpieczeniach wyrobiska.

Z rysunku wynika, że na skutek wstrząsu nastąpiło w modelu nieznaczne zwiększenie zasięgu strefy spękań w pokładzie (przerywane linie) w wyniku czego została przekroczona równowaga graniczna całego układu i wyrobisku zagraża tąpnięcie ociosowe.

Na rysunku 7 pokazano identyczny jak poprzednio model z tym, że wskutek wprowadzenia do obliczeń bardzo dużego czynnika dynamicznego (wstrząs o energii sejsmicznej $1 \cdot 10^9$ J i odległości wyrobiska od ogniska wstrząsu wynoszącej 50 m) nastąpił w modelu bardzo duży przyrost wygenerowanej uprzednio statycznie strefy spękań w pokładzie o część spowodowaną wstrząsem, zaś linia graniczna strefy wyrzutu węgla do wyrobiska sięgała znacznie głębiej w caliznę węglową niż poprzednio.

Przypadek ten należy uznać za skrajny (teoretyczny), ponieważ w praktyce górniczej, nigdy nie zdarza się, aby ognisko wstrząsu o tak ogromnej energii sejsmicznej znajdowało się około 50 m od najbliższego wyrobiska.

7. PRZYKŁADOWE SYMULACJE TĄPNIEĆ SPĄGOWYCH

Przykłady tąpnięć spągowych wygenerowano przy zastosowaniu programu FLOBURST, opracowanego w GIG dla chodników przyścianowych i zilustrowano na przykładowych modelach (rys. 8–10).

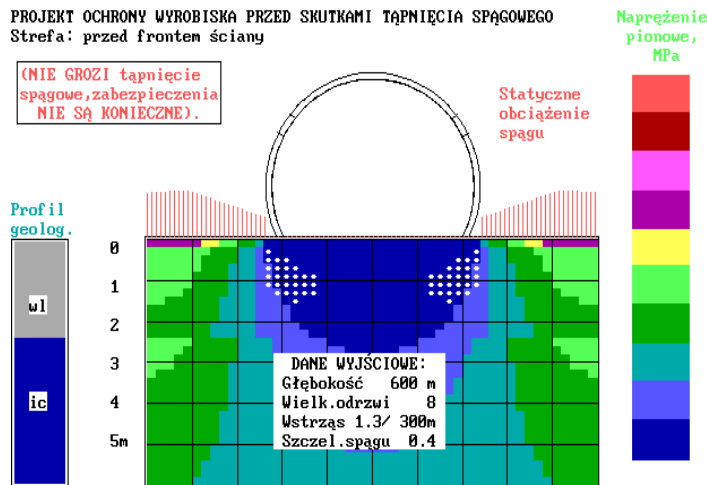
Podobnie jak w poprzednich przykładach stopniowano zwiększono natężenie czynnika dynamicznego, aby uzyskać obraz wpływu wstrząsu sejsmicznego na powstanie zagrożenia tąpnięciem spągowym oraz jego nasilenie. Do kolejnych trzech modeli wprowadzono następujące parametry wstrząsu sejsmicznego:

rys. 8 – magnituda 1,3 i odległość ogniska 300 m,

rys. 9 – magnituda 1,8 i odległość ogniska 100 m,

rys. 10 – magnituda 2,3 i odległość ogniska 50 m.

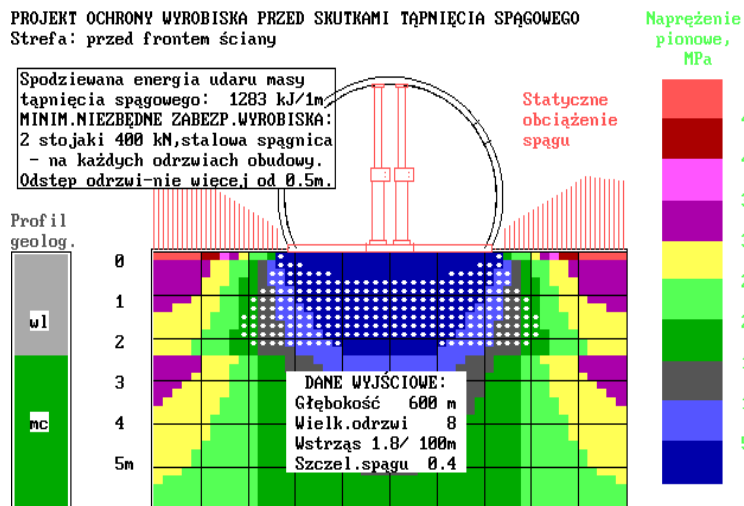
W modelu pierwszym (rys. 8) nie stwierdzono zagrożenia tąpnięciem spagowym, co zresztą wynikało z małych rozmiarów i rozdzielczego charakteru strefy uszkodzenia spągu (uwagi w rozdziale 3.3).



Rys. 8. Stan zagrożenia tąpnięciem spagowym przy małym i odległym wstrząsie sejsmicznym górotworu ($M = 1,3$, odległość 300 m)

Fig. 8. Floor bumping risk with weak and distant seismic event ($M = 1,3$, distance 300 m)

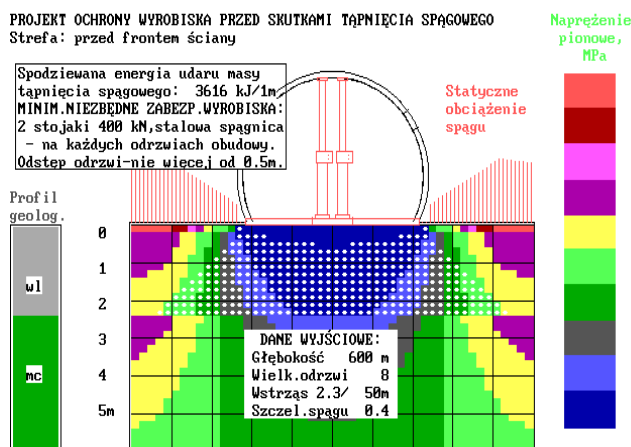
W modelu drugim (rys. 9) wystąpiło zagrożenie udarem spągu, lecz energia jego była umiarkowana (1283 kJ/metr długości wyrobiska).



Rys. 9. Stan zagrożenia tąpnięciem spagowym przy średnim i bliskim wstrząsie sejsmicznym górotworu ($M = 1,8$, odległość 100 m)

Fig. 9. Floor bumping risk with medium magnitude close seismic event ($M = 1,8$, distance 100 m)

Natomiast w modelu trzecim (rys. 10) energia uderu masy skał spągowych wyrzuconych do wnętrza wyrobiska mogła wynosić nawet 3616 kJ/metr długości wyrobiska.



Rys. 10. Stan zagrożenia tąpnięciem spągowym przy dużym i bardzo bliskim wstrząsie sejsmicznym górotworu ($M = 2,3$, odległość 50 m)

Fig. 10. Floor bumping risk with strong and very close seismic event ($M = 2.3$, distance 50 m)

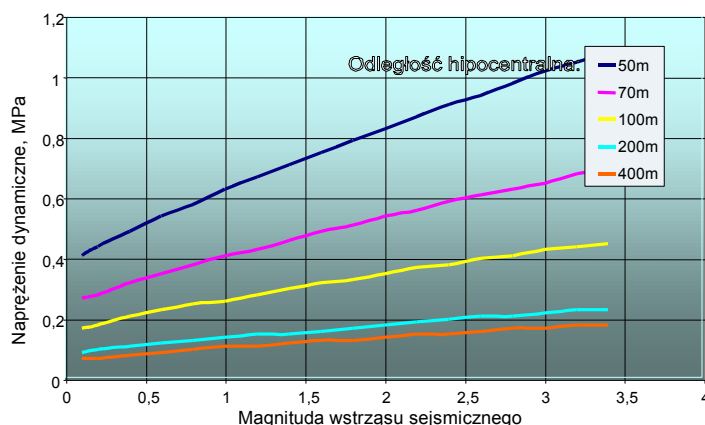
We wszystkich przypadkach modelowania zagrożenia wystąpieniem tąpnięcia spągowego w danych wejściowych przewidziano zaleganie grubej warstwy węgla w spągu wyrobiska – jest to bowiem najbardziej prawdopodobna (o ile nie jedyna) sytuacja kiedy to zagrożenie występuje. Jeśli bowiem do programu FLOBURST wprowadzi się dane obejmujące inne skały w spodku wyrobiska (na przykład iłowiec), to trzeba równocześnie wprowadzić właściwą im wytrzymałość na ściskanie i okres dynamicznego rozpadu – co spowoduje, że jeśli nawet powstanie w spągu strefa zniszczenia skał ciśnieniem statycznym – to nie będzie ona skłonna do dynamicznego przemieszczenia się wskutek małej prędkości rozpadu ilowca.

8. ZALEŻNOŚCI PARAMETRÓW OBUDOWY KOTWIOWEJ OD DYNAMIKI SPODZIEWANYCH WSTRZĄSÓW GÓROTWORU

Wielokrotne wykonywanie obliczeń modeli z zastosowaniem programu CHODNIK przy różnych wartościach parametrów wejściowych pozwoliło na określenie zależności naprężeń dynamicznych powstających krótkoterminowo w skałach oraz wymaganej minimalnej długości kotwi stropowych i ich minimalnego zagęszczenia od dynamiki wstrząsu sejsmicznego, czyli magnitudy i odległości ogniska wstrząsu od wyrobiska. Zależności te przedstawiono na rysunkach 11–13.

Z rysunku 11 wynika, że zależność ta ma charakter w przybliżeniu liniowy z tym, że linie reprezentujące różne odległości hipocentralne są ułożone pod różnymi kątami nachylenia do osi odciętych (magnitudy). Charakterystyczne jest także, że linie odnoszące się do odległości 200 m i dalszych są skupione blisko siebie w dolnej

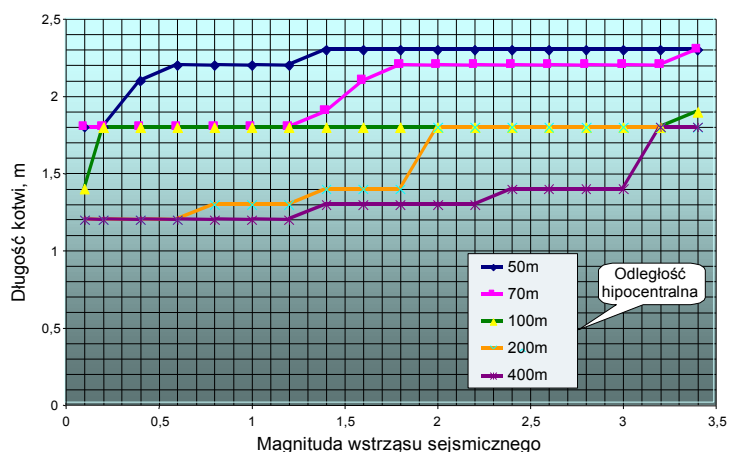
części wykresu. Świadczy to o znikomym wpływie na wielkość chwilowych naprężeń dynamicznych w górotworze otaczającym wyrobisko wstrząsów, oddalonych od niego więcej niż około 200 m.



Rys. 11. Wpływ magnitudy wstrząsu na dodatkowe naprężenie dynamiczne w skalach stropowych

Fig. 11. Effect of magnitude of tremor on supplementary dynamic stress within roof strata

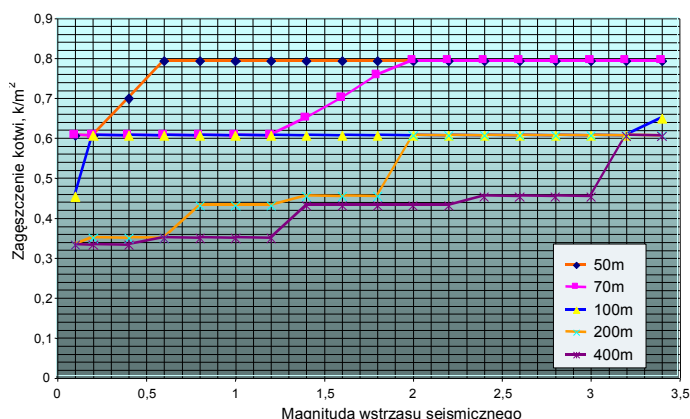
Na rysunku 12 pokazano, jak zmienia się minimalna wymagana długość kotwi stropowych w miarę tego jak zwiększa się magnituda występujących w niedalekim zasięgu wstrząsów górotworu. Skokowy charakter linii można wytłumaczyć warstwowym charakterem górotworu stropowego i skokowym wchodzeniem w strefę odspojenia kolejnych ku górze ławic skalnych. Można przypuszczać, że jest to w pewnej mierze charakterystyka zastosowanego do symulacji profilu penetrometrycznego stropu to znaczy, że przy innym profilu prawdopodobnie duże krzywizny linii przedstawionych na wykresie występowałyby w innych miejscach.



Rys. 12. Minimalna długość kotwi stropowych w zależności od magnitudy spodziewanych wstrząsów sejsmicznych

Fig. 12. Effect of magnitude of tremor expected on minimum required length of roof bolts

Na rysunku 13 podobnie jak na poprzednim pokazano minimalne wymagane zagęszczenie kotwi. Można zauważyć, że czynnik ten wydaje się w większym stopniu zależeć od odległości ogniska spodziewanego wstrząsu aniżeli od wielkości magnitudy wstrząsu.



Rys. 13. Minimalne zagęszczenie kotwi w zależności od magnitudy i odległości spodziewanych wstrząsów sejsmicznych

Fig. 13. Effect of magnitude and focal distance of tremor expected on spacing required of rock bolts

WNIOSKI

Z przeprowadzonych badań symulacyjnych można wyciągnąć następujące wnioski dotyczące programu dalszych badań nad opracowywaniem systemów obudowy kotwiowej dla kopalń węgla, w których są eksploatowane pokłady zagrożone wstrząsami i tąpnięciami, a szczególnie dla kopalni „Jankowice” rozpoczynającej wkrótce eksploatację pokładów siódłowych (grupy 500):

1. Badania symulacyjne dowiodły zarówno pod względem jakościowym, jak i częściowo ilościowym, że wstrząsy i tąpnięcia mają poważny wpływ na stateczność górotworu otaczającego wyrobiska górnicze i współpracującej z nim obudowy kotwiowej.
2. W celu szczegółowego wyjaśnienia tego wpływu i określenia wymaganych parametrów obudowy kotwiowej poddanej dynamicznemu oddziaływaniu wstrząsów sejsmicznych wskazane byłoby zaprojektowanie i zrealizowanie – na podstawie wyników symulacji – eksperymentów strzałowych wymuszających krytyczne wartości maksymalnej prędkości drgań warstw stropowych – przy próbnym zastosowaniu różnych elementów obudowy kotwiowej zaprojektowanych z uwzględnieniem przenoszenia obciążeń dynamicznych.
3. Istotna dla przygotowania kopalń do przeciwdziałania skutkom spodziewanego zagrożenia sejsmicznego jest odpowiednia rozbudowa sieci rejestracji sejsmicznej, ze szczególnym uwzględnieniem przestrzennego ukształtowania sieci z uwagi na potrzebę dokładnego określenia współrzędnej pionowej ognisk wstrząsów.

Literatura

1. Bulson P.S. (edit.) (1989): *Structures under shock and impact*. Elsevier.
2. Dubiński J. (1989): *Sejsmiczna metoda wyprzedzającej oceny zagrożenia wstrząsami górnictwymi w kopalniach węgla kamiennego*. Prace GIG, Seria dodatkowa.
3. Dubiński J., Konopko W. (2000): *Tąpania – ocena, prognoza, zwalczanie*. Katowice, GIG.
4. Eneva M., Van Aswegen G., Mendecki A.J. (1998): *Volume of Ground Motion and Seismic Hazard*. Int.J.Rock Mech.Min.Sci. Vol. 35 No. 4/5.
5. Fredriksson A. (1999): *CLAB Stage II – Rock Mechanics Analysis of the Stability and Effect of Vibrations on the Existing Rock Cavern*. ISRM News Journ. Vol. 5, No. 3.
6. Froedge D.T. (1995): *Anomalies in blast vibration propagation*. Coal, August.
7. Grzebyk W., Kosior A., Pytel W. (2000): *Ocena wpływu wstrząsów sejsmicznych na stateczność wyrobisk górniczych na podstawie rzeczywistych wartości prędkości drgań ośrodka skalnego*. XXIII Zimowa Szkoła Mechaniki Górniczej, Kraków, AGH.
8. Hoek E., Kaiser P.K., Bawden W.F. (1995): *Support of Underground Excavations in Hard Rock*. Rotterdam, A.A. Balkema.
9. Jaśkiewicz K., Lehmann J., Szczepanik Cz., Szpaczyński L. (1998): *Sposób zwiększenia skuteczności odprężania górotworu wraz z oceną strzelań przodkowych w kopalniach rud miedzi*. Rudy i Metale Nieżelazne nr 12.
10. Kidybiński A. (1995a): *Obudowa kotwowa w warunkach wstrząsów i tupań górotworu*. Przegląd Górniczy nr 7–8.
11. Kidybiński A. (1995b): *Podstawy projektowania obudowy kotwowej i doboru kotwi na obciążenia statyczno-dynamiczne*. Prace GIG, Seria: Konferencje nr 1.
12. Kidybiński A. (1997): *Simulation of Roof Strata Behaviour in Underground Mines and Designing of Rock-Bolting Systems*, 1st Intern. Symp. on Mine Simulation via the INTERNET, 2–13th December 1996, CD ROM. Rotterdam, A.A. Balkema.
13. Kidybiński A. (1998): *Modyfikacja sposobu oceny górotworu w kopalniach LGOM pod kątem optymalizacji zasad doboru obudowy*. II Konferencja Nauk.-Techn. „Obudowa kotwowa...”. Cuprum nr 8.
14. Kidybiński A. (1999): *Kryteria uszkodzenia lub zniszczenia wyrobisk korytarzowych i komorowych wskutek wstrząsów*. Bezp. Pracy i Ochr. Środow. w Górnictwie nr 5.
15. Kidybiński A. i inni (1999): *Analiza profili endoskopowych górotworu stropowego z 3 kopalń KGHM Polska Miedź S.A. i ich klasyfikacja*. Dokumentacja nr komp. 51156639-140, XII/1999. Katowice, GIG (niepublikowana).
16. Kidybiński A., Dubiński J., Mutke G. (1999): *Sposób prowadzenia robót strzelniczych w głębokiej kopalni chroniący strop przyległych wyrobisk*. Zgłoszenie Patentowe nr 2/99 (1.03.1999 r.).
17. Korzeniowski W., Piechota St. (2000): *O możliwości oceny wpływu robót strzałowych i wstrząsów górotworu na obwały stropu w kopalniach LGOM*. Przegląd Górniczy nr 3.
18. Kuzmienko A.A., Vorobiev V.D., Denisyuk I.I., Dauetas A.A. (1993): *Seismic effects of blasting in rock*. Russ. Transl. Ser. 103. Rotterdam A.A. Balkema.
19. Mutke G. i inni (1999): *Pomiary prędkości drgań stropu (PPV) podczas prowadzenia robót strzałowych w ZG Lubin, ZG Polkowice-Sieroszowice i ZG Rudna*. Dokumentacja nr komp. 41146039. Katowice, GIG (niepublikowana).
20. Nierobisz A. (1999): *Metody badań i wymagania jakościowe dla kotwi przeznaczonych do stosowania w kopalniach węgla i rud metali zagrożonych wstrząsami oraz tapaniami*. Dokumentacja pracy statutowej nr 13202009-140. Katowice, GIG (niepublikowana).
21. Onderka Z. (1986): *Określanie zasięgu spękania calizny skalnej przy strzelaniu*. Górnictwo R. 10, z. 1.

22. Pochcial Z., Siewierski S., Sztuk H. (1976): *Wpływ drgań stropu na pracę obudowy kotwiowej*. Rudy Metale nr 7.
23. Roy P.P. (1998): *Characteristics of ground vibrations and structural response to surface and underground blasting*. Geotechn. and Geolog. Engng. Vol. 16 No. 2.
24. Scoble M.J., Lizotte Y.C., Paventi M., Mohanty B.B. (1997): *Measurement of blast damage*. Mining Engineering, June.
25. Siewierski S. (1975): *Wpływ robót strzelniczych na obciążenie filarów w systemie filarowo-komorowym z zawalem stropu*. Rudy Metale nr 6.
26. Siewierski S. (1978): *Identyfikacja współpracy kotwi rozprężnych z górotworem w warunkach obciążeń statycznych i dynamicznych*. Prace Naukowe Instytutu Górnictwa Politechniki Wrocławskiej nr 29, Monografie 12.
27. Siewierski S. (1980): *Wpływ obciążenia udarowego na pracę kotwi*. Przegląd Górniczy nr 2.
28. Singh P.K., Vogt W. (1998): *Effect of Total Explosive fired in a Blasting Round on Blasting Vibrations*. Coal International, January.
29. Strygin B.I., Petrosjanc E.W. (1966): *Nagruzki na mettaliczeskije kriepeżnyje sztangi w riezultatie wzrywnych rabot*. Gornyj Żurnal nr 9.
30. Villaescusa E. i inni (edit.) (1999): *Rock Support and Reinforcement Practice in Mining*. Rotterdam, A.A. Balkema.
31. Xu H., Rodger A.A., Holland D.C., Littlejohn G.S. (1995): *Static service behaviour of rock bolts subjected to blast loadings in tunnelling, Anchors in Theory and Practice*, R. Widmann (edit.). Rotterdam, A.A. Balkema.

Recenzent: prof. dr hab. inż. Władysław Konopko

Mirosława Bukowska

WYTRZYMAŁOŚĆ NA ŚCISKANIE WYTYPOWANYCH WĘGLI GÓRNOŚLĄSKIEGO ZAGŁĘBIA WĘGLOWEGO NA TLE ICH BUDOWY PETROGRAFICZNEJ

Streszczenie

Jednym z podstawowych wskaźników wytrzymałościowych skał zwięzłych, w tym węgla, jest wytrzymałość na ściskanie, którą oznacza się w warunkach laboratoryjnych z zastosowaniem maszyny wytrzymałościowej lub w warunkach naturalnego zalegania złoża. Elementarnymi petrograficznymi składnikami węgla są macerały, które określa się badaniami mikroskopowymi. Grupy macerałów różnią się między sobą własnościami, nie tylko fizycznymi, ale również chemicznymi i technologicznymi.

Węgle Górnośląskiego Zagłębia Węglowego wykazują dużą zmienność zarówno pod względem petrograficznym, jak i wytrzymałościowym (rys. 2). Zmienność ta wynika z różnej zawartości poszczególnych grup macerałów.

Do wyjaśnienia przyczyn tej zmienności nie zawsze wystarcza poznanie zawartości macerałów, niezbędna jest także znajomość mikrolitotypów. Niektóre mikrolitotypy charakteryzują się bowiem większą, a inne mniejszą wytrzymałością na ściskanie. W związku z powyższym charakterystykę petrograficzną wybranych próbek węgla określono z uwzględnieniem ich wytrzymałości na jednoosiowe ściskanie. Próbkę węgla pobrano z różnych ogniw litostratygraficznych górnego karbonu GZW (grupa pokładów 200-700) (tabl. 1). Na przygotowanych próbkach węgla wykonano oznaczenie wytrzymałości na jednoosiowe ściskanie oraz oznaczono zawartości grup macerałów i składu mikrolitotypów, karbominerytu i minerytu (tabl.1). Analiza wyników badań wytrzymałości na ściskanie i udziału mikrolitotypów w wytypowanych węglach wykazała tendencję wzrostową wytrzymałości na jednoosiowe ściskanie wraz ze wzrostem udziału w próbkach durytu, klarodurytu i karbominerytów (rys. 3). W sekwencji pokładów od 308 do 713, które były przedmiotem badań, stwierdzono generalnie tendencję zmniejszania się udziału mikrolitotypów, które wykazują większą wytrzymałość na ściskanie niż pozostałe (rys. 4).

Uniaxial compression strength of chosen coals of Upper Silesia Coal Basin basing on its petrographic structure

Abstract

One of basic index of rock concise hardness, including coal, is uniaxial compression strength, which means in laboratory conditions with employment of hardness machine or in conditions of natural filling fields. The macerates are elementary petrographic component of coal, which are defined by microscopic researches. Groups of macerates differ between them, not only physical, but also chemical and technological.

Coal of Upper Silesia Basin exert big variability, equal in petrographic as well as hardness respect (Fig. 2). This variability results from different contents of individual group of macerates.

To explanation of reason of this variability it does not always enough knowledge macerates contents, also essential is acquaintance of microlitotypes. So, some of microlitotypes are characterised by bigger, other smaller. By reason of above-mentioned petrographic characteristic of chosen sample of coal definite with taking into consideration uniaxial compression strength $\times 2$. Samples of coal collect from different litostratigraphic links of high GZW carbon (group of board 200–700) (table 1). On prepared samples of

coal execute designation of strength compression and its mean contents of macerals group and composition of microlitotypes, carbominerites and minerites (table 1). Analysis of research result of uniaxial compression strength and microlitotypes participation of chosen coal ascertain exerted upward trend of strength along with incrementation of samples participation of durite, clarodurite and carbominerites (Fig. 3). In sequence of board from 308 for 713, which was object of research, it ascertain trend of decrease participation generally of microlitotypes, which exert bigger uniaxial compression strength than remaining (Fig. 4).

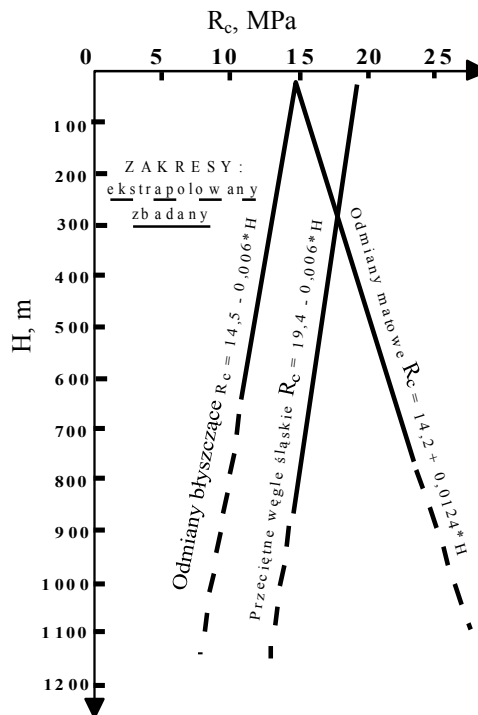
WPROWADZENIE

Pokłady węgla kamiennego Górnośląskiego Zagłębia Węglowego (GZW) wchodzi w skład utworów produktywnych karbonu, tworzących zespół pięter molasowych, których maksymalna zachowana miąższość jest oceniana na około 4500 m. Miąższość poszczególnych pokładów węgla jest zróżnicowana i wynosi od 0,4 do 24,0 m. Sumaryczna miąższość sięga 340 m (Zdanowski, Żakowa red. 1995). W GZW występują węgle od energetycznych poprzez koksowe do antracytów, przy czym stopień ich zmetamorfizowania wzrasta z głębokością ze wschodu na zachód (Jureczka, Kotas 1995).

Jednym z głównych wskaźników wytrzymałościowych skał płonnych i węgla, który jest wykorzystywany w projektowaniu bezpiecznej eksploatacji w podziemnych zakładach górniczych, między innymi do projektowania i doboru obudowy podziemnych wyrobisk górniczych i ich połączeń, dokonywania oceny stanu zagrożenia tąpnięciami wyrobisk górniczych, doboru parametrów maszyn urabiających, jest wytrzymałość na ściskanie jednoosiowe.

Wytrzymałość na ściskanie w warunkach laboratoryjnych określa się w różnych stanach naprężenia (Bukowska 2002a, c). Najczęściej dla potrzeb górnictwa podziemnego oznaczenia wykonuje się w jednoosiowym ścisnaniu (PN-G-04303) z uwagi na ich mniejszą czasochłonność oraz mniejsze wymagania sprzętowe. Prezentowane w artykule wartości wytrzymałości na ściskanie oznaczono podczas ściskania jednoosiowego w maszynie wytrzymałościowej, w której sterowanie odbywało się za pomocą odkształceń podłużnych próbki, mierzonych przemieszczeniem tłoka. Stosowano prędkość odkształcania rzędu $10^{-4} \cdot s^{-1}$, która według wielu badaczy odpowiada prędkościom odkształcania się skał wokół wyrobisk eksploatacyjnych.

W Głównym Instytucie Górnictwa analizowano wpływ głębokości zalegania pokładów węgla na wytrzymałość na ściskanie i wyodrębniono dwie grupy węgla: odmiany błyszczące, do których zaliczono węgle z przewagą składników błyszczących i węgle błyszcząco-matowe oraz odmiany matowe – węgle z przewagą składników matowych i węgle matowo-błyszczące. Równania empiryczne zmian wytrzymałości na ściskanie węgla z głębokością ich zalegania opracował Kidybiński (1982). Wykazał, że zależność wytrzymałości na ściskanie od głębokości jest inna dla odmian matowych niż dla odmian błyszczących – wytrzymałość węgla matowych wzrasta z głębokością, natomiast wytrzymałość węgla błyszczących ze wzrostem głębokości zmniejsza się (rys. 1).



Rys. 1. Głębokościowy rozkład wytrzymałości na jednoosiowe ściskanie węgla kamiennych wg Kidybińskiego (1982):
 R_c – wytrzymałość na ściskanie, H – głębokość od powierzchni terenu

Fig. 1. Deepness uniaxial compression strength distribution of hard coal according to Kidybiński (1982):
 R_c – uniaxial compression strength, H – deepness from the surface

Elementarnymi składnikami węgla są macerały, które określa się w badaniach mikroskopowych. Grupy macerałów różnią się własnościami fizycznymi, chemicznymi i technologicznymi. Ponadto, ta sama grupa macerałów również wykazuje zmienne własności (w różnych węglach) w zależności od stopnia uwęglania (Stach i inni 1982; Gabzdyl 1987; 1989; Kruszewska, Dybowa-Jachowicz 1997). Macerały tworzą zrosty w postaci pasemek o miąższości co najmniej 50 μm – mikrolitotypy, a ich zmineralizowane formy to karbominerity.

Poznanie zmienności własności węgla w zależności od zawartości różnych macerałów wymaga znajomości składu petrograficznego. Znajomość jedynie składu macerałów może być niekiedy niewystarczająca do rozpoznania przyczyn zmienności niektórych własności węgla, na przykład wytrzymałości. Własności te zależą bowiem nie tylko od udziału w węglu różnych macerałów, lecz także od zawartości i rodzaju ich naturalnych asocjacji, tj. mikrolitotypów. Niektórym mikrolitotypom przypisuje się większą a innym mniejszą wytrzymałość na ściskanie, dlatego, zdaniem autorki, celowe było przedstawienie charakterystyki petrograficznej wybranych próbek węgla na tle ich wytrzymałości na jednoosiowe ściskanie. W związku z powyższym wykonano badania próbek węgla, które obejmowały:

- analizę zawartości grup macerałów i minerałów, wg PN-ISO 7404-3: 2001,

- analizę zawartości i składu mikrolitotypów, karbominerytu i minerytu (skały), wykonaną według zaleceń Międzynarodowego Komitetu Węgla i Petrologii Organicznej (ICCP) (Stach i inni 1982) i normy PN-93/G-04564.

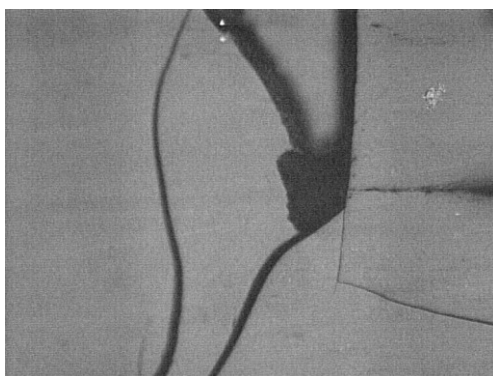
Próbki węgla do badań petrograficznych pobrano z pokładów reprezentujących różne ogniwia litostratygraficzne utworów górnego karbonu GZW:

- krakowską serię piaskowcową, z warstw łaziskich – pokład 207,
- serię mułowcową, z warstw orzeskich – pokład 308 i z warstw załęskich – pokład 405/1,
- górnośląską serię piaskowcową, z warstw siodłowych – pokłady 504 i 510,
- serię paraliczną, z warstw porębskich – pokład 615 i z warstw jakłowieckich – pokład 713.

1. CHARAKTERYSTYKA PETROGRAFICZNA PRÓBEK WĘGLA

Próbka węgla z pokładu 207 w KWK Ziemowit

Próbka zawierała węgiel o dużej zawartości wityritu, przy stosunkowo małym udziale liptynitu, inertynitu i minerałów, co wynikało ze znacznej przewagi wityritu w składzie mikrolitotypów. Oznacza to, że był to węgiel błyszczący. Wityrit występował w formie warstewek o znacznej grubości (do ok. 5 mm), przedzielonych cienkimi (przeważnie o grubości <1 mm) warstewkami pozostałych wyróżnionych mikrolitotypów. Znaczący udział poza wityrytem wykazał klaroduryt i duroklaryt, a pozostałe mikrolitotypy wystąpiły w ilości kilku procent. Mikrolitotypy wykazały przeważnie bardzo słabą mineralizację, przejawiającą się obecnością drobnych skupień minerałów ilastych i drobnych, rozproszonych ziarenek pirytu w wityrycie. Niektóre warstewki, głównie inertytu z fuzynitem i semifuzynitem, rzadziej wityritu, a sporadycznie durytu wykazały dużą zawartość minerałów ilastych bądź węglanów (głównie syderytu), bądź siarczków (pirytu), odpowiednią dla karbominerytu. Wityrit wykazywał silne przejawy wietrzenia, z uwagi na obecność rozgałęzionych i klinowato przecinających się spękań, prowadzących do powstawania ziarnistych wykruszeń (fot. 1).

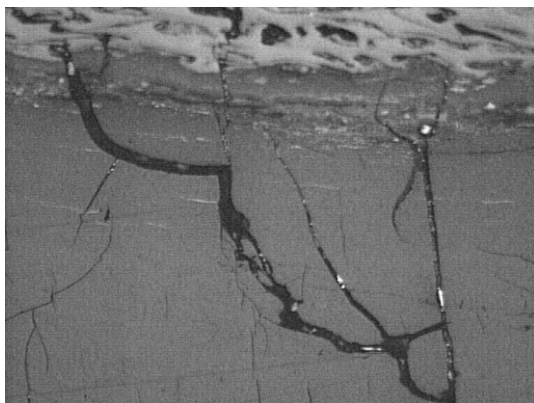


Fot. 1. Spękania wietrzeniowe w wityrycie

Phot. 1. Weathering cracks of vitrite

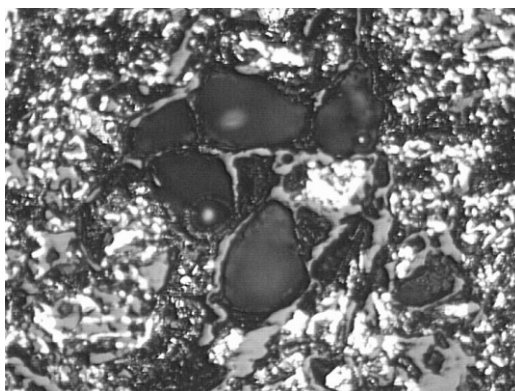
Próbka węgla z pokładu 308 w KWK Ziemowit

Skład macerałów był zdominowany przeważającym, choć niezbyt dużym udziałem wityrnytu oraz znaczną zawartością inertynitu. Substancja mineralna występowała głównie w postaci minerałów ilastych, którym towarzyszyły siarczki i rzadziej węglany. W składzie mikrolitotypów najwyższy udział wykazywał duroklaryt, a następnie klaroduryt. Wszystkie pozostałe składniki mikrostrukturalne, charakteryzowały się małym, kilku procentowym udziałem. Większość analizowanych warstewek mikrolitotypów zawierała substancję mineralną w formie rozproszonych drobnych ziarenek pirytu lub substancji ilastej, rzadziej w formie żyłek wypełniających cienkie szczelinki w węglu (fot. 2). Przeważająca część substancji mineralnej występowała w warstewkach karbominerytu lub minerytu. Mineryt stanowił soczewki lub warstewki minerałów ilastych z węglanami i pirytem (fot. 3) oraz z fragmentami z pokruszonych ścianek fuzynitu. Na załączonych mikrofotografiach widać (fot. 2), że szczeliny w tym węglu są przeważnie puste i tylko w niektórych występuje piryt.



Fot. 2. Nieregularne spękania wietrzeniowe miejscami prowadzące do wykruszeń na powierzchni węgla, częściowo wypełnione pirytem, przebiegające w wityrnycie i wygaszające się na semifuzynie (inertynit – najjaśniejszy fragment – powyżej)

Phot. 2. Irregular weathering cracks partly causing crumble up of coal, partly pyrite in vitrite and extinction on semifusinite (inertinite – the brightest part – above)

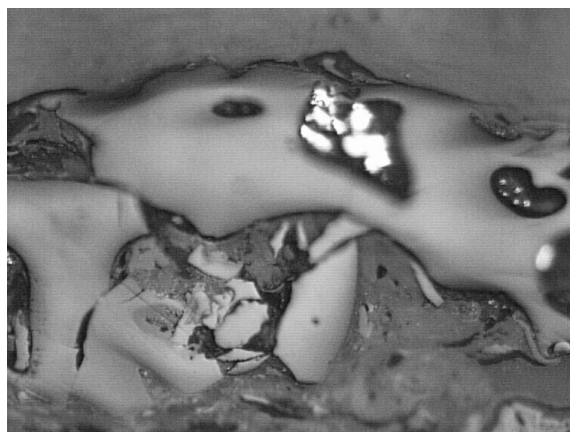


Fot. 3. Duże ziarna węglanów w otoczeniu inertynitu (jasnoszarego fuzynitu) z licznymi ziamami pirytu

Phot. 3. Big grains of carbonates near inertinite (bright-grey fusinite) with many pyrite grains

Próbka węgla z pokładu 405/1 w KWK Knurów

Próbka stanowiła węgiel o dość dużej zawartości macerałów grupy inertnitu, przy obniżonej zawartości wityrnytu. Węgiel był słabo zmineralizowany, a substancja mineralna w równym stopniu była reprezentowana przez minerały ilaste, węglany i piryt. Ze względu na skład mikrolitotypów węgiel można było zaliczyć do duroklarytowo-witrytowo-klarodurytowego. Mikrolitotypy te wykazywały zbliżony udział wynoszący od około 20%. Kilkoprocentową, podobną zawartość wykazały wityrnytyt, inertyt i duryt (składniki zasobne w inertynit) oraz klaryt. Pasemka głównych mikrolitotypów przeważnie nie były zmineralizowane i tylko sporadycznie można zaobserwować rozproszone minerały ilaste w wityrcie bądź pojedyncze kryształy pirytu z inertytem (fot. 4). Nieliczne warstewki karbominerytu zawierały wityrnytyt z rozsianymi bardzo drobnymi ziarnami pirytu ($< 1 \mu\text{m}$) lub inertynit (fuzynit) z węglanami. Występujące w węglu cienkie szczeliny nie zawierały substancji mineralnej (fot. 5).

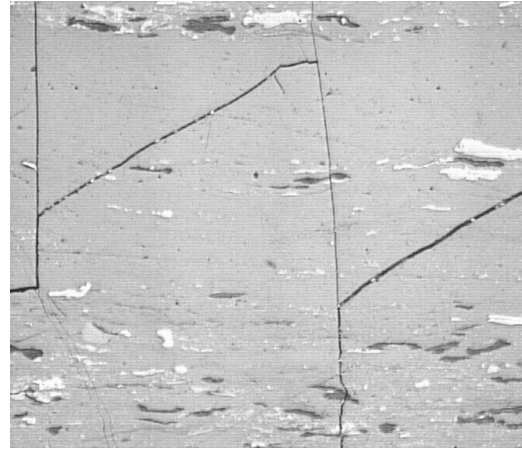


Fot. 4. Piryty (najjaśniejszy) w przestrzeniach komórkowych inertynitu

Phot. 4. Pyrite (the brightest) in inertinite cells

Fot. 5. Spękania schodkowe w warstewce wityrytu i duroklarytu (inertynit – najjaśniejszy, liptynit – najciemniejszy, w podstawowej masie wityrynitowej)

Phot. 5. Stairs cracks in virite and duroclarite (inertinite – the brightest, liptinite – the darkest, in vitrinite substance)



Próbka węgla z pokładu 504 w KWK Polska Wirek

Węgiel z tej próbki charakteryzował się małą zawartością wityrynytu i dużą inertynytu. Znaczna była także zawartość liptynytu. Węgiel był słabo zmineralizowany minerałami ilastymi, węglanami i siarczkami. Duża zawartość inertynytu w próbce, przy znacznym udziale liptynytu wynikała ze składu głównych mikrolitotypów. Oprócz dominującego duroklarytu (fot. 6) wysoką zawartość wykazywały również klaroduryt i wityrneryt, charakteryzujące się dużym udziałem inertynytu. Do mikrolitotypów o podrzędnym udziale (od 1 do kilku procent) zalicza się wityryt, inertyt, klaryt, duryt i wityrneroliptyt. Na podstawie przedstawionego składu petrograficznego węgiel zaliczano do odmiany głównie matowej lub półmatowej. Substancja mineralna w małych ilościach występowała w nielicznych warstewkach inertytu i wityrnerytu, w formie wypełnień przestrzeni komórkowych fuzynyty i semifuzynyty. Nieliczne, większe skupienia pirytu występowały w formie żyłek w klarodurycie (fot. 7) oraz nieforemnych skupień krystalicznych w wityrynicie. Stwierdzono także obecność minerałów ilastych z węglanami w fuzynicie i semifuzynicie, w warstewkach o składzie klarodurytu i duroklarytu. Warstewki te zaliczają się do karbargilitu. Szczeliny endokliważu zwykle były puste i nie zawierały substancji mineralnej.



Fot. 6. Żyłki pirytu w duroklarycie zbudowanym z inertynytu (najjaśniejsza barwa), liptynytu (ciemnoszary) i podstawowej masy wityrynitowej

Phot. 6. Pyrite streaks in duroclarite composed from inertinite (the brightest), liptinite (dark-grey) and base vitrinite substance



Fot. 7. Kryształki pirytu w wityrynie (barwa szara) i semifuzynie (jaśniejsza w górnej części fotografii)

Phot. 7. Pyrite crystals in vitrinite (grey) and semifusinite (the brightest in top part of picture)

Próba węgla z pokładu 510 w KWK Kazimierz Juliusz

Skład petrograficzny tej próbki węgla charakteryzował się dużym udziałem inertytynu oraz dość małą, choć dominującą, zawartością wityrynu. Substancję mineralną obecną w węglu reprezentowały minerały ilaste, węglany i piryt wykazujące podobny udział. Węgiel zaliczono do duroklarytowo-klarodurytowych. Udziały wymienionych mikrolitotypów znacznie przewyższały zawartość każdego z pozostałych składników, tj. inertytu, wityrytu, wityrnerytu, wityrneroliptytu i durytu oraz mikrolitotypów zmineralizowanych, tj. karbankerytu, karbopirytu i nielicznych pozostałych składników karbominerytu. Substancja mineralna najczęściej była związana z inertytem (minerały ilaste i węglany) bądź z duroklarytem i klarodurytem (minerały ilaste i siarczki). Część warstewek wymienionych mikrolitotypów, z uwagi na większą zawartość minerałów, przedstawiał karbopiryt (fot. 8, 9) lub karbankeryt i sporadycznie – karbargilit oraz karbopolimineryt. Ponadto piryt lub rzadziej węglany, wypełniały częściowo szczeliny w węglu (fot. 8).



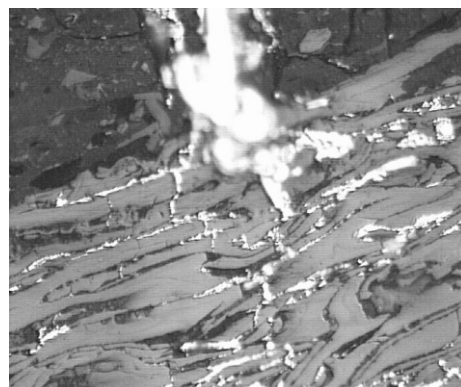
Fot. 8. Żyłka pirytu w z inertytnym (biało szary w

Phot. 8. Pyrite streak in (white-grey in top part of

duroklarycie na kontakcie górnej części fotografii)
duroclaryte with inertinite (picture)

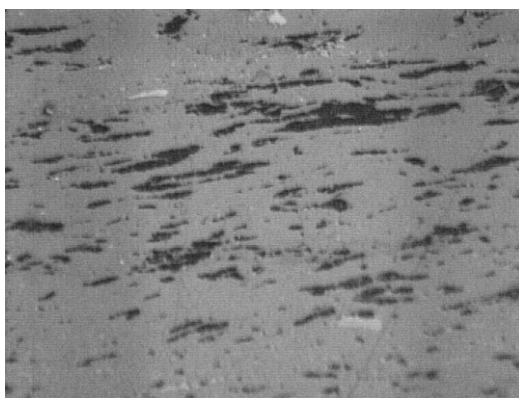
Fot. 9. Żyłka grubokrystalicznego pirytu w klarodur-rycie przechodząca do karbopirytu (semifuzynit z drobnokrystalicznym pirytem w zaciśnionych przestrzeniach komórkowych)

Phot. 9. Pyrite big-crystal streak in clarodurite going to carbopyrite (semifusinite with small-crystal pyrite in compressed cells)



Próbka węgla z pokładu 510 w KWK Brzeszcze

Węgiel ten spośród przebadanych wyróżniał się największym udziałem macerałów grupy liptynitu. Ponadto, zawierał dość dużo inertynitu i względnie mało witynitu. Mały udział wykazały minerały ilaste, przy przeważającej zawartości węglanów i siarczków. Skład mikrolitotypów był silnie zdominowany przez duroklaryt, oprócz którego dość dużą zawartość wykazywał klaroduryt zasobny w inertynit. Pozostałe mikrolitotypy miały podrzędne znaczenie, z uwagi na zawartość, nieprzekraczającą 5%. Mikrolitotypy zawierały niewielką ilość substancji mineralnej, z wyjątkiem niektórych pasemek duroklarytu, w których obserwowano liczniejsze skupienia substancji ilastej. Mała była także zawartość karbominerytu, reprezentowanego przez karbopiryt, karbankeryt i bardzo nieliczne pasemka karbargilitu (witynitu ze smugami minerałów ilastych – fot. 10). Sporadycznie napotymano samodzielne pasemka substancji ilastej, które zaliczano do minerytu (skały). Obecne w węglu niezbyt liczne spękania w większości nie były wypełnione substancją mineralną lub tylko częściowo wypełniał je piryt.

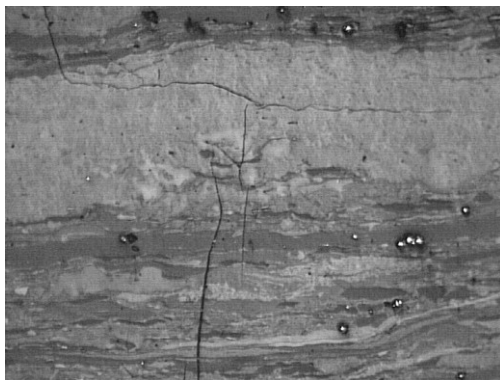


Fot. 10. Karbargilit jako warstewka wityry ze smugami substancji ilastej (ciemnoszarej)

Phot. 10. Carbogillite as vitrinite surface with strip of loamy substance (dark-grey)

Próbka węgla z pokładu 615 w KWK Śląsk

Analiza składu petrograficznego węgla wykazała duży udział inertynitu i dość małą zawartość liptynitu. Zawartość wityrnytu była względnie mała. Substancję mineralną w tym węglu reprezentowały głównie siarczki (piryt). Minerale ilaste i węglany wykazały bardzo małą zawartość (<1%). W składzie mikrolitotypów dominowały duroklaryt z klarodurytem. Spośród pozostałych składników, o podrzędnym udziale, najwyższą zawartość wykazał wityrnertyt. Należy podkreślić duży udział inertynitu (mikrynitu) w wityrnertycie, a także w klarodurycie. Wityrty i inertyty występują w podrzędnych ilościach. Sporadycznie obserwowano klaryt. Zwracała uwagę mała zawartość substancji mineralnej w wymienionych mikrolitotypach. Były to nieliczne minerały ilaste rozproszone niekiedy w pasemkach wityrtu i klarodurytu lub rzadziej węglany i siarczki wypełniające przestrzenie komórek fuzynitu i semifuzynitu. Karbomineryt był reprezentowany wyłącznie przez karbopiryt, przedstawiający warstewki wityrtu, inertytu, duroklarytu, klarodurytu i wityrnertytu z pirytem. Udział karbopiryty (ok.10%) w tej próbce był największy. Węgiel zawierał liczne spękania powstałe w procesie jego wietrzenia (Fot. 11). W spękaniach nie zaobserwowano obecności substancji mineralnej.



Fot. 11. Drobne spękania w klarodurycie (dolna część fotografii) oraz inertycie (jasnoszary, w górnej części fotografii). Widoczne pojedyncze kryształki piryty (białe) luźno rozmieszczone w klarodurycie

Phot. 11. Small cracks in clarodurite (bottom part of picture) and inertite (bright-grey, in top part of picture). Samples of pyrite crystals (white) are appear easy located in clarodurite

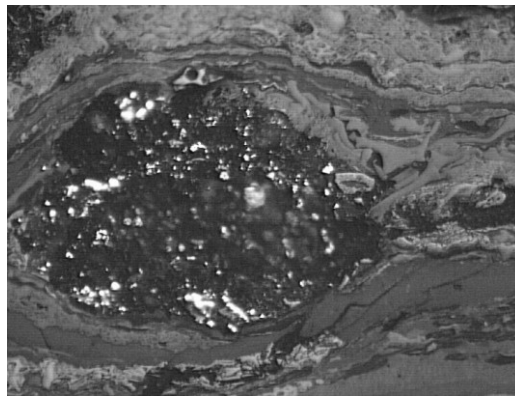
Próbka węgla z pokładu 713/1-2 w KWK Rydułtowy

Próbka zawierała węgiel, w którym wśród macerałów dominujący udział był wityrnytu. Dość duża była także zawartość liptynitu, zaś inertynit wykazał względnie mały udział w porównaniu z zawartością w pozostałych badanych próbkach. Licznie występowały tu minerały, wśród których przeważały węglany. W składzie mikrolitotypów, duży i równorzędny udział miały duroklaryt i wityrty. Znaczny udział w tej próbce wykazywał także klaryt, obok klarodurytu. Małą zawartością charakteryzowały się wityrnertyt, inertyt oraz sporadycznie obserwowany – duryt. Omówiony skład mikrolitotypów był charakterystyczny dla węgla półbłyszczącego. Mikrolitotypy

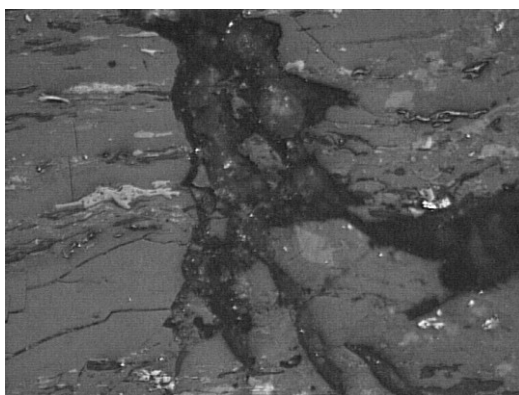
charakteryzowała częsta obecność substancji mineralnej, występującej w zmiennych ilościach i w urozmaiconych formach. Najczęściej były to różnej wielkości (od kilkunastu do kilkuset mikrometrów) konkrety dobrze wykrystalizowanego syderytu (fot. 12) lub syderytu ilastego (fot. 13), a także syderytu z pirytem. Konkrety najczęściej były obecne w duroklarycie i wityrycie lub karbankerycie lub karbopiryte. Dość liczne były także soczewki inertytu (fuzynitu i semifuzynitu), w których przestrzenie komórkowe całkowicie były wypełnione węglanami i siarczkami, z przewagą jednych lub drugich minerałów, w obecności domieszek minerałów ilastych. Niekiedy wykazywały znaczną grubość (3–4 mm) i ze względu na duży udział w nich substancji mineralnej (> 60%), przedstawiają mineryt. Często obserwowano obecność żyłek pirytu bądź węglanów, wypełniających szczeliny endogeniczne i spękania o nieprawidłowym, nieregularnym przebiegu (fot. 14).



Fot. 12. Konkrecja ilasto-syderyticzna w otoczeniu żyłek pirytu w wityrycie
Phot. 12. Concretion loamy – sideritic near pyrite streak in vitrite



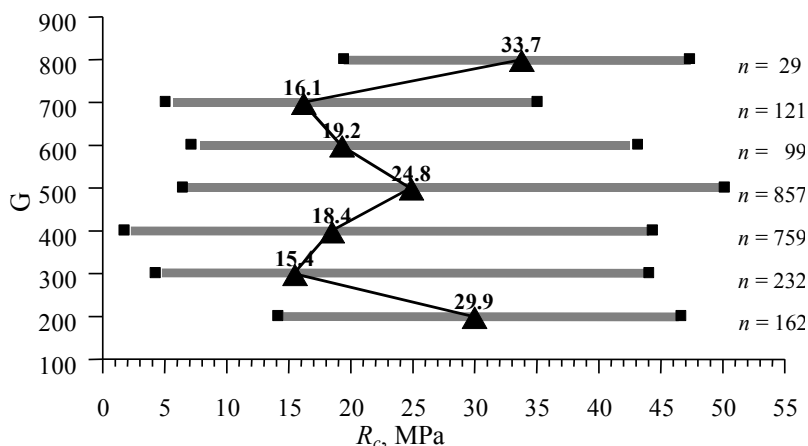
Fot. 13. Konkrecja syderyticzno-ilasta z pirytem w otoczeniu klarodurytu
Phot. 13. Concretion sideritic – loamy in pyrite near clardurite



Fot. 14. Nieprawidłowe spękanie endo- i egzokliwazowe w duroklarycie, wypełnione węglanami
Photo. 14. Irregular crack endo- and egzocliwadge in duroclarite, filled by carbonates

2. BUDOWA PETROGRAFICZNA WĘGLA A WYTRZYMAŁOŚĆ NA ŚCISKANIE

W Głównym Instytucie Górnictwa jest prowadzony i stale aktualizowany bank danych własności fizycznych węgla i skał płonnych formacji węglonośnej karbonu produktywnego w GZW, którego jednym z parametrów jest wytrzymałość na ściskanie (Bukowska 2002b; Bukowska, Szedel 2003). Wartości wytrzymałości na ściskanie węgla GZW zmieniają się w szerokim zakresie od kilku do prawie pięćdziesięciu megapaskali, bez względu na pozycję stratygraficzną. Na rysunku 2, oprócz zmienności wytrzymałości na ściskanie, przedstawiono również jej średnie wartości dla poszczególnych grup pokładów oraz liczbę oznaczeń średniej wartości wytrzymałości na ściskanie (n), na które składa się w sumie około 10000 przebadanych próbek węgla.



Rys. 2. Zmienność wytrzymałości na jednoosiowe ściskanie węgla GZW: R_c – wytrzymałość na ściskanie, G – grupy pokładów węgla GZW**Fig. 2.** Variability of uniaxial compression strength for coals of GZW: R_c – uniaxial compression strength, G – groups of GZW coals

Duże zróżnicowanie wytrzymałości na ściskanie węgla w poszczególnych grupach pokładów wynika z różnic w ich budowie petrograficznej. Niektórym mikrolitotypom węgla przypisuje się bowiem lepsze, innym słabsze, własności mechaniczne, głównie wytrzymałościowe. Mikrolitotypami, którym przypisuje się lepsze własności wytrzymałościowe, są:

- duryt – mikrolitotyp z grupy bimaceralnych o zawartości liptynit i inertynitu powyżej 95%,
- klaroduryt – mikrolitotyp z grupy trimaceralnych, w którym inertynitu jest więcej niż sumy witrynit i liptynit,
- karbomineryt, który stanowi zmineralizowany mikrolitotyp, np. karbopiryty, karbankeryt, karbosilicyt, karbopolimineryt.

Według niektórych badaczy największą wytrzymałość mechaniczną mają węgle półmatowe – jednolity durytowy, mniej wytrzymały – durytowy ziarnisty (Dubiński 1999). Znacznie mniejszą wytrzymałością na ściskanie charakteryzują się węgle błyszczące – witrytowe i klarytowe.

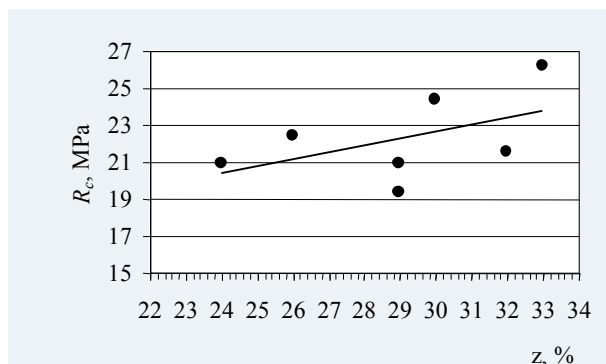
W tym kontekście, w tabelicy 1 zestawiono wartości wytrzymałości na jednoosiowe ściskanie przebadanych próbek węgla i zawartość tych mikrolitotypów, które wykazują wyższą wytrzymałość.

Tabela 1. Wytrzymałość na ściskanie próbek węgla pobranych z pokładów grup 200–700, zawartość grup macerałów i substancji mineralnej oraz najmocniejszych mikrolitotypów

Numer pokładu	Głębokość zalegania m	Wytrzymałość na jednoosiowe ściskanie MPa	Grupy macerałów %						Zawartość durytu, klarodurytu i karbominerytu, %
			Witrynit	Liptynit	Inertynit	Min. Ilaste +kwarc	Węglany	Siarczki	
207	ok. 450	30,9	75	5	15	3	1	1	22
308	ok. 460	26,2	51	13	30	3	1	2	33
405/1	ok. 750	19,3	58	10	32	<1	<1	<1	29
504	ok. 680	24,4	44	14	40	<1	1	1	30
510	ok. 640	22,4	44	23	31	<1	1	1	26
510	ok. 420	20,9	46	14	37	1	1	1	29
615	ok. 765	21,5	52	7	38	<1	<1	3	32
713	ok. 1185	20,9	62	12	18	1	5	2	24

Analiza wyników badań wytrzymałości i udziału mikrolitotypów w wytypowanych węglach wykazała tendencję wzrostową wytrzymałości na jednoosiowe ściskanie wraz ze wzrostem udziału w próbkach durytu, klarodurytu i karbominerytów.

Tendencję zmian wytrzymałości na ściskanie węgla ze zmianą zawartości w nich niektórych mikrolitotypów przedstawiono na rysunku 3.

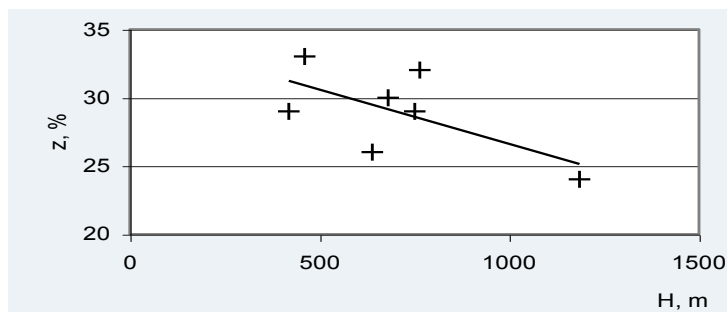


Rys. 3. Zależność wytrzymałości na jednoosiowe ściskanie od petrografii węgla: z – zawartość durytu, klarodurytu i karbominerytu, R_c – wytrzymałość na ściskanie

Fig. 3. Variability of uniaxial compression strength depending on coal petrography: z – content of durite, clarodurite and carbominerite, R_c – uniaxial compression strength

Na rysunku 3 nie uwzględniono próbki węgla z pokładu 207, gdyż nie było technicznych możliwości wykonania oznaczeń składu petrograficznego i wytrzymałości na ściskanie na tej samej próbce.

Omawiane próbki węgla pochodziły z różnych ogniów stratygraficznych serii produktywnej GZW (tabl. 1), pobrane z różnych głębokości, w konkretnych miejscach w wyrobiskach górniczych poszczególnych kopalń. W sekwencji pokładów od 308 do 713, które były przedmiotem badań, stwierdzono tendencję zmniejszania się udziału mikrolitotypów, którym przypisuje się większą wytrzymałość na ściskanie niż pozostałym (rys. 4).



Rys. 4. Trend zmian zawartości w węglu najmocniejszych mikrolitotypów z głębokością zalegania pokładu: H – głębokość od powierzchni terenu, R_c – wytrzymałość na jednoosiowe ściskanie, z – zawartość durytu, klarodurytu i karbominerytu

Fig. 4. Change trend of contents in coal of the strongest microlitotypes from depth of: H – deepness from the surface, R_c – uniaxial compression strength, z – content of durite, clarodurite and carbominerite

PODSUMOWANIE

Badania wytrzymałości na ściskanie i badania petrograficzne wykonano na próbkach węgla pochodzących z różnych ogniw stratygraficznych karbonu produktywnego GZW obejmujących grupy pokładów 200–700. Na podstawie uzyskanych wyników sformułowano następujące wnioski:

1. Przebadane węgle wykazały średnie wartości wytrzymałości na ściskanie w porównaniu z wytrzymałością na ściskanie dla poszczególnych warstw (rys. 2, tabl. 1).
2. Próbkę węgla charakteryzowały się zróżnicowanym składem petrograficznym, wyróżniono:
 - próbki wykazujące w składzie macerałów przeważający, choć zmienny udział grupy wityrytu, w zakresie od powyżej 50 do 75%. Zróżnicowany udział, niezależny od zawartości głównego składnika, wykazały liptynit i substancja mineralna. Z uwagi na dominujący udział wityrytu węgle z tych próbek charakteryzowały się przeważnie znaczną zawartością wityrytu, od kilkunastu do nawet kilkudziesięciu procent. Próbkę węgla zaliczone do tej grupy, wykazały w składzie mikrolitotypów dużą przewagę duroklarytu,
 - próbki węgla cechujące się zmniejszoną zawartością wityrytu (poniżej 50%) i dużą zawartością inertynitu (od powyżej 30 do około 40%). Podwyższoną zawartość wykazał w nich także liptynit (14–23%). Z uwagi na małą zawartość wityrytu, charakteryzowały się także niską zawartością wityrytu, rzędu kilku procent. Podwyższona zawartość inertynitu w składzie mikrolitotypów była wynikiem dużego udziału klarodurytu i duroklarytu.
3. Próbkę węgla charakteryzowały się zmienną zawartością substancji mineralnej, od 1 do 8%, którą w różnych proporcjach reprezentowały minerały ilaste, węglany i siarczki. Minerały stanowiły głównie skład karbominerytów oraz częściowo występowały też w formie rozproszonych drobnych ziarenek lub większych skupień – kongregacji w mikrolitotypach, rzadziej wypełniały szczeliny kliważowe.
4. Przeprowadzona analiza wyników badań próbek węgla wykazała zależność pomiędzy budową petrograficzną węgla a wytrzymałością na jednoosiowe ściskanie, która przejawia się wzrostem wytrzymałości na ściskanie wraz ze wzrostem udziału w węglu durytu, klarodurytu i karbominerytów.

Literatura

1. Bukowska M. (2002a): *Geomechanical properties of rocks from the rockburst hazard point view*. Archives of Mining Sciences, Vol. 47/2, s. 111–138.
2. Bukowska M. (2002b): *Bank danych o własnościach fizyko-mechanicznych skał i węgla GZW*. Dokumentacja nr... Katowice, GIG (niepublikowana).
3. Bukowska M. (2002c): *Własności naprężeniowe i energetyczne skał karbonu produktywnego GZW w warunkach zmiennych prędkości odkształcenia i ciśnień okólnych*. I Konf. Nr 55 nt. Problematyka inżynierska z zakresu ochrony terenów górniczych. Kraków, Instytut Gospodarki Surowcami Mineralnymi i Energią PAN, s. 305–312.
4. Bukowska M. Szedel D. (2003): *Komputerowy system ewidencji własności fizycznych skał Górnośląskiego Zagłębia Węglowego*. Przegląd Górniczy nr 4, s. 7–10.

5. Dubiński J. (red.) (1999): *Koncentracja wydobywania a zagrożenie górnicze*. Katowice, GIG.
6. Gabzdyl W., Hanak B., Probierz K., Kubik A. (1997): *Proceedings of the XIII International Congress on the carboniferous and permian*. Prace PIG – CLVII, part 2. Warszawa.
7. Gabzdyl W. (1987): *Petrografia węgla*. Skrypt Politechniki Śląskiej, nr 1337.
8. Gabzdyl W. (1989): *Geologia węgla*. Skrypt Politechniki Śląskiej, nr 1427/2.
9. Jureczka J. Kotas A. (1995): *Tektonogeneza Górnośląskiego Zagłębia Węglowego*. The carboniferous system in Poland. Zdanowski A., Żakowa H. (red). Prace PIG CXLVIII, s. 168–171.
10. Kidybiński A. (1982): *Podstawy geotechniki kopalnianej*. Katowice, Wydaw. Śląsk.
11. Zdanowski A., Żakowa H. (red) (1995): Prace PIG CXLVIII, Warszawa s. 124–134.
12. Kruszewska K., Dybova-Jachowicz S. (1997): *Zarys petrologii węgla*. Katowice, Wydaw. Uniwersytetu Śląskiego.
13. PN-93-G-04564. Węgiel kamienny. Analiza petrograficzna. Oznaczanie zawartości mikrolitotypów, karbominerytu i skały płonnej.
14. PN-G-04303. Skały zwięzłe. Oznaczanie wytrzymałości skal zwięzłych na próbkach foremnych.
15. PN-ISO 7404-3. Metody analizy petrograficznej węgla kamiennego (bitumicznego) o antracytu. Metoda oznaczania składu grup macerałów.
16. Stach E., Mackowsky M. TH., Teichmüller M., Taylor G.H., Chandra D., Teichmüller R. (1982): *Textbook of Coal Petrology*. Berlin – Stuttgart, Gebrüder Borntraeger.

Recenzent: dr Leokadia Róg

Jerzy Kornowski

WPROWADZENIE DO ZAGADNIENIA SEKWENCYJNEJ PROGNOZY RYZYKA FINANSOWEGO W CZASIE AKCJI RATOWNICZEJ PO TĄPNIECIU

Streszczenie

Publikacja ta jest częścią cyklu artykułów, w których opisano podstawy i wyniki projektu celowego (KBN/NOT:6T120056 2000 C/05823) realizowanego wspólnie przez GIG i CSRG, a dotyczącego zagrożenia sejsmicznego i ryzyka w czasie akcji ratunkowej po tąpnięciu. Przedstawiono w niej podstawowe pojęcia i definicje, a także konstruktywne estymatory ryzyka wraz z elementarnymi przykładami obliczeń.

W rozdziale 4 – zakładając, że dostępne są sekwencyjne prognozy parametrów rozkładu energii sejsmicznej (zagadnienie to opisano w innym artykule tego cyklu) przedstawiono prosty sposób automatycznej sekwencyjnej estymacji prognozy zmian ryzyka finansowego w czasie akcji. W części końcowej zaproponowano i przeanalizowano konstruktywną (tzn. umożliwiającą przybliżone obliczenie) definicję zagrożenia tąpnięciami.

Sequential forecasting of financial risk during the rescue action after a rockburst – an introduction

Abstract

This paper is a part of a sequence of papers describing basis and results of the project – realized by cooperating teams of GIG and CSRG – attempting to build methods (and computer programs) for induced seismic hazard and risk prediction during a rescue action after a rockburst. The basic notions of risk and hazard are (constructively) defined, elementary numerical examples are given and sequential estimators / predictors are discussed provided we are given predicted parameters of seismic energy distribution. At the final part of the paper the constructive definition of rockburst hazard is suggested.

WSTĘP I MOTYWACJA

Publikacja ta jest jednym z „efektów ubocznych” dwu projektów celowych, realizowanych wspólnie przez Centralną Stację Ratownictwa Górniczego i Główny Instytut Górnictwa. Pierwszy projekt został ukończony w 2000 roku, a jego rezultatem było wyprodukowanie przenośnej, autonomicznej aparatury GEOGIG 2000, wyposażonej we własne zasilanie akumulatorowe, czujniki i procesory. Aparatura ta umożliwia obserwacje sejsmoakustyczne i sejsmologiczne (dalej: obserwacje AE¹⁾ i wstrząsów) w czasie i w rejonie akcji ratowniczej, niezależnie od stanu sieci kopalnianych, które w pierwszych godzinach po katastrofie być może niezbyt sprawnie działają. GEOGIG 2000 wyświetla co 15 minut (jest to przyjęta „jednostka

¹⁾ Skrótom AE dalej zastąpiono wszystkie formy rzeczownika „sejsmoakustyka” i przymiotnika „sejsmoakustyczny”.

czasu”: $\Delta t = 15$ min) – między innymi – zaobserwowane w minionych 15 minutach wartości energii AE i wstrząsów. Aparatura GEOGIG 2000, wraz z zasadami działania, została opisana przez Kajdasza i innych (2000).

Równocześnie około 2001 roku w Laboratorium Sejsmoakustyki GIG została opracowana – dająca dobre wyniki – metoda sekwencyjnej liniowej prognozy całkowitej energii sejsmicznej $E^C(t)$ (górny indeks „c” oznacza energię „całkowitą”) będącą sumą energii AE i wstrząsów z obserwowanego obszaru S w okresie Δt , (Surma, Kornowski 2002; Kornowski 2003; Kurzeja 2004). Metoda ta umożliwia okresową („sekwencyjną”), na przykład co $\Delta t = 15$ min, prognozę wartości średniej $E(t+1)$ i wariancji $\sigma^2(t+1)$ (zatem i prawdopodobieństw przedziałowych) energii E^C , która będzie wyemitowana w najbliższym czasie Δt . Dysponowaliśmy więc aparaturą, która na przykład w czasie akcji co 15 min może rejestrować energie i na podstawie tych obserwacji $\{E^C(k \cdot \Delta t), k = 1, 2, \dots\}$ jest możliwe wykonanie prognozy. Wiadomo, że bezpośrednio po tąpnięciu zagrożenie sejsmiczne trwać może nadal, gdyż wstrząsy mogą występować seriami, przy czym nie wiadomo czy najgorszy wstrząs („główny”) już był, czy nadchodzi.

W tym samym czasie, kiedy została opracowana powyższa metoda okazało się, że od 2007 roku („Rzeczpospolita”, 12.05.2004) zgodnie z ustawodawstwem Unijnym obowiązywać będzie obligatoryjna estymacja ryzyka (finansowego) niektórych przedsięwzięć związanych z ryzykiem i że zasięg tego obowiązku będzie się rozszerzał.

Naturalny więc okazał się zamiar wykorzystania aparatury GEOGIG 2000 w metodzie prognozowania (np. w czasie akcji) zarówno zagrożenia sejsmicznego, jak i – znając to zagrożenie – oczekiwanego ryzyka finansowego (wielkości te zostały w dalszej części artykułu dokładnie zdefiniowane). Taka jest geneza i motywacja drugiego projektu celowego: „Procedury dynamicznej estymacji ryzyka sejsmicznego, na podstawie pomiarów geofizycznych”, którego realizacja zbliża się do końca.

W niniejszej publikacji – choć podano definicje zarówno zagrożenia sejsmicznego, jak i ryzyka finansowego – analizowane jest przede wszystkim zagadnienie sekwencyjnej estymacji i prognozy ryzyka finansowego w czasie akcji po tąpnięciu, przy założeniu, że dysponuje się już (w danym miejscu i czasie) prognozą zagrożenia sejsmicznego.

Metoda prognozy zagrożenia sejsmicznego będzie tematem osobnej publikacji (stanowiącej drugą część cyklu poświęconego prognozie ryzyka), a przykładowe wyniki znaleźć można, na przykład w pracy Kurzeji (2004).

Przyjmuje się założenia, że prognoza ryzyka finansowego zawiera informacje, których nie zawiera prognoza zagrożenia sejsmicznego, może więc ułatwić Kierownikowi Akcji podejmowanie racjonalnych decyzji.

Zauważyć należy, że krótkookresowa prognoza sekwencyjna wymaga (co Δt) analogicznego (ciągłego lub okresowego, co Δt) dopływu obserwacji.

Ze względu na małą liczbę krajowych publikacji przedstawiających zagadnienie estymacji i prognozy ryzyka finansowego w przystępnej formie, publikacja ta ma charakter częściowo dydaktyczny. Dokładnie objaśniono w niej i zilustrowano przykładami stosowane metody.

Wartość średnia i wartość oczekiwana to synonimy. Estymacja oznacza oszacowanie, podkreślając statystyczny (w odróżnieniu od niechłujnego) charakter obliczeń. Prognoza formułowana w chwili t dotyczy momentu $t + h$ lub okresu $(t, t + h)$, gdzie h nazywa się horyzontem prognozy

W całej pracy prawdopodobieństwo oznaczane jest dużą literą P , a gęstość prawdopodobieństwa – małą literą p . Symbol $P(T|E)$ oznacza prawdopodobieństwo warunkowe zdarzenia T pod warunkiem (wystąpienia zdarzenia) E , a kreska nad zmienną oznacza jej średnią.

1. POJĘCIA I DEFINICJE

1.1. Zagrożenie sejsmiczne

Prognoza „zagrożenia tąpnięciami” jest najważniejszym zagadnieniem sejsmoakustyki i sejsmologii górniczej. Zgodnie z literaturą (np. Gibowicz, Kijko 1994; Marcak, Zuberek 1994; Kornowski 2002) przedmiotem takiej prognozy może być:

- a) **Czas, miejsce i energia „nadchodzącego” silnego wstrząsu.** Taką informację chcieliby otrzymać – i chętnie uznaliby za „właściwą prognozę” – na przykład górnicy, lecz jest to obecnie nieosiągalne. Według Lomniza (1994, s. 3): „Earthquake prediction (in the sense of forecasting the date, location and magnitude) is not feasible today”. Marcak i Zuberek (1994, str. 152) nazwają taką prognozę „deterministyczną” (bo nie zawiera pojęcia prawdopodobieństwa): „...należy stwierdzić, że dotychczas... prognozy w sensie deterministycznym nie udało się osiągnąć. Dlatego zajmujemy się statystycznymi algorytmami predykcijnymi...”. Więcej na ten temat podał, na przykład Kornowski (2004 s. 506). Postulat prognozowania czasu, miejsca i energii zdarzenia wywodzi się z sejsmologii trzęsień ziemi. W sejsmologii górniczej rejon (czyli miejsce) jest w przybliżeniu z góry określony jako zagrożone wyrobisko (ściana) i interesuje nas **czas i energia nadchodzącego silnego wstrząsu**. Jest to więc zagadnienie prognozy, „w przestrzeni (E, t) ” zjawisk określonych na osiach energii i czasu. Bardzo ważne jest spostrzeżenie, że w przestrzeni takiej – tzn. w przestrzeni (E, t) – brak jest dobrze uzasadnionej i powszechnie akceptowanej miary odległości między dwoma „punktami” tej przestrzeni (czyli między dwoma wstrząsami) i to jest podstawowa przyczyna trudności w prognozowaniu.
- b) **Zagrożenie sejsmiczne, zdefiniowane przez (porównywaną z „progiem bezpieczeństwa”) intensywność emitowanej energii sejsmicznej, ściślej:**

DEF.1:

Zagrożenie sejsmiczne $Z_{\Delta, S}(t, E_g)$ prognozowane w chwili t , jest to prawdopodobieństwo przekroczenia – przez wyemitowaną w obszarze S i okresie $(t, t + \Delta t)$ całkowitą energię $E_{\Delta, S}^C(t)$ sejsmiczną – lokalnie ustalonej wartości progowej E_g (np. $E_g = 1 \cdot 10^5 \text{J}$) zwanej progiem bezpieczeństwa

$$0 \leq Z_{\Delta, S}(t, E_g) \equiv P[E_{\Delta, S}^C(t) > E_g] \leq \quad (1.1)$$

Symbol $P[]$ oznacza prawdopodobieństwo „zdarzenia” określonego w kwadratowym nawiasie. Górny indeks „c” przypomina, że to **energia całkowita**, estymowana jako suma energii AE i wstrząsów

$$E_{\Delta s}^C = \tilde{z}_{\Delta s}^{AE} + \tilde{z}_{\Delta s}^W \quad (1.2)$$

W dalszej części artykułu, w celu uproszczenia, zbędne indeksy zostały pominięte, a **zajmować się będziemy**, gdy nie jest powiedziane inaczej, **tylko zlogarytmowaną energią całkowitą** $\{\log E_{\Delta s}^C(t)\}$, oznaczoną symbolem E lub $E(t)$. Analogiczną definicję zagrożenia, lecz z energią samych tylko wstrząsów w miejsce przyjmowanej energii całkowitej, podają też inni autorzy (np. Gibowicz, Kijko 1994; Marczak, Zuberek 1994). Jednak, jak wyżej wspomniano, prognoza (samych tylko) pojedynczych wstrząsów nie jest dziś możliwa.

W dowolnej chwili dyskretnego czasu $t = k \cdot \Delta t$, $k = 1, 2, \dots$ prognoza całkowitej (logarytmicznej) energii $E = E(t + 1)$ (będącej sumą energii AE i wstrząsów), która wyemitowana będzie w okresie $(t, t + 1 \cdot \Delta t)$ w obserwowanym obszarze S polega na założeniu, że (ta nieznana, przyszła) energia jest wielkością losową i na oszacowaniu (estymacji) jej wartości średniej $\bar{E}(t + 1)$ i wariancji $\sigma^2(t + 1)$. Ponieważ liczne przykłady (np. Kornowski 2002, Kurzeja 2004) wskazują, że logarytmiczna energia całkowita – a w szczególności błąd prognozy tej energii – może być aproksymowana rozkładem normalnym, faktycznym wynikiem prognozy są zawsze parametry rozkładu normalnego $N[\bar{E}(t + 1), \sigma^2(t + 1)]$ w pełni opisujące zmienną losową $E(t + 1)$. W szczególności umożliwiają one estymację granic α -procentowych (np. 90%) przedziałów ufności dla energii – czyli przedziałów, w których energia ta będzie zawarta z prawdopodobieństwem α (np. $\alpha = 90\%$). Odbiorca prognozy powinien pamiętać, że nieznana, przyszła wartość tej energii jest zmienną losową („przyszłość nie może być dokładnie przewidziana”), a najlepszy jej opis polega na podaniu typu rozkładu (tej zmiennej) i wartości jego parametrów. Opisy uproszczone, na przykład za pomocą samej tylko wartości średniej $\bar{E}(t + 1)$ choć proste i łatwe do zrozumienia i wykorzystania, bardzo prędko przyniosą rozczarowanie z powodu dużych błędów. Z tego powodu powszechny jest zwyczaj informowania o przedziałach ufności dla prognozowanej wielkości. Należy podkreślić, że **zagrożenie sejsmiczne, jako prawdopodobieństwo, jest wielkością dobrze, ilościowo zdefiniowaną i mieści się zawsze w przedziale (0,1)**. Próg bezpieczeństwa E_g występujący w definicji, może być dostosowany do lokalnych warunków i potrzeb (np. Dubiński, Konopko 2000, Tabl. 5.4) i zależny, na przykład od typu wyrobiska i obudowy.

Celowy jest podział „przestrzeni możliwych zagrożeń” [tzn. odcinka: $(0,1)$] na kilka fragmentów, na przykład $(0-10^{-5} - 10^{-4} - 10^{-3} - 1)$ i nazwanie ich, odpowiednio, stanami a, b, c, d zagrożenia sejsmicznego, co uwalnia odbiorcę od rozważań „co należy zrobić z tym prawdopodobieństwem” i zapewnia bezpośrednie powiązanie prognozy z obowiązującymi instrukcjami oceny stanu zagrożenia. W praktyce prognoza zagrożenia sejsmicznego powinna więc mieć (i ma w opisywanym systemie) postać pojawiającego się co $\Delta t = 15$ min komunikatu:

Z prawdopodobieństwem $P = 90\%$

$$E_{5\%} \leq \mathcal{I}(t +) \leq \mathcal{I}_{95\%}$$

a prawdopodobieństwo, że $E(t + 1) > 1 \cdot 10^5$ J wynosi Z
zatem prognozuje się stan zagrożenia ABCD.

W komunikacie tym (który w praktyce może być skrócony), symbole E_5 , E_{95} i Z są liczbami, symbol ABCD jest jedną z liter (a, b, c, d). Komunikat wyświetlany w chwili t dotyczy obserwowanego obszaru S i okresu $(t, t + \Delta t)$, a po upływie tego okresu wyświetlany jest nowy komunikat. System taki został uruchomiony od niedawna w ZG Bytom III.

1.2. Ryzyko finansowe

Choć zagadnienia ryzyka i teorii decyzji podejmowanych „w warunkach ryzyka” badane były od dawna jak pisze J.C. Hickman w przedmowie do znanej książki Gerbera (1979), to Daniel Bernoulli (1700–1782) zaproponował maksymalizację użyteczności – która jest uogólnieniem korzyści finansowej, stosowanym gdy wyniki działań lub decyzji nie dają się łatwo wyrazić w pieniądzu – jako kryterium decyzyjne²⁾. Rozkwit teorii decyzji i teorii ryzyka²⁾ wiąże się ze słynnymi pracami Von Neumanna i Morgensterna (1947) oraz Walda (1950) w połowie XX wieku. W Polsce zagadnienia te przez długi okres nie były popularne, lecz transformacja ustrojowa spowodowała wzrost zainteresowania „ryzykiem” – szczególnie w bankowości i ubezpieczeniach (Borys 1996; Ronka-Chmielowiec 1997; Zeliaś 1998), ale także w górnictwie (Sobala i Rozmus 1997, Niczyporuk 2000). W literaturze górniczej i sejsmologicznej znaleźć można wzmianki na temat ryzyka finansowego – często bez znaczenia, że „finansowego”, co prowadzi do nieporozumień (gdyż liczne inne zagrożenia też bywają zwane „ryzykiem”, a terminologia nie została ostatecznie ustalona) – oraz różne, czasem bardzo uproszczone jego definicje. Według Lomnitta (1994, s. 156): „Risk is hazard time cost”, a według Dubińskiego i Konopko (2000, str. 86): „Pod pojęciem ryzyka rozumie się iloczyn prawdopodobieństwa P i strat S ... czyli $R = P \cdot S$ ”. Wymiarem ryzyka finansowego są jednostki pieniężne³⁾. Definicja ryzyka finansowego nie zawsze jest aż tak prosta. Zeliaś (1998, s. 18) utożsamia ryzyko ze zmienną losową określającą finansowy wynik działalności (lub decyzji) i pisze: „Jedną z podstawowych ilościowych charakterystyk ryzyka jest wariancja” (mając na myśli wariancję rozkładu zysków i strat pewnej działalności). W przypadku akcji ratowniczej nie są rozważane zyski, lecz przyszłe skutki finansowe podejmowanych działań i decyzji stanowią zmienną

²⁾ Teoria decyzji i teoria ryzyka są gałęziami statystyki rozwijanymi początkowo (Lundberg 1903; Cramer 1930, 1955; Gerber 1979) dla potrzeb ubezpieczalnictwa i bankowości. Ryzyku – ściśle zdefiniowanemu – poświęcono dziesiątki książek i tysiące artykułów, są nawet periodyki (np. Risk; Risk Magazine; Journal of Risk and Insurance) tylko ryzyku poświęcone. Niestety Polska Norma PN-N-18002 (2000) nie ułatwia, zdaniem autora, zrozumienia zagadnienia.

³⁾ Raiffa H. (1969) stosuje nazwę „Expected Monetary Value” (EMV), rozumiejąc przez to właśnie ryzyko finansowe.

losową (bo są nieznane, niepewne i nie-wyznaczalne w sensie deterministycznym), która ma jakiś – znany, nieznany lub częściowo znany – rozkład i parametry tego rozkładu mogą być interesujące.

Gdy przyszły (chwilowo nieznany i niepewny) wynik finansowy działalności lub decyzji traktuje się jako zmienną losową, to jej wartość średnią (zwaną też wartością oczekiwaną) nazywa się ryzykiem (także ryzykiem oczekiwanym lub oczekiwanym ryzykiem finansowym) i oznacza symbolem R . Ryzyko R jest więc wartością oczekiwaną przyszłych kosztów (lub strat)

$$R = \bar{\cdot} \quad (1.3)$$

W popularnym podręczniku De Groot (1981 s. 106) ujmując to tak: „Dla dowolnej decyzji d oczekiwana strata $\rho(P, d)$ nazywana ryzykiem, określana jest wzorem

$$\rho(P, d) = \int_G L(\omega, d) dP(\omega)''$$

{ $L(\omega, d)$ to strata / koszt (ang.: loss) jako funkcja decyzji (d) i wyniku (ω), natomiast P to prawdopodobieństwo, a G to przestrzeń parametrów} i dalej (DeGroot 1981 s. 118) wzmacnia poprzednie stwierdzenie, pisząc explicite: „**Termin ryzyko oznacza oczekiwaną stratę**” (należy przypomnieć, że „wartość oczekiwana”, to wartość średnia, a słowo „oczekiwana” ma wywołać skojarzenie z przyszłymi wynikami: znany wynik działań już dokonanych nie jest na ogół zmienną losową!).

Definicja ryzyka jest związana z klasyczną teorią decyzji (Moore 1975; DeGroot 1981) i wystarczy do ustalenia rankingu (zatem i do wyboru najlepszej) decyzji na podstawie właśnie kryterium minimalizacji ryzyka czyli minimalizacji oczekiwanych (średnich) strat.

Należy stwierdzić, że jeżeli obliczenia (ryzyka) mają umożliwić lub ułatwić PORÓWNANIE skutków różnych decyzji (lub działań) to wystarcza posługiwanie się oczekiwanym (tzn. średnim) ryzykiem finansowym R lub wielkością liniowo z nim związaną. Jeżeli jednak obliczenia mają umożliwić wyznaczenie liczbowych wartości strat (kosztów) – na przykład w celu przygotowania „rezerw finansowych” (np. na sławetne „złe długi” banku lub na wypadek katastrofalnej powodzi) – to ryzyko oczekiwane (R) stanowiące wartość średnią (rozkładu) zmiennej losowej, którą są straty, nie wystarczy (zwykle określić wówczas trzeba cały, parametryczny lub nieparametryczny rozkład możliwych kosztów (k) wraz z ich prawdopodobieństwami i wyznaczyć „rozsądny” lub „wymagany prawem” kwantyl tego rozkładu, na przykład tak zwaną „wartość zagrożoną na poziomie α ”, $\text{VaR}(\alpha)$, ang.: Value-at-Risk; na przykład Jorion 2001). Zagadnienie to nie dotyczy akcji ratowniczej po tąpnięciu nie będzie więc dalej analizowane, może ono jednak dotyczyć normalnej eksploatacji w warunkach zagrożenia tąpnięciami (i będzie przedmiotem osobnej publikacji).

Należy tu przypomnieć, że:

- Estymatorem wartości średniej zmiennej losowej $k(j)$ – na przykład kosztów – o rozkładzie prawdopodobieństwa $P(j)$ – gdzie $j = 1, \dots, q$ – jest równanie

$$\bar{k} = \sum_{j=1}^q k(j)P(j) \quad (1.4a)$$

gdzie q jest liczebnością badanej dyskretnej przestrzeni (np. kosztów). Gdy przestrzeń $\{k\}$ jest ciągła (np. gdy koszt zależy od długości uszkodzonego wyrobiska), to sumę (1.4a) zastępuje się całką (np. podana wyżej definicja DeGroota). Średnia (1.4a) bywa zwana średnią ważoną.

- Wartość średnia zmiennej losowej będącej iloczynem dwu niezależnych zmiennych losowych jest iloczynem ich wartości średnich

$$\overline{(XY)} = \bar{X} \cdot \bar{Y} \quad (1.4b)$$

(zależności (1.4a, b) znaleźć można w każdym podręczniku rachunku prawdopodobieństwa).

Jeżeli więc średnia liczba uczestników wypadku wynosi $\bar{n}$ (nie musi to być liczba całkowita), a średni „koszt jednostkowy” wynosi $\bar{k}^1$ (określany, na przykład przez ubezpieczyciela i dotyczy tylko poszkodowanych, górny indeks „1” wskazuje, że koszt ten dotyczy jednego poszkodowanego, niezależnie od losu pozostałych) i wielkości te (tzn. $\bar{n}$ i $\bar{k}^1$) są niezależne, to równanie (1.3) przyjmuje postać

$$R = \bar{n} \bar{k}^1 \quad (1.5a).$$

Jeżeli ponadto wiadomo, że prawdopodobieństwo odniesienia jakiegokolwiek szkody przez osobę przebywającą w rejonie wypadku wynosi P_E lub wiadomo, że prawdopodobieństwo wyjścia bez szkody wynosi $1 - P_E$, to

$$R = m P_E \bar{k}^1 \quad (1.5b)$$

gdzie m jest liczbą osób w zagrożonym rejonie.

Gdy prognozuje się ryzyko w czasie akcji po tapnięciu, m jest łączną liczbą ratowanych i ratujących. Należy zauważyć, że równanie (1.4a) może być wykorzystane do obliczenia $\bar{k}^1$, czyli średniego kosztu jednostkowego, gdy jest określona przestrzeń kosztów jednostkowych $\{k^1(i), i = 1, 2, \dots, q\}$ i określone są na niej prawdopodobieństwa $P(i), i = 1, \dots, q$. Tak obliczona wartość $\bar{k}^1$ może być wstawiona do równania (1.5b) umożliwiając estymację wartości oczekiwanej ryzyka finansowego w ogólnym przypadku (m osób i kosztów/strat o dowolnym znanym rozkładzie)

$$R = (m P_E) \sum_{j=1}^q k(j)P(j) \quad (1.6)$$

2. PRZYKŁADY OBLICZANIA RYZYKA

Przykład 1:

W wyrobisku jest tylko jeden człowiek ($m = 1$), który wskutek zdarzenia E , z prawdopodobieństwem P_E (np. $P_E = 0,2$) może ulec wypadkowi o koszcie $k(1) = 100$ tys. zł (lub z prawdopodobieństwem $1 - P_E$ nie odniesie żadnej szkody) i innych możliwości nie ma.

Z równania (1.5b) wynika, że

$$R = (1 - 0,2) \cdot 100 = 20 \text{ tys. zł}$$

Z zapisu $R = P_E k = 0,2 \cdot 100$ wynika, że „ryzyko = prawdopodobieństwo razy koszt”.

Przykład 2:

Sytuacja się nie zmienia ($m = 1$, $P_E = 0,2$), lecz szkoda nie musi być wielkością dwustanową; jeżeli osoba ulegnie jakimkolwiek wypadkowi to:

- z prawdopodobieństwem $P(1) = 0,73$ będzie to wypadek „lekki”,

$$k(1) = 5 \text{ tys. zł}$$

- z prawdopodobieństwem $P(2) = 0,13$ będzie to wypadek „ciężki”,

$$k(2) = 33 \text{ tys. zł}$$

- z prawdopodobieństwem $P(3) = 0,14$ będzie to wypadek śmiertelny,

$$k(3) = 80,5 \text{ tys. zł}$$

Z równania (1.5b) wynika, że

$$R = (1 - 0,2) \sum_{i=1}^3 P(i)k(i) = 0,2 [0,73 \cdot 5 + 0,13 \cdot 33 + 0,14 \cdot 80,5] = 0,2 \cdot 19,21 = 3,84 \text{ tys. zł}$$

Przykład 3:

W wyrobisku są $m = 3$ osoby i każda z nich niezależnie od losu pozostałych, wskutek zdarzenia E ulec może, z prawdopodobieństwem $P_E = 0,2$ wypadkowi (np. śmiertelnemu) o koszcie $k(1) = 100$ tys. zł i z prawdopodobieństwem $1 - P_E$ może wyjść bez szkody – innych możliwości nie ma.

Z równania (1.5b) wynika, że

$$R = (m \cdot P_E)k(1) = 3 \cdot 0,2 \cdot 100 = 60 \text{ tys. zł}$$

W podręcznikach rachunku prawdopodobieństwa uogólniona forma tego zadania – wymagająca obliczenia prawdopodobieństwa, że akurat n spośród obecnych m ($m \geq n$) osób ulegnie wypadkowi, lub że w serii m rzutów monetą reszka wypadnie n razy – zwana jest problemem Bernoulliego lub problemem rzutów (fałszywą) monetą.

Przykład 4:

W wyrobisku są $m = 3$ osoby, z których każda z prawdopodobieństwem $P_E = 0,2$ może odnieść jakąś szkodę (i z prawdopodobieństwem $1 - P_E$ może nie ponieść żadnej szkody). Wiadomo też, że jeżeli ktoś został poszkodowany, to:

- z prawdopodobieństwem $P(1) = 0,73$ uległ wypadkowi „lekkemu”,
 $k(1) = 5$ tys. zł,
- z prawdopodobieństwem $P(2) = 0,13$ uległ wypadkowi „ciężkiemu”,
 $k(2) = 33$ tys. zł,
- z prawdopodobieństwem $P(3) = 0,14$ uległ wypadkowi śmiertelnemu,
 $k(3) = 80,5$ tys. zł.

Na podstawie (1.4a) oblicza się wartość średnią szkody jednostkowej

$$\overline{k^1} = 0,73 \cdot 5 + 0,13 \cdot 33 + 0,14 \cdot 80,5 = 19,21 \text{ tys. zł}$$

i podstawia się do równania (1.5b)

$$R = (mP_E) \overline{k^1} = 3 \cdot 0,2 \cdot 19,21 = 11,526 \text{ tys. zł}$$

Z przykładów tych wynika, że jeśli zna się liczbę m zagrożonych osób oraz odpowiednie prawdopodobieństwa i koszty, to estymacja wartości oczekiwanej R ryzyka finansowego jest bardzo prosta.

Przykłady uogólnić można na straty związane z obiektami, lecz nie dotyczy to akcji ratowniczej i będzie tematem osobnej publikacji.

3. KOSZTY I PRAWDOPODOBIENSTWA

Rozdział ten dotyczy kosztów i prawdopodobieństw niezbędnych do estymacji oczekiwanego ryzyka finansowego R przyjmując, jak to się zwyczajowo robi w górnictwie, że wypadki dzielą się na „lekkie”, „ciężkie” i „śmiertelne”.

Ani definicja kategorii wypadku, ani związane z wypadkiem koszty nie mogą być przedmiotem analiz geofizycznych. Przyjęto więc, na podstawie niejawnych informacji uzyskanych przez autora od Ubezpieczyciela, że w 2000 roku, na podstawie danych z minionych kilku lat, koszty te szacowano następująco:

$$\bullet \text{ dla wypadku lekkiego} \quad k^1(1) \approx 5000 \text{ zł} \quad (3.1a)$$

$$\bullet \text{ dla wypadku ciężkiego} \quad k^1(2) \approx 33000 \text{ zł} \quad (3.1b)$$

$$\bullet \text{ dla wypadku śmiertelnego} \quad k^1(3) \approx 80500 \text{ zł} \quad (3.1c)$$

Przypuszczać można, że w 2004 roku koszty te są o 25–30% większe, lecz z braku aktualnych danych do obliczeń przyjęto wyżej podane wartości szkody jednostkowej $k^1(j)$ $j = 1, 2, 3$.

Na podstawie danych literaturowych (np. Konopko (red.) 1998, 1999, 2000, 2001, 2002; Barański 2003; Barański i inni 1999) możliwe okazało się proste zestawienie danych o wstrząsach, tąpniach i wypadkach (tabl. 1 i 2) z lat 1993–2002. Gdy znane są statystyczne zestawienia zdarzeń, to warunkowe prawdopodobieństwa („empirycz-

ne” czyli z obserwacji) $P(T|\varepsilon_j)$ wystąpienia tąpnięcia (T), pod warunkiem wystąpienia wstrząsu „w klasie energetycznej” ε_j (zdefiniowanej poniżej) estymuje się na podstawie równania

$$P(T | \varepsilon_j) = \frac{N(T, \varepsilon_j)}{N(\varepsilon_j)} \quad (3.2)$$

gdzie $N(\varepsilon_j)$ to liczba wstrząsów o energii E w klasie ε_j , natomiast $N(T, \varepsilon_j)$ to liczba zdarzeń złożonych, w których wraz z wstrząsem o energii w klasie ε_j wystąpiło tąpnięcie T . Równanie (3.2) jest definicją tak zwanego prawdopodobieństwa warunkowego (np. Feller 1966). Symbol (T, ε) oznacza więc koniunkcję (tzn. logiczne „i”) zdarzeń T oraz ε . Klasą energetyczną ε_j nazywa się przedział $(\varepsilon_j^-, \varepsilon_j^+)$ energii taki, że energia E wstrząsu spełnia nierówności

$$\varepsilon_j^- = 1 \cdot 10^j \text{ [J]} \leq E \leq \varepsilon_j^+ = 1 \cdot 10^{j+1} \text{ J} \quad (3.3)$$

Symbole ε_j^- i ε_j^+ oznaczają więc dolną i górną granice klasy (czyli przedziału) energii: na przykład jeśli energia wstrząsu wynosi $E = 4,2 \cdot 10^4$ J, to: $j = 4$, $\varepsilon_j = (1 \cdot 10^4 - 1 \cdot 10^5)$, $\varepsilon_j^- = 1 \cdot 10^4$, $\varepsilon_j^+ = 1 \cdot 10^5$ J. W celu uproszczenia zapisu klasy energetyczne oznacza się symbolem ε_j lub nawet tylko wykładnikiem „j” (co daje popularne „czwórki”, „piątki” itp.). Zauważyć należy, że wykładnik „j” jest cechą logarytmu energii. Klasy ε_j zostały wprowadzone dlatego, że w takich właśnie przedziałach energii dostępne są statystyczne zestawienia wstrząsów.

Tablica 1. Prawdopodobieństwo warunkowe $P(T|\varepsilon_j)$ tąpnięcia, gdy wystąpił wstrząs w klasie energii ε_j

Energia ε_j	10^4 J	10^5 J	10^6 J	10^7 J	10^8 J	10^9 J
Liczba wstrząsów $N(\varepsilon_j)$	74860	7309	1183	105	8	1 lub 2*
Liczba tąpnięć $N(T \varepsilon_j)$	8	20	20	9	0	1
$P(T \varepsilon_j)$	$\sim 1 \cdot 10^{-4}$	$\sim 3 \cdot 10^{-3}$	0,017	0,086		1

* sieć GIG – zarejestrowała 2 wstrząsy o energii rzędu 10^9 J

Dane zawarte w tablicy są efektem dziesięcioletnich obserwacji w polskim górnictwie, dlatego podane wartości liczbowe, choć mogą zawierać błędy, są istotne. Wynika z niej (po zaokrągleniu wartości $N(\varepsilon)$ do najbliższej potęgi dziesiątki), że **w długim okresie czasu i dla wielu kopalń, zatem ASYMPTOTYCZNIE, co najmniej dla energii od 10^4 J do 10^9 J, w (zgrubnym) przybliżeniu taka sama energia ($\sim 10^9$ J) wydziela się w każdej klasie energetycznej ε_j , a liczba N wstrząsów maleje w przybliżeniu:**

- hiperbolicznie (czyli potęgowo) na skali liniowej

$$N(E) \approx 10^9/E \quad 10^4 \leq E \leq 10^9 \text{ J} \quad (3.4a)$$

lub równoważnie

$$N(\varepsilon_j) \approx 10^9 (\varepsilon_j^-)^{-1} \quad 4 \leq j \leq 9 \quad (3.4b)$$

- wykładniczo na skali liniowo-logarytmicznej

$$N(\log_{10} \varepsilon_j) \approx 0,1 \cdot N(\log_{10} \varepsilon_{j-1}) \quad 4 \leq j \leq 9 \quad (3.4c)$$

lub

$$N(j) \approx N(4) \cdot 10^{4-j} \quad 4 \leq j \leq 9 \quad (3.4d)$$

- liniowo na skali bilogarytmicznej (log-log)

$$\log_{10} N(\log_{10} \varepsilon_j) \approx 9 - \log_{10} (\varepsilon_j^-) \quad 4 \leq j \leq 9 \quad (3.4e)$$

lub równoważnie

$$\log_{10} N(j) \approx 9 - j, \quad 4 \leq j \leq 9 \quad (3.4f)$$

co jest zgodne z modelem Gutenberga – Richtera (G-R), w którym parametr „b” ma w (zgrubnym) przybliżeniu wartość $b = -1$.

Wniosek ten, choć nie jest nieznany, warto skomentować:

- podstawą podanych w równaniach (3.4) wartości liczbowych jest założenie, że energie wstrząsów są szacowane poprawnie,
- na tego typu zależności mogą wskazywać obserwacje, lecz na podstawie obserwacji nie mogą one być udowodnione,
- brak wystarczających podstaw do ekstrapolacji równań (3.4) poza obszar energii $10^4 - 10^9$ (J), J. Barański i inni (1999) podają, że w 1998 roku: $N(3) \approx 7N(4)$ oraz $N(2) \approx 1,1 \cdot N(3)$, lecz nie wszystkie zdarzenia „słabe” są rejestrowane,
- ponieważ energie, zarówno pojedynczych zdarzeń, jak i skumulowane, pozostają skończone, zatem rozkład G-R dla dużych energii z konieczności ulegać musi załamaniu.

Wartość prawdopodobieństwa $P(i) \equiv P[k^1(i)]$ wystąpienia kosztów jednostkowych $k^1(i)$ oblicza się za pomocą równania

$$P(i) = N[k^1(i)] / \sum_{j=1}^3 N[k^1(j)] \quad (3.5)$$

Jest to względny udział wypadków i -tej kategorii w ogólnej liczbie wypadków. Obliczone prawdopodobieństwa empiryczne przedstawiono w tablicy 2.

Tablica 2: Zestawienie liczby wypadków, które wystąpiły wskutek tąpnięć oraz wartości prawdopodobieństwa $P(i) \equiv P[k^1(i)]$, że wypadek – jeśli nastąpi – będzie i -tej „kategorii” i spowoduje koszt jednostkowy $k^1(i)$

Kategoria wypadku	Lekki $j = 1$	Ciężki $j = 2$	Śmiertelny $j = 3$
Liczba wypadków (1993–2002)	150	27	28
$P(i)$	0,73	0,13	0,14

Ponieważ empiryczne prawdopodobieństwa $P(T|\varepsilon_j)$ – tablica 1 – są niekompletne i obejmują tylko ograniczony zakres energii, a automatyzacja obliczeń wymaga by możliwe było obliczenie wartości $P(T|\varepsilon_j)$ dla każdej możliwej energii, konieczna jest aproksymacja prawdopodobieństw $P(T|\varepsilon_j)$ estymatorem dopasowanym do danych empirycznych (tabl. 1) i spełniającym warunki matematyczne

$$0 \leq P(T|\varepsilon_j) \leq 1 \quad (3.6a)$$

oraz fizyczne

$$P(T|\varepsilon_j) \rightarrow 0 \text{ gdy } \varepsilon_j^+ \rightarrow 0 \quad (3.6b)$$

$$P(T|\varepsilon_j) \rightarrow 1 \text{ gdy } \varepsilon_j^- \rightarrow \infty \quad (3.6c)$$

Warunki takie spełnia wiele funkcji, na przykład linia łamana, zerowa dla małych energii, następnie liniowo rosnąca od 0 do 1 ze wzrostem energii i równa 1 dla dużych energii. Łatwą aproksymację danych empirycznych zapewnia krzywa (zwana „logistyczną” lub „sigmoidalną”) o równaniu

$$P(T|\varepsilon_j) = \{1 + \exp[-\gamma(\log \varepsilon_j^- - \beta)]\}^{-1} \quad (3.7)$$

gdzie parametry (γ, β) wyznacza się w procesie dopasowania. Obliczenia – które wykonywać można różnymi metodami – stają się szczególnie proste, gdy w tablicy 1 tylko dwie pary danych $[(\varepsilon_a, P_a), (\varepsilon_b, P_b)]$ uzna się za „w pełni wiarygodne”. Wówczas, oznaczając:

$$Z_1 = \ln[(1 - P_a)/P_a] \quad (3.8a)$$

$$Z_2 = \ln[(1 - P_b)/P_b] \quad (3.8b)$$

otrzymuje się

$$\beta = (Z_1 - Z_2)^{-1} (Z_1 \log \varepsilon_b^- - Z_2 \log \varepsilon_a^-) \quad (3.8c)$$

$$\gamma = Z_1 / (\beta - \log \varepsilon_a^-) \quad (3.8d)$$

(należy zauważyć logarytm naturalny, $\ln$ oraz dziesiętny, $\log$).

Przyjmując, że w tablicy 1 najbardziej wiarygodne są pary $(\varepsilon_a^- \equiv \varepsilon_4^- = 1 \cdot 10^4 \text{ J}; P_a = 0,0001)$ i $(\varepsilon_b^- \equiv \varepsilon_7^- = 1 \cdot 10^7 \text{ J}; P_b = 0,086)$ można obliczyć, że $\beta = 8,036$ oraz $\gamma = 2,282$. Zatem, prawdopodobieństwo warunkowe tąpnięcia, pod warunkiem wystąpienia wstrząsu o energii w klasie ε_j estymować można za pomocą równania

$$P(T|\varepsilon_j) \approx \{1 + \exp[-2,3(\log \varepsilon_j^- - 8)]\}^{-1} \quad (3.9a)$$

lub niemal równoważnym równaniem w dziedzinie energii ciągłej

$$P(T|E) = \{1 + \exp[-2,3(\log E - 8)]\}^{-1} \quad (3.9b)$$

Łatwo sprawdzić, że zależności (3.9a,b) generują następujące wartości $P(T|\varepsilon_j)$ w przypadku wstrząsów o energii w klasie ε_j .

ε_j^-	10^4 J	10^5 J	10^6 J	10^7 J	10^8 J	10^9 J
$P(T \varepsilon_j)$	$\sim 1 \cdot 10^{-4}$	$\sim 1 \cdot 10^{-3}$	$\sim 1 \cdot 10^{-2}$	$\sim 0,091$	$0,5$	$\sim 0,91$

Są to wartości zbliżone do podanych w tablicy 1.

4. PROGNOZA OCZEKIWANEGO RYZYKA FINANSOWEGO

W czasie akcji ratowniczej – i ogólnie zawsze z wyjątkiem momentów aktualizacji informacji statystycznych o wypadkach – wartości q , $k(j)$ oraz $P(j)$, występujące w równaniu (1.6), pozostają stałe. Jeśli więc aktualizacja jest przeprowadzona prawidłowo, poza czasem akcji, to równanie (1.6) zapisać można w postaci

$$\bar{R} = \gamma_1 P_E \quad (4.1a)$$

gdzie, zgodnie z (1.4a)

$$C_1 = m \bar{k}_1 \quad (4.1b)$$

$$\bar{k}_1 = \sum_{j=1}^q k(j) P(j) \quad (4.1c)$$

(i gdzie, w praktyce $q = 3$).

P_E jest to prawdopodobieństwo zdarzenia (złożonego) polegającego na tym, że „osoba w objętym skutkami wyrobisku ulegnie wypadkowi wskutek tąpnięcia T związanego z wstrząsem o energii E (lub z wstrząsem o energii w klasie ε_j)”, a złożoność zdarzenia polega na tym, że musi wystąpić i wstrząs, i tąpnięcie. Prawdopodobieństwo zdarzenia złożonego (zdarzenie złożone zwane bywa też koniunkcją lub iloczynem logicznym) oznacza się symbolem $P(T, \varepsilon_j)$ a gęstość takiego prawdopodobieństwa – symbolem $p(T, E)$. (Uwaga: łączne prawdopodobieństwo tąpnięcia i wstrząsu o energii „punktowej” dokładnie równej E , jest „nieskończenie małe” dlatego należy posługiwać się gęstością $p(T, E)$). Wykorzystując znane twierdzenie o prawdopodobieństwie zdarzeń złożonych (które równocześnie definiuje prawdopodobieństwo warunkowe, na przykład Chung 1974, s. 111–116; Hahn i Shapiro 1969, s. 18–22; Feller 1966, s. 103–105; Fisz 1969, s. 27–31, porównaj też (3.2)) można zapisać

$$p_E \equiv p(T, E) = P(T|E) \cdot p(E) \quad (4.2a)$$

$$P_E \equiv P(T, \varepsilon_j) = P(T|\varepsilon_j) \cdot P(\varepsilon_j) \quad (4.2b)$$

Stąd, równanie (4.1a) określające ryzyko oczekiwane przyjmuje formy

$$R = \gamma_1 P(T | \bar{\varepsilon}_j) \overline{P(\varepsilon_j)} \quad (4.3a)$$

$$\bar{r} = \gamma_1 \cdot P(T | \bar{E}) \cdot p(\bar{E}) \quad (4.3b)$$

gdzie r to gęstość ryzyka; wymiarem R są jednostki pieniężne, wymiarem r są jednostki pieniężne na stosowaną – np. logarytmiczną – jednostkę energii; całka z r – np. od ε_j do ε_j – daje R).

Znając oczekiwaną energię („punktową” $\bar{E}$ lub przedziałową czyli klasę ε_j) wstrząsu, wartość $P(T | \bar{E})$ oblicza się za pomocą równania (3.9b), a wartość $P(T | \varepsilon_j)$ za pomocą równania (3.9a). W równaniach (4.3a,b) czynnikiem nieznanym, który ponadto zależny jest od czasu t i być może jest szybkozmienny, jest tylko oczekiwana energia ($\bar{E}(t)$ lub $\varepsilon_j(t)$) wstrząsu. Wykorzystując (3.9a,b), równania (4.3a,b) można więc zapisać:

$$R(t) = C_1 P_t(\varepsilon_j) \{1 + \exp[-3(\log \varepsilon_j(t) - \gamma)]\}^{-1} \quad (4.4a)$$

$$r(t) = C_1 p_t(\bar{E}) \{1 + \exp[-3(\log \bar{E}(t) - \gamma)]\}^{-1} \quad (4.4b)$$

Równanie (4.4a), przy założeniu, że energie są określane z dokładnością do „klasy” czyli jednostki logarytmicznej (zatem z dokładnością do rzędu wielkości), umożliwia obliczenie ryzyka oczekiwanego wyrażonego w jednostkach pieniężnych zależnych od C_1 (na podstawie (4.1), korzystając z (3.1a,b,c) i z prawdopodobieństw podanych w tablicy 2, otrzymuje się $C_1 = 19,21$ tys. zł). Jak podano we wstępie i w rozdziale 1 rozkład logarytmicznej energii całkowitej (w okresach Δt , z obszaru S) aproksymować można rozkładem normalnym o parametrach $\bar{E}(t)$, $\sigma^2(t)$ i dysponujemy programem predykcyjnym, który co jednostkę (Δt) czasu parametry te prognozuje. Ponieważ gęstość rozkładu normalnego

$$p(E) = [\sigma \sqrt{2\pi}]^{-1} \exp[-(E - \bar{E})^2 / 2\sigma^2] \quad (4.5a)$$

w punkcie $E = \bar{E}$ przyjmuje wartość $[\sigma \sqrt{2\pi}]^{-1}$, to podstawiając

$$C_2 = C_1 / \sqrt{2\pi} \quad (4.5b)$$

równanie (4.4b) można zapisać w postaci

$$r(t) = C_2 \cdot \{\sigma(t) \cdot [1 + e^{-2,3(\log \bar{E} - 8)}]\}^{-1} \quad (4.4c)$$

Gdy celem obliczeń jest „tylko” monitorowanie zmian oczekiwanego ryzyka finansowego, stała C_2 nie ma znaczenia i przyjmując $C_2 = 1$ posługiwać się można „znormalizowaną gęstością” r_N oczekiwanego ryzyka finansowego

$$r_N(t) = \{\sigma(t) \cdot [1 + e^{-2,3(\log \bar{E} - 8)}]\}^{-1} \quad (4.4d)$$

Jest to wielkość bezwymiarowa, tak samo dobrze jak ryzyko oczekiwane $R(t)$ – równanie (4.4a) – informująca o zmianach ryzyka finansowego (lecz prostsza od $R(t)$, bo nie wymaga trudnych do uzyskania informacji o kosztach wypadków ani też

obliczania prawdopodobieństwa $P_t(\varepsilon_j) = P_t(\varepsilon_j) - P_t(\varepsilon_j)$, co oblicza się całkując równanie (4.5a) rozkładu normalnego), **stad równanie (4.4d) jest, wraz z programem prognozującym wartości $\bar{E}(t+1)$ oraz $\sigma^2(t+1)$, rekomendowane do sekwencyjnej estymacji i prognozy zmian oczekiwanego ryzyka finansowego** w czasie akcji. Estymator (4.4d) oczekiwanej (czyli średniej znormalizowanej) gęstości ryzyka nie zależy od statystyki szkód (tabl. 2), a zależy od statystyki wstrząsów i tąpnięć (tabl. 1) poprzez równanie (3.9b), którego parametry mogą zmieniać swe wartości w przypadku napływu znacznej liczby nowych danych, tzn. w przypadku gdy wartości $P(T|E)$ w ostatnim wierszu tablicy 1 ulegają istotnym zmianom.

5. JESZCZE JEDNA DEFINICJA

Jeżeli zauważy się, że równania (4.2a,b) określają prawdopodobieństwo zdarzenia „wystąpił wstrząs o energii E (lub w klasie ε_j) i tąpnięcie”, to pozostaje już tylko jeden krok do sformułowania definicji zagrożenia tąpnięciem, równie prostej i konstruktywnej, jak podane poprzednio definicje zagrożenia sejsmicznego i oczekiwanego ryzyka finansowego. Choć wykracza to nieco poza tematykę tej publikacji – definicję taką trzeba sformułować, gdyż brak jej – lub bardzo trudno ją znaleźć – w literaturze górniczej.

W rachunku prawdopodobieństwa znane jest twierdzenie „o prawdopodobieństwie całkowitym” (np. Benjamin, Cornell 1977; Feller 1966, Fisz 1969). Chung (1974) ujmując je tak (tłum. J.K.) „Niech $\Omega = \sum_n A_n$ stanowi podział przestrzeni prób na zbiory rozłączne. Wówczas dla dowolnego zdarzenia B

$$P(B) = \sum_n P(A_n) P(B|A_n)''$$

(porównaj z równaniem (4.2b) dla $n = 1$).

W omawianym przypadku „przestrzeń prób” to zakres (oś) możliwych logarytmicznych energii, w teorii od $-\infty$ do $+\infty$ a w praktyce, na przykład od 0 do 10 (od 10^0 J do 10^{10} J). „Podział Ω ”, to podział osi energii na odcinki (np. jednostkowe lub na klasy ε_j). Jeżeli w cytowanym wyżej równaniu zapisze się T („tąpnięcie”) zamiast B oraz ε_j zamiast A_n , wówczas, biorąc pod uwagę, na przykład 11 klas energii, zapisać można

$$P(T) = \sum_{j=0}^{10} P(\varepsilon_j) P(T | \varepsilon_j) \quad (5.1)$$

Założmy teraz, że „zbiory rozłączne” A_n (lub klasy ε_j) maleją tak, że $P(A_n) \rightarrow p(A) dA$ lub równoważnie $P(\varepsilon) \rightarrow p(E) dE$, co oznacza przejście do ciągłego rozkładu gęstości $p(E)$ prawdopodobieństwa (wystąpienia logarytmicznej energii E). Z równania (5.1) otrzymuje się wówczas

$$P(T) = \int_{-\infty}^{\infty} p(E)P(T|E)dE \quad (5.2)$$

W tej postaci Fisz (1969) przedstawił „uogólnione twierdzenie o prawdopodobieństwie całkowitym” dla zmiennych typu ciągłego.

Równania (5.1) i (5.2) umożliwiają estymację i prognozę (należy zauważyć, że $P(T|E)$ zmienia się bardzo rzadko (tylko gdy publikowane są nowe statystyki tąpnięć), a parametry $\bar{E}$ i σ^2 rozkładu $p(E)$ napływają co Δt , z programu prognozującego) całkowitego prawdopodobieństwa tąpnięcia – równanie (5.2) bardziej w teorii, a równanie (5.1) w praktyce. Mając konstruktywne (czyli umożliwiające obliczenie) estymatory, zaproponować można definicję:

(Prognozowane w chwili t) zagrożenie $Z_{\Delta S}^T(t)$ tąpnięciem jest to całkowite prawdopodobieństwo tąpnięcia w obszarze S i w okresie $(t, t+\Delta t)$

$$Z_{\Delta S}^T(t) \equiv P_t(T) = \int_{-\infty}^{+\infty} p_t(E)P(T|E) dE \quad (5.3)$$

Definicja ta, w związku z tym, że jest definicją nową, zasługuje na komentarz:

1. Jako prawdopodobieństwo $0 \leq Z_{\Delta S}^T(t) \leq 1$, zagrożenie tąpnięciem ma dobrze zdefiniowaną miarę liczbową.
2. Zagrożenie tąpnięciem jest ciągłą funkcją czasu t i nie dotyczy żadnego konkretnego zdarzenia lecz dotyczy obszaru S i okresu $(t, t + \Delta t)$.
3. Gdy umie się aproksymować rozkłady $p(E)$ i $P(T|E)$, to definicja (5.3) jest konstruktywnym estymatorem i predyktorem zagrożenia tąpnięciem. Proponuje się zatem wykorzystanie równania (3.9b) do aproksymacji $P(T|E)$, oraz rozkładu normalnego (4.5a) z parametrami $\bar{E}(t+1)$ i $\sigma^2(t+1)$ prognozowanymi metodą prognozy liniowej do aproksymacji $p(E)$. Całkę w (5.3) obliczać należy numerycznie. Przybliżona wartość $Z_{\Delta S}^T(t)$ zagrożenia tąpnięciem (w okresie $(t, t + \Delta t)$ i w obszarze S) jest więc łatwa do obliczenia.
4. „Przestrzeń” możliwych wartości Z^T , czyli odcinek $(0,1)$ proponuje się podzielić na segmenty $(0-10^{-5}-10^{-4}-10^{-3}-1)$ i nazywać je, odpowiednio, stanami a, b, c, d zagrożenia tąpnięciami. Sugestia ta wiąże się z godzinową lub 15-minutową jednostką czasu i obszarem S obserwacji obejmującym, na przykład jedną ścianę. Wówczas, jeśli $\Delta t = 15$ min i „ S ” to ściana, „stan a” oznacza mniejsze od 10^{-5} prawdopodobieństwo tąpnięcia w najbliższym kwadransie w obserwowanej ścianie, ale na przykład prawdopodobieństwo tąpnięcia w ciągu trzech lat $P = (1-10^{-5})^{105120} \approx 0,35$ (bo $3 \times 365 \times 24 \times 4 = 105120$), zatem nie jest to prawdopodobieństwo zerowe.
5. Jakość prognozy zagrożenia tąpnięciem w oczywisty sposób zależy od jakości prognozy energii – czyli od jakości prognoz $\bar{E}(t+1)$ i $\sigma^2(t+1)$ – oraz od jakości informacji statystycznej (z przeszłości) o związku $p(T|E)$ tąpnięć z energiami

wstrząsów. Należy też pamiętać, że realnie dostępna prognoza energii dotyczy energii całkowitej $\log E^C(t)$, a nie energii „nadchodzącego wstrząsu”.

6. Symbol zagrożenia tąpnięciem można skracać do postaci Z^T lub $Z^T(t)$, zawsze odróżniając od zagrożenia sejsmicznego (1.1).

6. ZAKOŃCZENIE I WNIOSKI

W publikacji tej podano definicje i estymatory umożliwiające przybliżone obliczanie zagrożenia sejsmicznego i oczekiwanego ryzyka finansowego – w szczególności w warunkach akcji ratowniczej po tąpnięciu. Podano też przybliżoną lecz konstruktywną definicję i estymator zagrożenia tąpnięciem, co jest nowością w literaturze przedmiotu.

- 1.a. Sekwencyjna prognoza zagrożenia i ryzyka jest możliwa i łatwa, gdy jest dostępna sekwencyjna prognoza parametrów rozkładu energii sejsmicznej.
- 1.b. Gdy celem prognozy oczekiwanego ryzyka finansowego jest ułatwienie (np. Kierownikowi Akcji) podejmowania (porównywania) decyzji, szczególnie wygodne jest równanie (4.4d).
2. Dysponujemy metodą i programem sekwencyjnej (powtarzanej co Δt , na przykład co 15 min lub co godzinę) prognozy parametrów rozkładu całkowitej (logarytmicznej) energii sejsmicznej, istnieją też niezbędne dane statystyczne; można więc estymować ryzyko finansowe oraz zagrożenie sejsmiczne i zagrożenie tąpnięciem.
3. Dokładność prognoz zagrożenia i ryzyka zależy od dokładności bieżącej (sekwencyjnej) prognozy parametrów rozkładu energii oraz od dokładności statystycznej (historycznej) informacji o prawdopodobieństwie tąpnięcia wskutek wstrząsu.

Literatura

1. Barański A. (2003): *Analiza zmian stanu zagrożenia tąpnięciami w latach 1994–2003 w kopalniach tworzących obecnie Kompanię Węglową S.A., Tąpnięcia' 2003*. Katowice, GIG.
2. Barański A., Barańska A., Etryk W. (1999): *Kształtowanie się zagrożenia tąpnięciami w polskich kopalniach węgla kamiennego w latach 1994–1998, Tąpnięcia' 99*. Katowice, GIG.
3. Benjamin J.R., Cornell C.A. (1977): *Rachunek prawdopodobieństwa, statystyka matematyczna i teoria decyzji dla inżynierów*. Warszawa, WNT.
4. Borys G. (1996): *Zarządzanie ryzykiem kredytowym w banku*. Warszawa, PWN.
5. Chung K.L. (1974): *Elementary probability theory*. New York, Springer-Verlag.
6. Cramer H. (1930): *On the Mathematical Theory of Risk*. Stockholm, Skandia Jub. Volume.
7. Cramer H. (1955): *Collective Risk Theory*. Stockholm, Skandia Jub. Volume.
8. DeGroot M. (1981): *Optymalne decyzje statystyczne*. Warszawa, PWN.
9. Dubiński J., Konopko W. (2000): *Tąpnięcia – ocena, prognoza, zwalczanie*. Katowice, GIG.
10. Feller W. (1966): *Wstęp do rachunku prawdopodobieństwa*. Warszawa, PWN.
11. Fisz M. (1969): *Rachunek prawdopodobieństwa i statystyka matematyczna*. Warszawa, PWN.

12. Gerber H. (1979): *An Introduction to Mathematical Risk Theory*. Philadelphia, Huebner Fund.
13. Gibowicz S.J., Kijko A. (1994): *An Introduction to Mining Seismology*. New York, Academic Press.
14. Hahn G.J., Shapiro S.S. (1969): *Statistical Models in Engineering*. New York, Wiley.
15. Jorion Ph. (2001): *Value at Risk*. New York, McGraw-Hill.
16. Kajdasz Z., Kornowski J., Nowak W., Waśko A. (2000): *Monitorowanie zagrożenia sejsmicznego dla potrzeb akcji ratowniczej, Tapania 2000*. Katowice, GIG.
17. Konopko W. (red.), 1998 (i dalsze), Raport roczny (1997) o stanie podstawowych zagrożeń naturalnych i technicznych w górnictwie węgla kamiennego. Katowice, GIG.
18. Kornowski J. (2002): *Podstawy sejsmoakustycznej oceny i prognozy zagrożenia sejsmicznego w górnictwie*. Katowice, GIG.
19. Kornowski J. (2003): *Linear prediction of hourly aggregated AE and tremors energy emitted from a longwall and its performance in practice*. Arch.Min.Sci, vol. 48, s. 315–337.
20. Kornowski J. (2004): *Przewidywanie i prognoza – nie tylko w geofizyce górniczej, Warsztaty 2004*. Kraków, IGSMiE PAN, s. 501–518.
21. Kurzeja J. (2004): *Sekwencyjna prognoza emisji sejsmicznej generowanej eksploatacją pokładu węgla*. Katowice, GIG (Praca doktorska).
22. Lomnitz C. (1994): *Fundamentals of Earthquake Prediction*. New York, J. Wiley.
23. Lundberg F. (1903): *Approximerad Framställning av Sannolikhetsfunktioner*. Uppsala, Almqvist and Wiksell.
24. Marczak H., Zuberek M.W. (1994): *Geofizyka górnicza*. Katowice, Śląskie Wydawnictwo Techniczne.
25. Moore P.G. (1975): *Ryzyko podejmowania decyzji*. Warszawa, PWE.
26. Niczyporuk Z. (red.) (2000): *Podstawy zarządzania bezpieczeństwem w czasie akcji ratowniczej*. Katowice, GIG.
27. Raiffa H. (1969): *Decision Analysis, Introductory Lectures on Choices under Uncertainty*. London, Addison-Wesley.
28. Ronka-Chmielowiec (1997): *Ryzyko w ubezpieczeniach – metody oceny*. Wrocław, Wydaw. Akademii Ekonomicznej.
29. Sobala J., Rosmus P. (1997): *System zarządzania bezpieczeństwem pracy w zakładach górniczych*. Katowice, GIG.
30. Surma A., Kornowski J. (2002): *Liniowa prognoza zagrożenia sejsmicznego na podstawie obserwacji w rejonie ścian 37/510 kopalni „Wesoła”*. Ochrona Pracy i Środowiska w Górnictwie nr 12.
31. VonNeumann J., Morgenstern O. (1947): *Theory of Games and Economic Behaviour*. Princeton, Princeton Univ. Press.
32. Wald A. (1950): *Statistical Decision Functions*. New York, J. Wiley.
33. Zeliaś A. (red.) (1998): *Statystyczne metody oceny ryzyka w działalności gospodarczej*. Wrocław, Wydaw. Akademii Ekonomicznej.

Recenzent: dr inż. Andrzej Krowiak

Małgorzata Jaroń-Kocot, Jerzy Sablik

ODPADOWE WAPNO POKARBIDOWE JAKO SKŁADNIK HYDROMIESZANIN LOKOWANYCH W PUSTKACH POEKSPLOATACYJNYCH NA DOLE KOPALŃ

Streszczenie

W artykule scharakteryzowano wapno pokarbidowe z uwagi na możliwości jego zastosowania jako składnika hydromieszanin podszkawkowych. Badaniom poddano zarówno wapno pokarbidowe otrzymane podczas produkcji acetyleny z karbidu krajowego, jak i karbidu zagranicznego. Stwierdzono znaczące różnice w ich właściwościach. Dotyczyło to składu ziarnowego oraz zawartości wody. Scharakteryzowano także krótko stosowane do otrzymywania hydromieszanin odpady popłotacyjne i popioły lotne zawierające produkt odsiarczania i bez tych produktów, a także stosowane do otrzymywania hydromieszanin wody dołowe. Stwierdzono, że opuszczające proces produkcji acetyleny wapno pokarbidowe jest nasycone gazami toksycznymi, a przede wszystkim fosforowodorem, amoniakiem i acetylenem. Omówiono sposoby usuwania z wapna pokarbidowego tych gazów, które mogą skażać środowisko pracy. Wykazano, że obecność wapna pokarbidowego w hydromieszaninach może powodować takie skutki, jak zmniejszenie zawartości chromu sześciowartościowego skażającego wody kopalniane oraz wpływać korzystnie na właściwości technologiczne tych mieszanin, szczególnie na możliwość zestalania się części stałych i kinetykę tego procesu. Większość efektów zaobserwowanych jako skutek obecności w hydromieszaninach wapna pokarbidowego i ich rozmiar uzależnione są zarówno od rodzaju wapna pokarbidowego, jak i jakości pozostałych składników hydromieszanin.

Waste post-carbide lime as component of hydromixture located in emptiness below exploited mines

Abstract

In the article characterised post-carbide lime in view of its capability of employment as component of floor hydromixture. The subject of research was post-carbide lime received from acetylene from national carbide equal, as well as foreign carbide. Differences in its specificity are significant. It concerned its composition and water contents. Characterised also shortly applicable to receive hydromixture wastes and mobile ashes included countersulphur products and without these products, as well as applied to receive hydromixtures of mine waters. It said, that leaving process production acetylene post-carbide lime is glutted toxic gasses, but first of all, phosphorus-hydrogen, ammonia and acetylene. It discuss manners of deletions from post-carbide lime the gases, which can destroy environment work. It exert, that presence of post-carbide lime in hydromixtures can cause such results as decreases of contents of six-valuable chrome, and effect on specificity technological these mixtures advantageously, on capability particularly part constant. Majority effect observed as result of presence in hydromixtures of post-carbide lime and its size are subordinated from kind of post-carbide lime as well as qualities components of hydromixtures remaining.

WPROWADZENIE

Zagospodarowanie odpadów powstających w wyniku działalności człowieka to jedno z podstawowych zadań współczesnej inżynierii środowiska. Odpady można składować na wysypiskach, ale znacznie korzystniejsze jest ich wykorzystywanie i zagospodarowywanie w różnych gałęziach przemysłu, w gospodarce komunalnej i w rolnictwie.

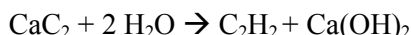
Przedmiotem niniejszego opracowania są wyniki badań nad wykorzystaniem odpadowego wapna pokarbidowego jako składnika lokowanych w zrobach kopalni hydromieszanin podsadzkowych samozestalających, w skład których wchodzi przede wszystkim popioły lotne i odpady poflotacyjne.

Wapno pokarbidowe powstaje jako produkt uboczny w procesie produkcji acetyleny. Szacuje się, że w kraju masa wytwarzanego rocznie wapna pokarbidowego wynosi 20 tysięcy ton. Znalazło ono już zastosowanie w rolnictwie, gospodarce komunalnej, a także w górnictwie węgla kamiennego do skrapiania wagonów z węglem oraz przewarstwiania zwałów odpadów powęglowych.

Opracowano charakterystykę fizyczną i chemiczną wapna pokarbidowego z uwagi na możliwość zastosowania go jako składnika hydromieszanin lokowanych w zrobach na dole kopalń węgla. Określono wynikające z tego korzyści dla środowiska technologicznego oraz możliwość zapobiegania niepożądanym skutkom jego stosowania, a szczególnie skażeniom wód kopalnianych i emisji gazów toksycznych do atmosfery w środowisku pracy.

1. CHARAKTERYSTYKA ODPADOWEGO WAPNA POKARBIDOWEGO

Wapno pokarbidowe powstaje w procesie produkcji acetyleny w wyniku działania wodą na węgiel wapnia (karbid) zgodnie z reakcją



W Polsce do produkcji acetyleny stosuje się karbid produkowany zarówno w kraju, jak i za granicą (Jaroń-Kocot M., Sablik J. (w druku)). Właściwości surowego acetyleny, a także odpadowego wapna pokarbidowego zależą od jakości zastosowanego koksu i wapna do produkcji karbidu.

Wapno pokarbidowe jest szarawo-białą masą powstającą w wyniku sedymentacji zawiesiny wodnej ziaren w procesie produkcji acetyleny. Wapno takie wydziela ostrą woń powodującą łzawienie i podrażniającą błony śluzowe.

Właściwości fizyczne badanych rodzajów wapna ważne z uwagi na możliwość ich zastosowania jako składników hydromieszanin podsadzkowych przedstawiono w tablicy 1. Wynika z niej, że wapno z karbidu zagranicznego zawierało 18,3% więcej wody niż wapno z karbidu krajowego, a w stanie powietrzno-suchym było bardziej higroskopijne, co wynikało z zawartości wilgoci higroskopijnej. Maksymalna zawartość części stałych w badanej próbce wapna z karbidu zagranicznego wynosiła 369 g/dm³, a w próbce wapna z karbidu krajowego 621 g/dm³. Różnice te były uwarunkowane między innymi składem ziarnowym obu rodzajów wapna. Wapno

z karbidu zagranicznego zawierało prawie półtora razy więcej ziaren bardzo drobnych – mniejszych od 0,025 mm, zaś wapno z karbidu krajowego zawierało czterokrotnie więcej ziaren większych (0,3–0,1 mm). Powodowało to, że wapno z karbidu zagranicznego miało znacznie większą powierzchnię właściwą. Oba rodzaje wapna miały niemal identyczną gęstość rzeczywistą, ale wapno z karbidu krajowego miało trzykrotnie większą gęstość objętościową.

Tabela 1. Własności wapna pokarbidowego wytworzonego z karbidu polskiego i zagranicznego

Oznaczone parametry	Wapno z karbidu	
	polskiego	zagranicznego
wilgoć analityczna, %	2,98	10,99
wilgoć całkowita, %	54,4	72,7
zagęszczenie, g/dm ³	621	369
Uziarnienie, mm:		
+ 1	–	–
1 – 0,5	0,2	0,1
0,5 – 0,3	0,3	0,1
0,3 – 0,1	29,4	7,2
0,1 – 0,08	7,3	2,5
0,08 – 0,063	5,3	6,1
0,063 – 0,032	17,3	22,0
0,032 – 0,025	2,0	2,2
– 0,025	38,2	59,8
Σ	100,0	100,0
Powierzchnia właściwa, m ² /kg	1583	12493
Gęstość rzeczywista, g/cm ³	2,06	2,15
Gęstość objętościowa, g/cm ³	0,737	0,263

Badane rodzaje wapna różnią się zatem dość istotnie pod względem właściwości fizycznych, jednak z uwagi na możliwości różnego ich zagospodarowywania korzystne mogą być zarówno właściwości jednego, jak i drugiego wapna pokarbidowego.

Skład chemiczny obu rodzajów wapna określono metodą spektrometrii rentgenowskiej PB-05 (tabl. 2). Stwierdzono, że podstawowym składnikiem wapna pokarbidowego jest tlenek wapnia, którego zawartość w substancji wysuszonej w 105° C przekracza zawsze 65% wag. w wapnie z karbidu krajowego i 55% wag. w wapnie z karbidu zagranicznego. W mniejszych, ale porównywalnych ilościach występowała krzemionka i tlenek glinu, a także związki siarki. W wapnie z karbidu zagranicznego stwierdzono obecność siarki siarczkowej i siarczanowej. Zawartość siarki siarczkowej była duża i wynosiła 7381,1 mg/kg w przeliczeniu na suchą masę wapna, a zawartość siarki siarczanowej wynosiła 5532,8 mg/kg suchej masy wapna. Obydwa rodzaje wapna charakteryzowały się dużymi stratami prażenia (26,84% – wapno z karbidu krajowego, 37,75% – wapno z karbidu zagranicznego) i zawierały znikomą ilość pierwiastków śladowych (tabl. 3).

Tablica 2. Zawartość substancji nieorganicznej w wapnie pokarbidowym

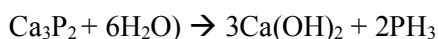
Wyszczególnienie	Zawartość substancji nieorganicznej, % w wapnie z karbidu	
	polskiego	zagranicznego
SiO ₂	2,05	2,84
Al ₂ O ₃	1,87	1,18
Fe ₂ O ₃	0,71	0,12
CaO	65,69	55,10
MgO	0,29	0,02
Na ₂ O	0,06	0,03
K ₂ O	0,07	0,04
SO ₃	1,95	2,56
TiO ₂	0,11	0,02
P ₂ O ₅	0,02	0,49
S _{SO4}	brak	0,27
Siarka siarczkowa w zawieszynie wapna	brak	7381,1 mg/kg sm.
Straty prażenia	26,84	37,75

Tablica 3. Zawartość pierwiastków śladowych w wapnie pokarbidowym

Wyszczególnienie	Zawartość pierwiastków śladowych po przeliczeniu na stan wyjściowy, ppm w wapnie z karbidu	
	polskiego	zagranicznego
As	<6	nie wykryto
Ba	111	nie wykryto
Cu	17	29
Mn	nie wykryto	87
Pb	nie wykryto	4
Rb	58	4
Sr	263	138
Zn	5	75

Uzupełnieniem charakterystyki chemicznej wapna pokarbidowego były wyniki testów jego wymywalności. W tablicy 4 przedstawiono analizę chemiczną wyciągów wodnych (z zastosowaniem wody destylowanej (Rozporządzenie Rady Ministrów) obu rodzajów wapna. Eluaty charakteryzowały się zasadowym odczynem (pH równe odpowiednio 13,1 i 12,5), zawartością grup wodorotlenowych (odpowiednio 586,5 i 404,6 mg/dm³) oraz zwiększoną w przypadku wapna z karbidu krajowego, zawartością jonów amonowych – 20,67 mg/dm³.

W procesie produkcji acetyleny następuje saturacja wapna pokarbidowego gazami toksycznymi. Są to takie same gazy, jakie zawiera surowy acetylen, a ich ilość i rodzaj zależą od jakości koksu i wapna, z których wyprodukowano karbid oraz technologii jego produkcji. Zawarty w karbidzie np. fosforek wapnia reaguje z wodą, tworząc fosforowodór zgodnie z reakcją



Tablica 4. Wyniki testów wymywalności wapna pokarbidowego

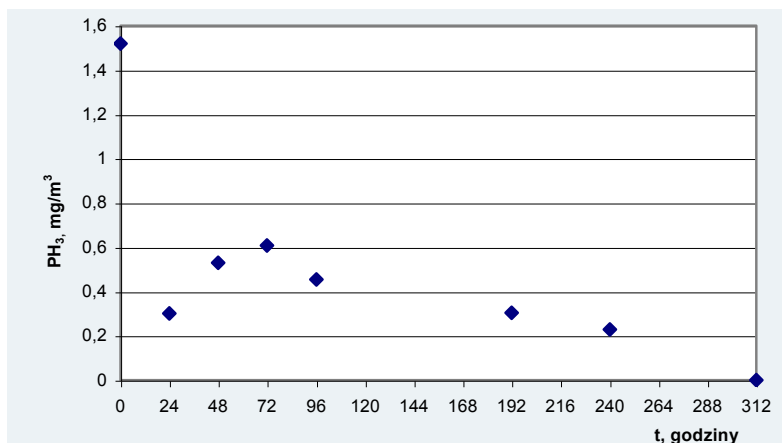
Wyszczególnienie	Wapno z karbidu polskiego mg/dm ³	Wapno z karbidu zagranicznego mg/dm ³
Substancje rozpuszczone	1456,0	4940,0
Azot amonowy	20,67	1,07
Chlorki	5,32	7,09
Siarczany	14,0	25,5
Wodorotlenki	586,5	404,6
Wodorowęglany	0,0	0,0
Azotany	< 0,2	< 0,2
Wapń	719,4	483,0
Magnez	0,18	0,24
Sód	< 5	14,71
Potas	< 1	0,78
Żelazo	0,062	< 0,02
Mangan	< 0,01	< 0,02
Cynk	0,15	0,11
Chrom	< 0,01	< 0,02
Nikiel	< 0,01	< 0,02
Kadm	< 0,02	< 0,002
Ołów	< 0,01	< 0,02
Miedź	< 0,01	< 0,003
Arsen	< 0,02	< 0,01
Fosfor ogólny	0,09	0,03
pH	13,1	12,5
Alkaliczność p/m mval/dm ³	36,0 / 37,5	24,4 / 25,0

W podobny sposób mogą powstawać arsenowodór, siarkowodór i amoniak. Wapno pokarbidowe zawierać może ponadto acetylen. Zanieczyszczenie surowego acetyleny mierzy się sumą zawartości fosforowodoru i siarkowodoru. Stwierdzono (Informacje uzyskane u producenta acetyleny), że w przypadku produkcji acetyleny z karbidu krajowego wynosi ona 600 ppm oraz około 250 ppm jeżeli surowcem jest karbid wyprodukowany za granicą. Można założyć, że podobne zanieczyszczenie wystąpi odpowiednio w obu rodzajach wapna pokarbidowego. Zawarte w wapnie pokarbidowym gazy toksyczne mogą w niektórych przypadkach utrudniać jego utylizację, skażają otoczenie, podrażniają wzrok i układ oddechowy.

Próbki do badań zawartości gazów toksycznych w wapnie pokarbidowym przechowywano w szczelnych pojemnikach o objętości 12 dm³, a przez niewielki otwór przepompowywano zalegające nad próbką, przeznaczone do analizy powietrze. Zawartość gazów toksycznych oznaczano zaraz po pobraniu próbki oraz po upływie 4, 24, 48, 96, 192 i 240 godzin aż do całkowitego zaniku emisji. Rodzaje i ilości gazów toksycznych zawartych w powietrzu nad próbką określano za pomocą rurek wskaźnikowych wyprodukowanych przez „Polskie Odczynniki” S.A. (do oznaczania siarkowodoru i amoniaku) oraz przez firmę „Drager” Rohrchen RFN (do oznaczania

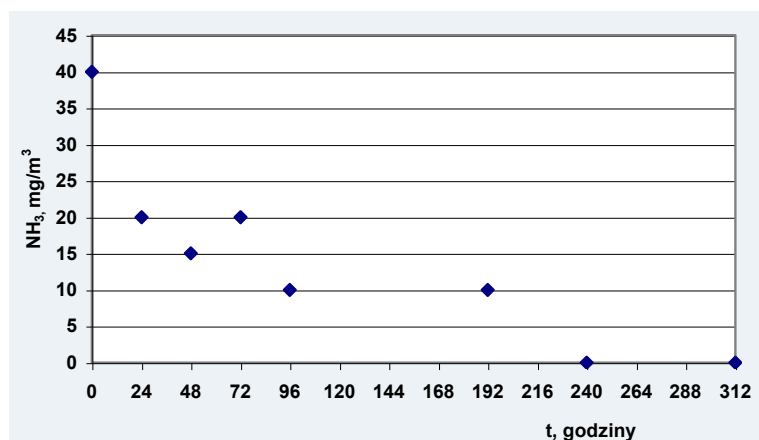
fosforowodoru i arsenowodoru). Zawartość acetylenu oznaczono metodą chromatografii gazowej, za pomocą chromatografu GC 8000 firmy „Fisons”

W celu określenia jakie rodzaje gazów toksycznych uwalniają się z wapna pokarbidowego oraz kinetyki ich wydzielania się badano próbkę wapna uzyskaną z karbidu zagranicznego. Stwierdzono znaczącą emisję fosforowodoru i amoniaku. Kinetykę uwalniania się tych gazów w czasie leżakowania zilustrowano na rysunkach 1 i 2.



Rys. 1. Zawartość fosforowodoru nad wapnem pokarbidowym w zależności od czasu jego leżakowania t

Fig. 1. Content of phosphorus-hydrogen and post-carbide lime depending on time of stay t



Rys. 2. Zawartość amoniaku nad wapnem pokarbidowym w zależności od czasu jego leżakowania t

Fig. 2. Content of ammonia and post-carbide lime depending on time of stay t

Zaraz po produkcji zawartość obu gazów w powietrzu nad wapnem pokarbidowym wynosiła odpowiednio 1,52 i 40 mg/dm³, a po czterech dobach leżakowania odpowiednio 0,455 i 10 mg/dm³. Całkowity czas niezbędny do odgazowania się badanego wapna przez leżakowanie wynosił 13 dób, ale największa ilość gazów uwolniła się w ciągu czterech pierwszych dób. Arsenowodór i siarkowodór stwierdzono tylko

w ilościach śladowych. Zawartość acetyleny w powietrzu nad wapnem pokarbidowym wynosiła 232 mg/dm³, ale po czterech godzinach leżakowania już tylko 33 mg/dm³, a po czterech dobach 5 mg/dm³.

Ze względów technicznych wapno pokarbidowe do kopalni jest dostarczane po czterech dobach leżakowania. Stwierdzono, że zarówno w przypadku wapna z karbidu krajowego, jak i zagranicznego stężenie fosforowodoru w powietrzu nad takim wapnem wynosi około 0,455 mg/dm³, a stężenie amoniaku mieści się w przedziale 10–15 mg/dm³.

2. WAPNO POKARBIDOWE JAKO SKŁADNIK HYDROMIESZANIN PODSADZKOWYCH SAMOZESTALAJĄCYCH

Składnikami badanych hydromieszanin oprócz obu rodzajów wapna pokarbidowego były odpady poflotacyjne, dwa rodzaje popiołów lotnych z zawartością produktów odsiarczania spalin 2 i bez tych produktów 1 oraz zmineralizowana woda dołowa. W tablicy 5 przedstawiono składy chemiczne tych substancji. Z przedstawionych w niej danych wynika, że w odpadach poflotacyjnych występują głównie tlenki krzemu (20,09%) i glinu (10,78%), które nie powodują zanieczyszczania środowiska kopalni. Stosunkowo duże straty prażenia (59,63%) świadczą o obecności organicznej substancji palnej w tych odpadach. Jako składnik zawiesiny wodnej nie powinny generować żadnego zagrożenia.

Tablica 5. Zawartość substancji nieorganicznej w analizowanych odpadach

Rodzaj oznaczenia	Odpady poflotacyjne	Popioły „1”	Popioły „2”
Straty prażenia, %	59,63	1,09	5,62
SiO ₂ , %	20,09	48,83	34,72
Al ₂ O ₃ , %	10,78	28,14	19,95
CaO, %	1,66	3,76	20,40
CaO wolne, %	brak	brak	4,79
Na ₂ O+K ₂ O, %	1,67	3,50	2,89
P ₂ O ₅ , %	0,31	0,40	0,48
SO ₃ , %	1,27	0,93	5,09
S _{pir} , %	1,39	–	–
SO ₄ , %	0,14	0,24	1,57
Ilość jonów siarczanowych wymywających się z 1 kg odpadu, mg/kg	1400	2400	15700
S _{siarczkowa} , mg/kg	–	474,4	<10

Podobnie jak odpady poflotacyjne popioły lotne zawierają znaczące ilości krzemionki i glinokrzemianów. W popiołach zawierających produkty odsiarczania spalin znajdują się duże zawartości związków wapniowych występujących w połączeniu z siarką, przede wszystkim pod postacią siarczanu (VI) i siarczanu (IV) wapnia, a także nieprzereagowanych wodorotlenku, węglanu i tlenku wapnia.

Zmineralizowana woda dołowa zawierała około 50 mg/dm³ substancji rozpuszczalnych, przy czym był to głównie chlorek sodu.

Wapno pokarbidowe przeznaczone do sporządzania hydromieszanin podszkorych analizowano z uwagi na jego wpływ na środowisko wodne kopalni (Jaroń-Kocot M., Sablik J. 2003a), na zawartość w wodach dołowych związków chromu sześciowartościowego (Jaroń-Kocot M., Sablik J. 2003b), na emisję gazów toksycznych skażających środowisko pracy w kopalni (Jaroń-Kocot M., Sablik J. 2003c) oraz na właściwości technologiczne hydromieszanin (Jaroń-Kocot M., Sablik J. 2003d).

3. WPLYW WAPNA POKARBIDOWEGO NA ŚRODOWISKO WODNE KOPALNI

Wpływ wapna pokarbidowego na środowisko wodne kopalni oceniono na podstawie wyników testów wymywalności badanych odpadów (tabl. 6) oraz wyników testów wymywalności hydromieszanin (tabl. 7).

Tablica 6. Wyniki testów wymywalności odpadów wykonane według PN-G-11011:1998

Rodzaj oznaczenia	Jednostki	Popioły 1	Popioły 2	Wapno A	Wapno B	Woda dołowa
Substancje rozpuszczone	mg/dm ³	83027	89705	72364	78478	86450
pH		8,68	10,2	9,76	10,2	7,81
Alkaliczność p	mval/dm ³	0,58	1,15	1,53	2,94	0,00
Azot amonowy	mg/dm ³	12,50	13,397	31,12	60,68	20,01
Chlorki	mg/dm ³	46370	49664	42514	44003	49990
Siarczany	mg/dm ³	1903	1994	1430	1444	1470
Węglany	mg/dm ³	17,4	32,42	48,57	176,18	nie wykryto
Wodorowęglany	mg/dm ³	89,67	21,16	9,04	27,80	158,60
Mangan	mg/dm ³	< 0,01	0,551	< 0,02	0,043	1,28
Cynk	mg/dm ³	0,25	0,351	< 0,02	0,255	0,30
Chrom całkow.	mg/dm ³	0,113	0,064	< 0,02	< 0,05	0,022
Chrom (vi)	mg/dm ³	0,113	0,064	< 0,02	< 0,05	0,022
Arsen	mg/dm ³	nie wykryto	nie wykryto	< 0,02	< 0,05	< 0,002
Rtęć	mg/dm ³	nie wykryto	nie wykryto	< 0,01	< 0,005	< 0,002
Cyjanki wolne	mg/dm ³	nie wykryto	nie wykryto	< 0,03	nie wykryto	nie wykryto
Fosfor ogólny	mgP/dm ³	< 0,05	< 0,05	nie wykryto	< 0,1	0,15

Analizując dane umieszczone w tablicy 6 stwierdzono, że ilości substancji wymywających się do wody dołowej z popiołów lotnych i wapna, bez względu na jego pochodzenie, tylko nieznacznie różnią się między sobą. Zbliżone są również do zawartości tych samych substancji w wodzie dołowej. Wynika z tego, że wody transportujące odpady w podziemia kopalni nie będą w sposób istotny zmieniały środowisko wodne na dole. Woda dołowa stosowana w technologiach lokowania odpadów jest silnie zmineralizowana i jest nośnikiem wielu soli, przede wszystkim chlorków i siarczanów. Bardzo często w związku z tym stwierdzić można przekroczenia dopuszczalnych zawartości jonów siarczanowych w roztworach wodnych, nawet tych popiołów, które nie zawierają dużych ilości siarki siarczanowej (np. popioły 1). Dopływająca ciągle do wodnych chodników świeża woda dołowa rozcieńcza

gromadzone tam wody odciekowe, powodując wypłukiwanie jonów siarczanowych nawet ze związków o małym iloczynie rozpuszczalności. Podobnie jest w przypadku wypłukiwania z popiołów lotnych jonów chromu, głównie chromu sześciowartościowego (Jaroń-Kocot M., Sablik J. 2003b). Przeprowadzone badania (Levens R.L., Boldt C.M. 1994) wykazały, że woda dołowa wypłukuje z popiołów lotnych często więcej jonów chromu sześciowartościowego niż woda destylowana.

Tablica 7. Wyniki testów wymywalności hydromieszanin podsadzkowych

Skład objętościowy hydromieszaniny	Własności					
	pH	Azot amonowy mg/dm ³	Siarczany mg/dm ³	Chrom całkowity mg/dm ³	Chrom (VI) mg/dm ³	Fosfor ogólny mg/dm ³
Popiół 1 i woda dołowa 1 : 1,5	8,95	16,04	2680	0,72	0,72	< 0,08
Popiół 1 i woda dołowa, wapno pokarbidowe 1 : 1,5 : 0,12	9,80	20,75	2550	0,14	0,14	< 0,04
Popiół 1 i woda dołowa, wapno pokarbidowe, odpady poflotacyjne 1 : 1,5 : 0,12 : 1	9,90	14,27	2080	0,045	< 0,05	< 0,05
Popiół 2 i woda dołowa 1 : 1,5	10,2	16,61	2260	0,13	0,13	< 0,05
Popioły 2 i woda dołowa, wapno pokarbidowe 1 : 1,5 : 0,12	10,0	22,7	2440	0,17	0,17	0,04
Popiół 2 i woda dołowa, wapno pokarbidowe, odpady poflotacyjne 1 : 1,5 : 0,12 : 1	9,85	7,80	2380	< 0,02	< 0,02	< 0,05

Wyniki testów wymywalności (Jaroń-Kocot M., Sablik J. 2003a), odniesione do konkretnych warunków technologicznych, umożliwiają określenie potencjalnie największych zawartości substancji skażających, jakie mogą być wymywane przez wody transportujące odpady w podziemia kopalni i z powrotem zawracane do procesu lokowania. W tablicy 6 zamieszczono także charakterystykę chemiczną takiej wody dołowej. Lokowanie na dole kopalń hydromieszanin podsadzkowych zawierających wapno pokarbidowe nie zmienia zatem znacząco jakości kopalnianych wód dołowych.

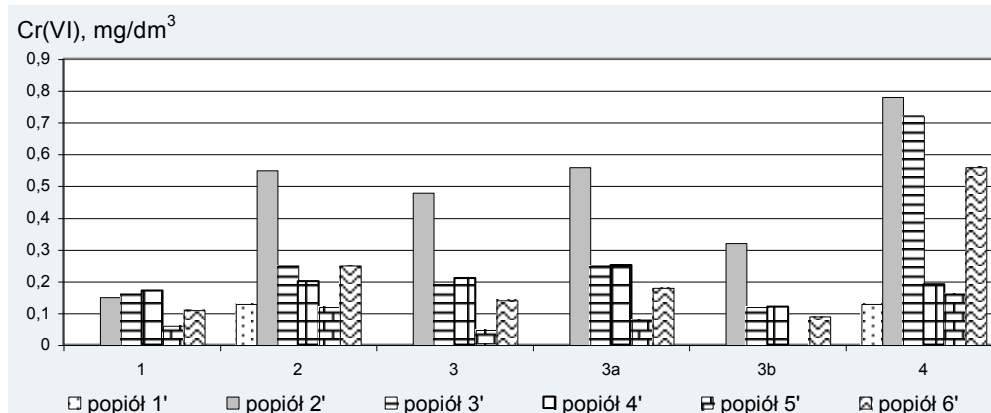
W celu oszacowania największych możliwych stężeń substancji wypłukujących się, skażających środowisko wodne kopalń, wykonano testy wymywalności metodą dynamiczną, a otrzymanych eluatów nie rozcieńczano wodą dołową. Badano hydromieszaniny podsadzkowe sporządzone ze scharakteryzowanych w artykule odpadów. Składy badanych hydromieszanin oraz otrzymane wyniki badań przedstawiono w tablicy 7. Wyniki wskazują, że nierozcieńczone wodą dołową wyciągi wodne mają zwiększone zawartości jonów amonowych, siarczanowych i chromu sześciowartościowego.

4. WPLYW WAPNA POKARBIDOWEGO NA ZAWARTOŚĆ ZWIĄZKÓW CHROMU SZEŚCIOWARTOŚCIOWEGO W WODACH DOŁOWYCH

Zawarty w węglu chrom podczas spalania w całości przechodzi do popiołów lotnych, często w postaci związków chromu sześciowartościowego. Chrom ten jest wypłukiwany szczególnie łatwo przez wody dołowe podczas hydraulicznego transportu niektórych popiołów lotnych w podziemia kopalni lub podczas ich leżakowania w zrobach. Chrom sześciowartościowy ma właściwości mutagenne, kancerogenne, embriotoksyczne i tetratogenne (Levens R.L., Boldt C.M. 1994). Uzasadnione są więc działania zmierzające do minimalizacji jego zawartości w wodach, które mogą przedostawać się do cieków powierzchniowych lub wód gruntowych.

Najczęściej stosowaną metodą usuwania z wód związków chromu sześciowartościowego jest jego redukcja do chromu trójwartościowego i wytrącanie pod postacią słabo rozpuszczalnego wodorotlenku.

W zależności od zastosowanej metody wymywania (Pajdowski L. 1982) oraz rodzaju popiołu lotnego (Jaroń-Kocot M. 2003) ilości wymywanych przez wody jonów mogą być różne (rys. 3).



Rys. 3. Zawartości jonów Cr(VI) w wyciągach wodnych w zależności od sposobu wymywania i rodzaju popiołu: 1, 2, 3, 3a, 3b, 4 – metody wymywania, 1', 2', 3', 4', 5', 6' – rodzaj popiołu

Fig. 3. Content of ion Cr(VI) in water extraction depending on kind of wash off and ashes: 1, 2, 3, 3a, 3b, 4 – wash off methods, 1', 2', 3', 4', 5', 6' – kind of ash

Najmniejsza ilość jonów chromu, w przypadkach wszystkich badanych popiołów lotnych, została wymyta po zastosowaniu tradycyjnego testu z użyciem wody destylowanej (rys. 3 metoda 1) (Rozporządzenie Ministra Środowiska). Znacznie większe stężenia jonów chromu sześciowartościowego stwierdzono w eluatach przy zastosowaniu do wymywania zmineralizowanej wody dołowej (rys. 3 metody 2, 3, 3a, 3b) (PN-G-11011:1998. Górnictwo), a największe stwierdzono w odciekach wypływających zza tam podsadzkowych (rys. 3 metoda 4). Do wód dołowych mogą być wypłukiwane jony chromu sześciowartościowego w ilościach znacznie przekraczających ilość dopuszczalną, która wynosi 0,1 mg/dm³ (Rozporządzenie

Ministra Środowiska). W procesie eliminowania z wód jonów chromu sześciowartościowego istotnym parametrem jest pH roztworów wodnych. Zarówno składniki popiołów lotnych, jak i udział w hydromieszaninie odpadowego wapna pokarbidowego wpływają na wartość pH roztworu. Stwierdzono, że przy pH eluatów wynoszącym 9,8–10,2 uzyskuje się wody o minimalnej zawartości jonów Cr (VI). Wapno pokarbidowe wchodzące w skład mieszaniny podsadzkowej powoduje odpowiednią alkaliczność zawiesiny warunkującą redukcję jonów Cr (VI) do jonów Cr (III) i tworzenie się trudno rozpuszczalnego wodorotlenku $\text{Cr}(\text{OH})_3$ strącającego się pod postacią galaretowego szarozielonego osadu o iloczynie rozpuszczalności $5,4 \cdot 10^{-31}$.

Z danych zawartych w tablicy 8 wynika, że w przypadku popiołów 1 i 3 niezbędna ilość wapna potrzebnego do uzyskania w wodzie zawartości jonów Cr (VI) poniżej progu oznaczalności wynosiła 6%. Podobnie zmniejszała się zawartość jonów chromu trójwartościowego, wynikająca z różnicy zawartości Cr całkowitego i Cr(VI). W przypadku popiołu 2 zawartość jonów Cr(VI) można było ograniczyć do minimalnej wartości przy 9% udziale wapna pokarbidowego w mieszaninie. Zmniejszeniu w wyciągach wodnych zawartości jonów Cr(VI) towarzyszyło obniżanie zawartości rozpuszczonych w wodzie jonów Cr(III), jednak dopiero przy 12% udziale wapna pokarbidowego jego zawartość obniżyła się do wartości mniejszej od dopuszczalnej ($0,1 \text{ mg/dm}^3$). Stosowany obecnie w kopalni 12% udział wapna pokarbidowego w mieszaninie podsadzkowej jest udziałem gwarantującym usunięcie z wód zarówno jonów chromu trój- jak i sześciowartościowego.

Tablica 8. Zawartości jonów chromu całkowitego i sześciowartościowego w wyciągach wodnych z wybranych popiołów lotnych

Skład objętościowy mieszanin (popiół : wapno pokarbidowe : woda dołowa)	Zawartości chromu całkowitego i sześciowartościowego w mg/dm^3		
	POPIÓŁ 1 Cr całkow. Cr(VI)	POPIÓŁ 2 Cr całkow. Cr(VI)	POPIÓŁ 3 Cr całkow. Cr(VI)
1 : 0,06 : 2	0,25 <0,5	1,50 1,40	0,25 <1
1 : 0,09 : 2	0,27 <0,5	0,64 <1	0,19 <0,5
1 : 0,12 : 2	0,19 <0,5	0,085 <1	0,25 <0,5
1 : 0,5 : 2	<0,02 <1	<0,02 <0,5	<0,05 <1
1 : 1 : 2	<0,05 <1	<0,05 <1	<0,05 <1

5. EMISJA GAZÓW TOKSYCZNYCH

Wapno pokarbidowe stosowane do sporządzania hydromieszanin podsadzkowych mimo, że było odgazowane metodą statyczną (leżakowanie), zawiera pewną ilość gazów toksycznych, przede wszystkim fosforowodoru i amoniaku oraz acetyleny (Jaroń-Kocot M., Sablik J. 2003c). W tablicy 9 zestawiono przykłady stężeń fosforowodoru i amoniaku w powietrzu nad mieszaninami sporządzonymi z odpadów poflotacyjnych lub popiołów lotnych, wody dołowej oraz wapna pokarbidowego zmieszanych w proporcji stosowanej w przemyśle, to jest 1 : 1 : 0,12.

Tablica 9 Zawartości gazów toksycznych w powietrzu nad hydromieszaninami zawierającymi wapno pokarbidowe

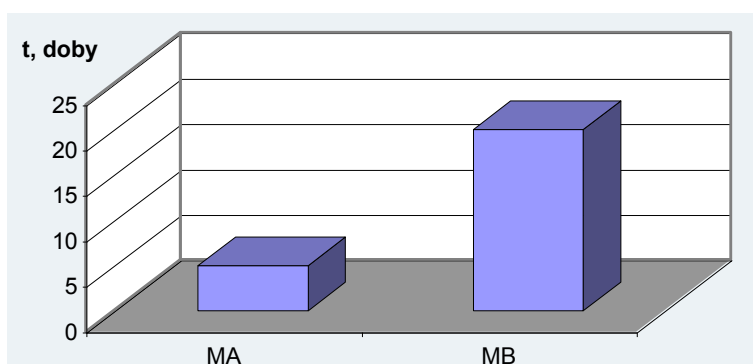
Skład mieszaniny	Rodzaj gazu	Pomiar wykonany		
		zaraz po zmieszaniu składników	po 4 godzinach	po 24 godzinach
		stężenie w powietrzu, mg/m ³		
Odpady poflotacyjne, woda dołowa, wapno pokarbidowe (z karbidu krajowego) jak 1 : 1 : 0,12	fosforowodór Amoniak	0,190 ślad	0,015 brak	Brak brak
Popioły lotne (bez odsiarczania spalin), woda dołowa, wapno pokarbidowe (z karbidu krajowego) jak 1 : 1 : 0,12	fosforowodór amoniak	0,455 brak	0,455 brak	0,114 brak
Popioły lotne (bez odsiarczania spalin), woda dołowa, wapno pokarbidowe (z karbidu zagranicznego) jak 1 : 1 : 0,12	amoniak	ślad	7	2

W przypadku zawiesin zawierających wapno uzyskane z karbidu krajowego i odpady flotacyjne emisja fosforowodoru zakończyła się po 24 godzinach, a amoniak pojawił się tylko w ilościach śladowych. Jeżeli odpady poflotacyjne zastąpiono popiołem lotnym z zakładu, w którym nie odsiarcza się spalin, emisja fosforowodoru była większa i zachodziła dłużej, a obecności amoniaku nie stwierdzono. Jeżeli składnikiem mieszaniny było wapno z karbidu pochodzenia zagranicznego stwierdzono przede wszystkim emisję amoniaku. W przypadku wszystkich innych badanych hydromieszanin emisje toksycznych gazów były małe i trwały krótko. Większość tych gazów ulatniała się podczas sporządzania hydromieszanin, szczególnie kiedy stosowano metodę dynamiczną odgazowania polegającą na maksymalnym rozwinięciu powierzchni zawiesiny i wydłużeniu czasu jej dozowania, a pewne różnice w emisjach powodowane były składem mieszanin i zależały od rodzaju wapna pokarbidowego i popiołów lotnych. W powietrzu kopalnianym nie stwierdzono w związku z tym obecności tych gazów lub tylko śladowe ich ilości. W próbkach powietrza, pobranych z otworów w tamie podsadzkowej, stwierdzono obecność acetyleny, a jego stężenie wynosiło 5,55 ppm to jest 6,44 mg/dm³.

Narażenie zawodowe w związku z emisją gazów toksycznych wystąpić może przede wszystkim w czasie wprowadzania wapna pokarbidowego do zbiornika podsadzkowego, gdyż emisja gazów toksycznych w tym czasie jest największa. Analiza zawartości gazów toksycznych w powietrzu wykazała, że stężenia te nie przekraczają dopuszczalnych wartości, zgodnie z wymaganiami ustawy chroniącej środowisko pracy (Jaroń-Kocot M., Sablik J. 2003a).

6. WŁAŚCIWOŚCI TECHNOLOGICZNE HYDROMIESZANIN PODSADZKOWYCH ZAWIERAJĄCYCH WAPNO POKARBIDOWE

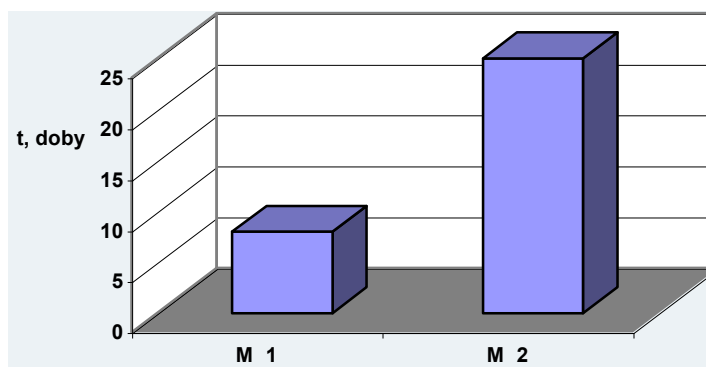
Ważną własnością wapna pokarbidowego w hydromieszaninach podsadzkowych jest ich wpływ na zdolności wiążące tych mieszanin po ich ułożeniu w wyrobiskach na dole kopalń. Określono zdolności wiążące dwu badanych rodzajów wapna pokarbidowego oraz ich wpływ na wiązanie się hydromieszanin z udziałem odpadów poflotacyjnych i popiołów lotnych. Na rysunku 4 przedstawiono właściwości wiążące obu badanych rodzajów wapna. Zdolności te różnią się zasadniczo, gdyż czas wiązania się hydromieszanin z udziałem wapna z karbidu krajowego wynosi 5 dób, a z karbidu zagranicznego 20 dób. W przypadku hydromieszanin złożonych z odpadów poflotacyjnych, które nie wykazywały zdolności do samodzielnego wiązania się, czas wiązania wynosił 6 dób (z wapnem z karbidu krajowego) oraz około 14 dób (z wapnem z karbidu zagranicznego) (Jaroń-Kocot M., Sablik J. 2003d). W przypadku wiązania się składników mieszanin istotna jest kinetyka tego procesu. Jeżeli wiązanie się zachodzi zbyt szybko może nastąpić przedwczesna utrata płynności hydromieszaniny, a następnie utrata drożności ciągu transportującego.



Rys. 4. Czas wiązania hydromieszanin t utworzonych na bazie popiołów lotnych i wapna krajowego MA i zagranicznego MB

Fig. 4. Time of bond of hydromixture t on base of mobile ashes and national lime MA and foreign MB

Wapno pokarbidowe wiąże trwale także hydromieszaniny podsadzkowe utworzone na bazie popiołów lotnych. W takim przypadku czas wiązania zależy zarówno od rodzaju wapna pokarbidowego, jak i od rodzaju popiołów lotnych. Wapno uzyskiwane z karbidu krajowego powoduje krótszy czas wiązania popiołów lotnych w hydromieszaninach (6 dób) w porównaniu z wapnem z karbidu zagranicznego (14 dób). Jeżeli w skład hydromieszaniny wchodzi popioły lotne, niezawierające produktów odsiarczania, czas wiązania się hydromieszanin jest kilkakrotnie mniejszy w porównaniu z czasem wiązania się hydromieszanin zawierających popioły lotne z produktami odsiarczania spalin (rys. 5). Najkrótsze czasy wiązania się hydromieszanin podsadzkowych (3 doby) stwierdzono w przypadku, kiedy popioły lotne pochodziły z kotłów fluidalnych.



Rys. 5. Czas wiązania hydromieszanin t utworzonych na bazie popiołów lotnych bez produktów odsiarczania (M 1) oraz popiołów lotnych z produktami odsiarczania (M 2)

Fig. 5. Time of bond of hydromixture t on base of mobile ash without sulphur products (M1) and mobile ashes with sulphur products (M2)

7. PODSUMOWANIE

Przedstawiono wyniki badań nad zastosowaniem dwu rodzajów wapna pokarbidowego jako składników hydromieszanin podsadzkowych samo zestalających. Określono różnice między właściwościami wapna uzyskanego z karbidu wyprodukowanego w kraju i z karbidu wyprodukowanego za granicą. Scharakteryzowano również właściwości pozostałych składników, z których tworzy się hydromieszaniny, to jest odpadów poflotacyjnych i popiołów lotnych oraz wody dołowej. Umożliwiło to analizę wpływu właściwości wszystkich składników hydromieszanin na skutki wynikające z wprowadzenia do nich wapna pokarbidowego. Stwierdzono, że wapno pokarbidowe, zastosowane w sposób niewłaściwy, może spowodować skażenie środowiska pracy, szczególnie z powodu emisji gazów toksycznych, takich jak fosforowodór, amoniak i acetylen. Stosując metodę statyczną (leżakowanie przez określony czas) lub dynamiczną (możliwie duże rozwinięcie powierzchni w czasie dozowania i wydłużenie czasu dozowania) wapno pokarbidowe można uwolnić od zdyspergowanych w nim gazów toksycznych. Obecność wapna pokarbidowego w hydromieszaninach może powodować skutki pożądane jak znaczące zmniejszenie zawartości w wodach dołowych skażających je jonów chromu sześciowartościowego oraz powodować trwałe zestalanie się części stałych hydromieszanin i skracanie czasu, w którym ten proces zachodzi.

Literatura

1. Informacje uzyskane u producenta acetyleny.
2. Jaroń-Kocot M. (2003): *Charakterystyka i minimalizacja skażeń powietrza i wody w procesie podziemnego lokowania drobnoziarnistych odpadów powęglowych i energetycznych*. Katowice, GIG (Praca doktorska).

3. Jaroń-Kocot M., Sablik J. (2003): *Wpływ odpadowego wapna lokowanego w zrobach na stan środowiska wodnego*. Bezpieczeństwo Pracy i Ochrona Środowiska w Górnictwie nr 11 (111).
4. Jaroń-Kocot M., Sablik J. (2003): *Minimalizacja skażeń wód dołowych związkami chromu w procesie podziemnego lokowania popiołów lotnych*. Bezpieczeństwo Pracy i Ochrona Środowiska w Górnictwie nr 10 (110).
5. Jaroń-Kocot M., Sablik J. (2003): *Wpływ gazów toksycznych emitowanych z hydromieszanin podszkawkowych z udziałem wapna pokarbidowego na środowisko pracy w kopalni*. Przegląd Górniczy nr 12.
6. Jaroń-Kocot M., Sablik J. (2003): *Wpływ odpadowego wapna pokarbidowego na właściwości technologiczne hydromieszanin lokowanych w zrobach*. Przegląd Górniczy nr 3.
7. Jaroń-Kocot M., Sablik J. (w druku): *Charakterystyka odpadowego wapna pokarbidowego w aspekcie jego gospodarczego wykorzystania*. Przemysł Chemiczny.
8. Levens R.L., Boldt C.M. (1994): *Bulk infilling of underground mines*. Mining Environmental Management Vol. 2, No. 4.
9. Pajdowski L. (1982): *Chemia ogólna*. Warszawa, PWN.
10. PN-G-11011:1998. Górnictwo. Materiały do podsadzki zestawianej i doszczelniania zrobów.
11. Rozporządzenie Rady Ministrów z dnia 29.12.2000 r. w sprawie opłat za składowanie odpadów, Dz.U. nr 120 poz. 1284.
12. Rozporządzenie Ministra Środowiska z dnia 29.11.2002 roku w sprawie warunków, jakie należy spełnić przy wprowadzaniu ścieków do wód lub do ziemi oraz w sprawie substancji szczególnie szkodliwych dla środowiska wodnego. Dz. U. nr 212, poz. 1799.

Recenzent: prof. dr hab. inż. Jan Hankus

Witalij Skoropacki, Adam Lipowczan, Bolesław Meinhardt

ORGANIZACJA AWARYJNEGO OŚWIETLENIA W KOPALNIACH METANOWYCH

Streszczenie

Stosowanie oświetlenia elektrycznego wyrobisk podziemnych i stanowisk pracy w kopalniach metanowych ograniczone jest wymaganiami bezpieczeństwa przeciwwybuchowego. Zgodnie z przepisami eksploatacyjnymi w przypadku stwierdzenia w wyrobisku podziemnym zawartości metanu powyżej 2% należy niezwłocznie wyłączyć sieć elektryczną, unieruchomić maszyny i urządzenia oraz wyczołować ludzi z zagrożonych wyrobisk. Wymaganie to dotyczy również oświetlenia roboczego na podziemnych stanowiskach pracy i dróg ewakuacyjnych. Wyłączenie zasilania powoduje wyłączenie oświetlenia, w tym także wskazującego kierunki dróg ewakuacyjnych. Ewakuacja załogi w takich sytuacjach możliwa jest jedynie przy oświetleniu dostarczonym przez osobiste lampy nahełmowe pracowników. W sytuacjach awaryjnych bierne wskaźniki dróg ewakuacyjnych, wykonane z materiałów odbłaskowych, często nie spełniają oczekiwań, gdyż wymagają oświetlenia odrębnym źródłem światła pobudzającym odbicie, przy czym emitowane przez nie światło odbite jest często zbyt słabo widoczne, zwłaszcza w wyrobisku zapyłonym lub zadymionym.

Przedstawiono koncepcję awaryjnego oświetlenia w kopalniach metanowych, przeprowadzono analizę systemu awaryjnego oświetlenia z wykorzystaniem drabinkowej i szeregowej konfiguracji pod kątem spełnienia wymagań energetycznych dyrektywy Parlamentu Europejskiego i Rady 94/9/WE (ATEX 100A). Omówiono aspekty realizacji technicznej drabinkowej i szeregowej konfiguracji takiego systemu. Ustalono, że diody LED, ze względu na swoje parametry techniczne i niezawodnościowe, znakomicie nadają się do realizacji awaryjnego oświetlenia wyrobisk podziemnych i stanowisk pracy w kopalniach metanowych.

Organisation of emergency lightening in methane mines

Abstract

Electric lightening applicable in underground mines and work positions in methane mines is limited by claims of counterexplosive safeties. It belongs to operational regulations in case of affirmation in underground over 2% methane contents immediately should exclude power lines, stop indicate machine and recapture people from threatened underground. It concerns also underground work positions and evacuation ways. Exclusion of supplying, causes exclusion of lightening, including directions of evacuation ways. Evacuation of crew is possible in such situations at lightening supplied by personal helm lamps. Indicators of evacuation ways in passive emergency conditions, from reflection materials executed, they do not grant expectations often, because they require illumination separate source incentive reflection enlightened, issued is reflected visible at that by it slightly enlightened often far too, especially in ashed underground or fill with smoke.

Presented concept of emergency lightening in methane mines, lead analysis of system of emergency lightening with utilisation of ladder and chain configuration under account of implementation of energy claim of directive of the European Parliament and Council 94/9/WE (ATEX 100A). It discuss aspects of technical realisation of such ladder and chain configuration system. It establish, that LED diodes, from respect on technical parameters and reliability, they be suitable superbly for realisation of emergency lightening in underground and work positions in methane mines.

WPROWADZENIE

Jednym z istotnych czynników wpływających na bezpieczeństwo pracy w kopalniach jest prawidłowe oświetlenie otoczenia i stanowisk pracy. Wymagania dotyczące oświetlenia zostały określone w normach i przepisach eksploatacyjnych (Rozporządzenie Ministra Gospodarki 2002; Rozporządzenie Ministra Gospodarki, Pracy i Polityki Społecznej 2003).

Stosowanie oświetlenia elektrycznego jest ograniczane z uwagi na bezpieczeństwo przeciwwybuchowe. Zgodnie z (Rozporządzenie Ministra Gospodarki 2002), w razie stwierdzenia w wyrobisku podziemnym zawartości metanu powyżej 2% należy niezwłocznie wyłączyć sieć elektryczną, unieruchomić maszyny i urządzenia oraz wycofać ludzi z zagrożonych wyrobisk. Wymaganie to dotyczy również oświetlenia roboczego podziemnych stanowisk pracy i dróg ewakuacyjnych. Wyłączenie zasilania powoduje wyłączenie oświetlenia, w tym także wskazującego kierunki dróg ewakuacyjnych. Ewakuacja załogi w takich sytuacjach możliwa jest jedynie przy oświetleniu dostarczonym przez osobiste lampy nahełmowe pracowników. Należy podkreślić, że w sytuacjach awaryjnych także bierne wskaźniki dróg ewakuacyjnych, wykonane z materiałów odbłaskowych, nie spełniają oczekiwań, gdyż wymagają oświetlenia odrębnym źródłem światła pobudzającym odbicie, przy czym emitowane przez nie światło odbite jest często zbyt słabo widoczne, zwłaszcza w wyrobisku zapyłonym lub zadymionym.

W obowiązujących normach dotyczących oświetlenia w zakładach górniczych nie zostały określone parametry oświetlenia awaryjnego, mimo że stosowanie takiego oświetlenia podlega wymaganiom dyrektywy Parlamentu Europejskiego i Rady 94/9/WE (ATEX 100A) i zharmonizowanych z nią norm (Dyrektywa Parlamentu Europejskiego 1994; PN-EN-50014; PN-EN-50020; PN-EN 50039).

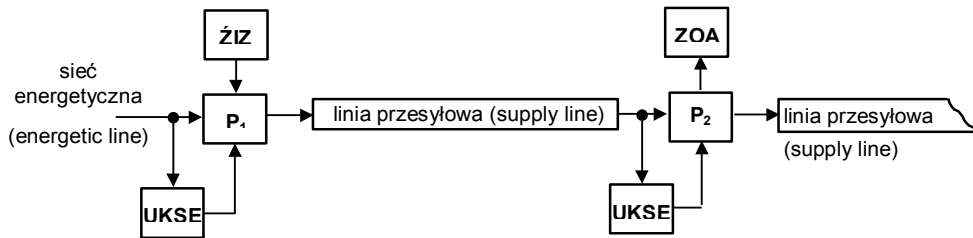
Opracowaną koncepcję awaryjnego oświetlenia w kopalniach metanowych przeanalizowano pod kątem spełniania energetycznych wymagań dyrektywy *ATEX*. Realizacja tej koncepcji stanowi jeden ze sposobów poprawy bezpieczeństwa i komfortu pracy w zakładach górniczych, i zarazem minimalizacji skutków zagrożeń naturalnych i technicznych.

1. KONCEPCJA AWARYJNEGO OŚWIETLENIA W KOPALNIACH METANOWYCH

Stanowiska pracy w przestrzeniach zagrożonych wybuchem, zwłaszcza w kopalniach metanowych, są oświetlane z wykorzystaniem prądu przemiennego o częstotliwości przemysłowej, o niskim napięciu (zwykle 230 V AC) z wykorzystaniem kabli metalowych. Transformacja napięcia do wartości używanej do zasilania sprzętu oświetleniowego jest dokonywana za pomocą ognioszczelnych zespołów transformatorowych.

Systemowa realizacja awaryjnego oświetlenia środowiska pracy w przestrzeniach zagrożonych wybuchem wymaga ciągłej kontroli wartości napięcia na wejściu każdego obwodu zasilania oświetlenia. W przypadku zaniku (wyłączenia) zasilania,

następuje automatyczna separacja tego obwodu od sieci energetycznej i podłączenie go do źródła zasilania iskrobezpiecznego. W najnowszych rozwiązaniach jest również kontrolowana wartość napięcia roboczego oświetlenia i w przypadku zaniku (wyłączenia) tego zasilania dokonuje się separacji źródeł roboczego oświetlenia i podłączenia obwodu przesyłania energii oświetlenia do awaryjnych emiterów światła widzialnego, takich jak matryce oświetleniowe składające się z półprzewodnikowych, laserowych emiterów światła widzialnego lub świecących kabli optycznych posiadających wykonanie iskrobezpieczne. Schemat systemu awaryjnego oświetlenia, ilustrujący opisaną koncepcję, przedstawiono na rysunku 1.



Rys. 1. Schemat blokowy systemu awaryjnego oświetlenia UKSE – układ kontroli sieci energetycznej, P – przełącznik, ŻIZ – źródło iskrobezpiecznego zasilania, ZOA – zespół oświetleniowy awaryjny

Fig. 1. Block scheme of emergency lightening system UKSE – arrangement of energetic network control, P – switch, ŻIZ – source of secure spark power, ZOA – group of emergency lightening

Napięcie robocze oświetlenia na wejściu i wyjściu odcinka linii przesyłowej jest kontrolowane za pomocą układów kontroli napięcia sieci energetycznej (UKSE). Podczas działania oświetlenia roboczego, kiedy na pierwszym wejściu przełącznika (P_1) jest określona wartość napięcia oświetlenia roboczego, źródło iskrobezpiecznego zasilania (ŻIZ) jest odseparowane od linii przesyłowej. Wyjście linii przesyłowej jest dołączone do pierwszego wejścia drugiego przełącznika (P_2), a z jego drugiego wyjścia jest podawana energia oświetlenia roboczego. W przypadku zaniku napięcia roboczego oświetlenia na wyjściu sterującym pierwszego UKSE powstaje sygnał sterujący, wskutek którego przełącznik P_1 powoduje podłączenie linii przesyłowej do źródła ŻIZ. Drugi UKSE, podłączony na wyjściu linii przesyłowej również wygeneruje sygnał sterujący, wskutek tego drugi przełącznik P_2 spowoduje podłączenie zespołu oświetlenia awaryjnego (ZOA) do linii przesyłowej. Energia awaryjnego oświetlenia będzie dostarczana w sposób iskrobezpieczny od ŻIZ przez przełącznik P_1 , linią przesyłową do przełącznika P_2 i dalej do zespołu oświetleniowego ZOA oraz do następnego odcinka linii przesyłowej. W przypadku pojawienia się napięcia oświetlenia roboczego system awaryjnego oświetlenia przejdzie w stan czuwania.

2. TECHNICZNE ASPEKTY REALIZACJI AWARYJNEGO OŚWIETLENIA W KOPALNIACH METANOWYCH

Techniczna realizacja oświetlenia awaryjnego w kopalniach metanowych wymaga zapewnienia autonomiczności i przeciwwybuchowości o poziomie iskrobezpieczeństwa kategorii „i_a” systemu oświetlenia awaryjnego.

Spełnienie wymagania autonomii zasilania powinno być oparte na przesłankach racjonalnych. Oświetlenie awaryjne powinno być w miarę tanie, niezawodne i łatwe w eksploatacji. Jak wspomniano wyżej zapewnienie przeciwwybuchowości w wykonaniu iskrobezpiecznym związane jest ze spełnieniem wymagań dyrektywy ATEX i zharmonizowanych z nią norm (Dyrektywa Parlamentu Europejskiego 1994; PN-EN-50014; PN-EN-50020; PN-EN-50039).

Zasilanie emiterów światła widzialnego, zgodnie z koncepcją wykorzystania zdalnego zasilania, jest realizowane za pomocą linii przesyłowych oświetlenia roboczego. W tym przypadku zapewnienie iskrobezpieczeństwa obwodu zasilania polega na uwzględnieniu następujących czynników (Skoropacki W. 1999):

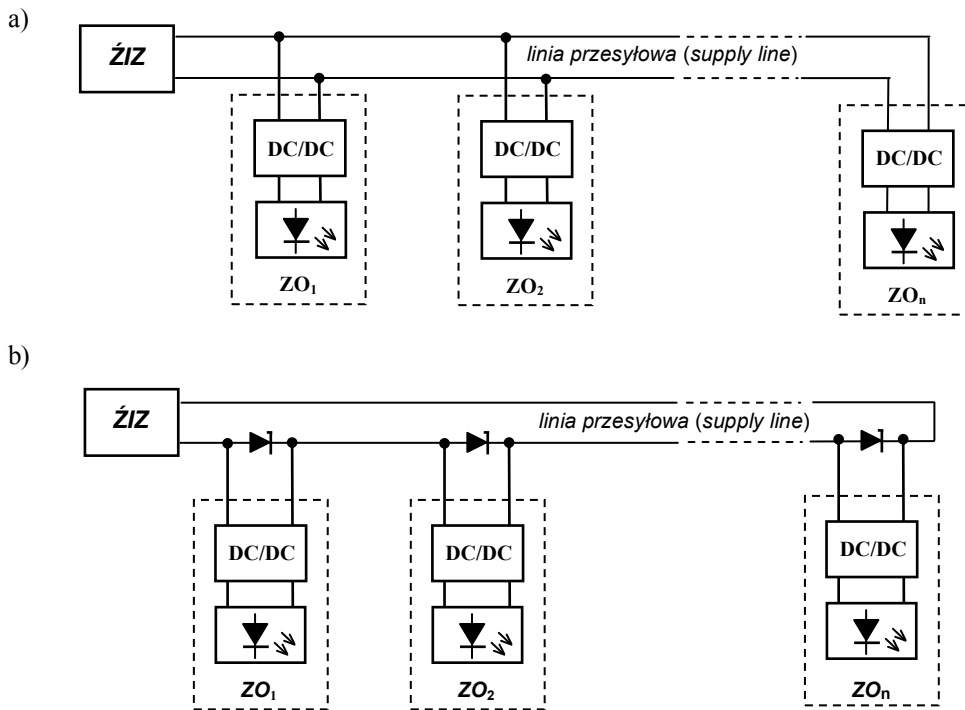
- liczby i parametrów elementów obwodu elektrycznego magazynujących energię elektryczną lub magnetyczną,
- wartości energii elektrycznej lub magnetycznej zgromadzonej w poszczególnych elementach, w stanie ustalonym pracy obwodu elektrycznego,
- parametrów zewnętrznego źródła zasilania,
- topologii obwodu elektrycznego,
- warunków transformacji energii elektrycznej lub magnetycznej, zgromadzonej w poszczególnych elementach obwodu elektrycznego, w energię cieplną w punkcie komutacji awaryjnej.

Zasilanie zespołów oświetleniowych w jednej sekcji awaryjnego oświetlenia prądem stałym może być zrealizowane za pomocą następujących sposobów:

- przy równoległym podłączeniu zespołów oświetleniowych do linii przesyłowej,
- w tzw. układzie drabinkowym (rys. 2a),
- przy szeregowym połączeniu zespołów w obwód zasilania (rys. 2b).

Jako medium do przesyłania energii zasilania roboczego oświetlenia najczęściej są stosowane przewody (tory) metalowe górniczego kabla sygnalizacyjnego w izolacji i powłoce polwinitowej z ekranami indywidualnymi na żyłach roboczych typu YnKGSY lub YnOGYekm (prod. Tele-Fonika) lub YnHOBY (prod. DRUT-PLAST). Przekrój znamionowy żył stosowanych do oświetlenia roboczego z reguły wynosi 2,5 mm², rzadziej 4,0 mm².

Dla wymienionych kabli uśrednione wartości parametrów jednostkowych (rezystancja R_j , pojemność C_j i indukcyjność L_j) torów przesyłowych utworzonych z dwóch przyległych żył roboczych o przekroju 2 mm² i 4,0 mm² odpowiednio wynoszą: $R_j = 16,8 \text{ } \Omega/\text{km}$, $C_j = 81 \text{ nF/km}$, $L_j = 0,4 \text{ mH/km}$ i $R_j = 10,0 \text{ } \Omega/\text{km}$, $C_j = 92 \text{ nF/km}$, $L_j = 0,38 \text{ mH/km}$.



Rys. 2. Schemat blokowy sekcji awaryjnego oświetlenia: *a* – z równoległym podłączeniem zespołów oświetleniowych, *b* – z szeregowym połączeniem zespołów oświetleniowych, ŻIZ – źródło iskrobezpiecznego zasilania, ZO – zespół oświetleniowy

Fig. 2. Block scheme of emergency lighting section: *a* – with parallel connection lighting units, *b* – with chain connection lighting units, ŻIZ – source of secure spark power, ZO – lighting unit

Warunki iskrobezpiecznego zasilania jednej sekcji oświetlenia awaryjnego zbudowanej z zespołów oświetleniowych składających się z diod LED, można określić w podany poniżej sposób:

Moc pobierana przez zespół oświetlenia awaryjnego zależy od liczby stosowanych emiterów światła widzialnego, diod LED, od ich światłości i typu (barwy świecenia). Dla standardowych diod LED przyjmuje się następujące napięcia:

czerwona dioda LED	żółta dioda LED	zielona dioda LED	niebieska dioda LED	biała dioda LED
1,2V (1,2–2,1)	2,8V (2,0–2,8)	3,0V (2,1–3,0)	3,5V (3,5–5,0)	3,6V (3,5–4,0)

Jedna sekcja oświetlenia awaryjnego długości l , zawiera n zespołów oświetleniowych. W celu uproszczenia można założyć, że parametry jednostkowe odcinków toru metalowego są równe, tzn. $R_{T_1} = R_{T_2} = \dots = R_{T_n} = \zeta_j l / n$, $C_{j_1} = \tau_{j_2} = \dots = \tau_{j_n} = \tau_j$, $L_{j_1} = \tau_{j_2} = \dots = \tau_{j_n} = \tau_j$, a admitancja wejściowa każdego zespołu oświetleniowego $Y_{oz_1} = \tau_{oz_2} = \dots = \tau_{oz_i} = \tau_{oz}$ ($Y_{oz} = 1/R_{oz}$).

Należy podkreślić, że maksymalna dopuszczalna wartość napięcia prądu stałego na wejściu toru macierzystego lub pochodnego, który jest wykorzystywany do przesyłania energii elektrycznej na odległość, jest ograniczona ze względów porażeniowych do wartości: $U_{we} = U_{dop} = 10 \text{ V DC}$ (Skoropacki W. 1999); Skoropacki W. 2003). Przy zapewnieniu iskrobezpieczeństwa obwodu zdalnego zasilania przez ograniczenie prądu i napięcia, wartość natężenia prądu w linii przesyłowej nie może przekroczyć minimalnej wartości zapalającej. W tablicy 1 przedstawiono minimalne wartości natężenia prądu zapalającego, w obwodzie rezystancyjnym (grupa I) dla współczynnika bezpieczeństwa $k = 1,5$, w zależności od napięcia zasilającego (PN-EN-50020).

Tablica 1. Zależność minimalnego prądu zapalającego od napięcia w obwodzie rezystancyjnym

$U_{we}, \text{ V}$	10	20	30	40	50	60	70	80	90	100
$I_{zap}, \text{ A}$	3,5	1,6	0,5	0,26	0,18	0,12	0,103	0,087	0,066	0,058

Zgodnie z metodą *Cauera* (Bolkowski S. 1998) rezystancję wejściową R_{we} sekcji awaryjnego oświetlenia można wyrazić za pomocą wzoru

$$R_{we} = R_{T_1} + \frac{1}{Y_{oz_1} + \frac{1}{R_{T_2} + \frac{1}{Y_{oz_2} + \dots + \frac{1}{R_{T_n} + \frac{1}{Y_{oz_n}}}}} \quad (1)$$

W stanie ustalonym prąd I_T na wejściu sekcji oświetlenia awaryjnego jest równy $I_T = U_{we}/R_{we}$, gdzie U_{we} – jest wartością napięcia na wejściu sekcji oświetlenia awaryjnego.

W tablicach 2–5 przedstawiono wartości natężenia prądu I_T na wejściu jednej sekcji oświetlenia awaryjnego o różnej długości l , który może być wymuszony dla różnych wartości napięć na wejściu U_{we} i różnych wartości mocy elektrycznej P_{od} pobieranej przez poszczególne zespoły oświetleniowe, przy drabinkowej konfiguracji systemu oświetlenia awaryjnego. Obliczenia przeprowadzono z uwzględnieniem sprawności przetwornic DC/DC $\eta = 0,86$ (wartości podane w polach zaznaczonych niebieskim kolorem odpowiadają wartościom iskrobezpiecznym dla obwodów rezystancyjnych z liniowymi układami ochronnymi). Niewypełnione pola w tych tablicach świadczą o ograniczeniach technicznych podczas realizacji oświetlenia awaryjnego, ponieważ w tych przypadkach przy napięciu na wejściu toru przesyłowego $U_{we} < 20 \text{ V DC}$, większość energii zasilania jest tracona na rezystancji samego toru.

Tablica 2. Natężenie prądu I_T na wejściu linii przesyłowej dla różnych wartości napięć wejściowych U_{we} , długości l i różnej liczby zespołów oświetleniowych n ($R_l = 16,8 \Omega/\text{km}$, $P_{od} = 0,5 \text{ W}$) przy konfiguracji drabinkowej

U_{we}				10 V DC				20 V DC				30 V DC				40 V DC				50 V DC				60 V DC			
				n				n				n				n				n							
				5	10	15	5	10	15	5	10	15	5	10	15	5	10	15	5	10	15						
I_r, A	l, km	0,1	0,30	0,61	—	0,15	0,30	0,45	0,10	0,20	0,30	0,07	0,15	0,21	0,06	0,13	0,18	0,05	0,11	0,16							
		0,2	0,31	—	—	0,15	0,30	0,46	0,10	0,20	0,30	0,07	0,15	0,21	0,06	0,13	0,19	0,05	0,11	0,16							
		0,3	0,33	—	—	0,15	0,31	0,46	0,10	0,20	0,32	0,07	0,16	0,21	0,06	0,13	0,19	0,05	0,11	0,16							
		0,4	0,35	—	—	0,15	0,31	0,46	0,10	0,21	0,34	0,07	0,16	0,22	0,06	0,13	0,19	0,05	0,11	0,16							
		0,5	0,35	—	—	0,15	0,32	0,47	0,10	0,31	0,34	0,07	0,16	0,22	0,07	0,14	0,20	0,06	0,12	0,17							

Tablica 3. Natężenie prądu I_T na wejściu linii przesyłowej dla różnych wartości napięć wejściowych U_{we} , długości l i różnej liczby zespołów oświetleniowych n ($R_l = 16,8 \Omega/\text{km}$, $P_{od} = 1,0 \text{ W}$) przy konfiguracji drabinkowej

U_{we}			10 V DC				20 V DC				30 V DC				40 V DC				50 V DC				60 V DC			
			n				n				n				n				n				n			
			5	10	15	5	10	15	5	10	15	5	10	15	5	10	15	5	10	15	5	10	15			
I_T, A	l, km	0,1	0,63	—	—	0,31	0,62	1,12	0,20	0,37	0,56	0,14	0,28	0,42	0,12	0,23	0,34	0,09	0,19	0,28						
		0,2	0,72	—	—	0,32	0,64	1,16	0,20	0,40	0,64	0,14	0,30	0,48	0,12	0,24	0,38	0,09	0,20	0,32						
		0,3	0,79	—	—	0,32	0,65	—	0,21	0,45	0,67	0,15	0,61	0,52	0,12	0,27	0,41	0,09	0,22	0,34						
		0,4	0,90	—	—	0,33	0,68	—	0,21	0,48	0,73	0,25	0,36	0,54	0,12	0,28	0,44	0,10	0,24	0,36						
		0,5	—	—	—	0,33	0,73	—	0,21	0,54	0,54	0,15	0,38	0,59	0,12	0,30	0,47	0,10	0,24	0,40						

Tabela 4. Natężenie prądu I_T na wejściu linii przesyłowej dla różnych wartości napięć wejściowych U_{we} , długości l i różnej liczby zespołów oświetleniowych n ($R_l = 16,8 \Omega/\text{km}$, $P_{od} = 1,5 \text{ W}$) przy konfiguracji drabinkowej

U_{we}			10 V DC			20 V DC			30 V DC			40 V DC			50 V DC			60 V DC		
			n			n			n			n			n			n		
			5	10	15	5	10	15	5	10	15	5	10	15	5	10	15	5	10	15
I_T, A	l, km	0,1	0,95	—	—	0,45	0,91	1,34	0,29	0,58	0,89	0,22	0,45	0,67	0,18	0,35	0,54	0,15	0,29	0,45
		0,2	1,10	—	—	0,46	0,94	—	0,29	0,58	1,02	0,22	0,48	0,76	0,18	0,38	0,61	0,15	0,32	0,51
		0,3	—	—	—	0,47	1,02	—	0,30	0,62	1,06	0,22	0,51	0,80	0,18	0,42	0,64	0,15	0,35	0,54
		0,4	—	—	—	0,48	1,06	—	0,31	0,72	1,15	0,22	0,57	0,86	0,18	0,45	0,70	0,15	0,38	0,58
		0,5	—	—	—	0,49	1,08	—	0,31	0,78	1,25	0,23	0,61	0,91	0,18	0,48	0,74	0,15	0,40	0,61

Tabela 5. Natężenie prądu I_T na wejściu linii przesyłowej dla różnych wartości napięć wejściowych U_{we} , długości l i różnej liczby zespołów oświetleniowych n ($R_l = 16,8 \Omega/\text{km}$, $P_{od} = 2,0 \text{ W}$) przy konfiguracji drabinkowej

U_{we}			10 V DC			20 V DC			30 V DC			40 V DC			50 V DC			60 V DC		
			n			n			n			n			n			n		
			5	10	15	5	10	15	5	10	15	5	10	15	5	10	15	5	10	15
I_r, A	l, km	0,1	1,34	—	—	0,60	1,16	—	0,39	0,77	1,2	0,29	0,60	0,90	0,24	0,47	0,73	0,19	0,38	0,60
		0,2	—	—	—	0,62	1,29	—	0,40	0,86	1,37	0,30	0,64	1,03	0,24	0,51	0,82	0,20	0,43	0,68
		0,3	—	—	—	0,66	—	—	0,41	0,90	1,42	0,30	0,69	1,07	0,24	0,56	0,86	0,20	0,47	0,73
		0,4	—	—	—	0,67	—	—	0,43	1,06	—	0,30	0,77	1,16	0,24	0,60	0,94	0,20	0,51	0,77
		0,5	—	—	—	0,69	—	—	0,44	1,12	—	0,30	0,81	1,24	0,24	0,64	0,98	0,20	0,55	0,81

W przypadku szeregowego włączenia n zespołów oświetleniowych w obwód awaryjnego oświetlenia (rys. 2b), jednakowych odbiornikach energii elektrycznej oraz przy ich równomiernym rozmieszczeniu $U_{z_1} = I_{z_2} = \dots = I_{z_n} = I_z$, równanie napięcie w sekcji awaryjnego oświetlenia można zapisać w sposób następujący

$$U_{WE} = i(U_{T_i} + I_z) \quad (2)$$

gdzie:

U_{T_i} – spadek napięcia na i -tym odcinku linii przesyłowej,

U_z – napięcie stabilizacji diody Zenera.

Moc elektryczna pobierana przez i -ty zespół oświetleniowy jest równa $P_{od} = I_z^2 / R_{od}$, przy pobieranym prądzie $I_{zo} = I_{od} / U_z$.

W tabelicy 6 przedstawiono wartości prądu I_T na wejściu jednej sekcji awaryjnego oświetlenia o różnej długości l , który może być wymuszony dla różnych wartości U_z oraz różnych wartościach mocy elektrycznej P_{od} , pobieranej przez poszczególne zespoły oświetleniowe, przy ich szeregowym włączeniu w obwód awaryjnego zasilania. Obliczenia przeprowadzono z uwzględnieniem sprawności przetwornic DC/DC $\eta = 0,86$ (wartości zaznaczone niebieskim kolorem odpowiadają wartościom iskrobezpiecznym dla obwodów rezystancyjnych z liniowymi układami ochronnymi).

Tabela 6. Natężenie prądu I_T na wejściu linii przesyłowej ($R_j = 16,8 \Omega/\text{km}$) dla różnych wartości napięć wejściowych U_{we} , długości l , różnej liczby n i mocy P_{od} zespołów oświetleniowych, przy ich szeregowym połączeniu w obwód awaryjnego zasilania

			$P_{od} = 0,5 \text{ W}$			$P_{od} = 1,0 \text{ W}$			$P_{od} = 1,5 \text{ W}$			$P_{od} = 2,0 \text{ W}$		
			n			n								
			5	10	15	5	10	15	5	10	15	5	10	15
$U_z, \text{ V}$			11,0	5,1	3,6	11,0	5,1	3,6	11,0	5,1	3,6	11,0	5,1	3,6
$I_T, \text{ A}$	$l, \text{ km}$	0,1	0,05	0,11	0,14	0,11	0,22	0,28	0,16	0,33	0,42	0,20	0,44	0,56
		0,2	0,06	0,12	0,16	0,12	0,23	0,32	0,17	0,36	0,48	0,21	0,46	0,64
		0,3	0,07	0,13	0,16	0,13	0,26	0,33	0,18	0,39	0,48	0,22	0,52	0,66
		0,4	0,08	0,14	0,17	0,14	0,28	0,34	0,20	0,42	0,51	0,24	0,56	0,68
		0,5	0,09	0,15	0,17	0,15	0,30	0,34	0,26	0,45	0,52	0,26	0,60	0,68

Ze względu na krótkie odcinki sekcji awaryjnego oświetlenia oraz wartości rezystancji jednostkowych R_j należy oczekiwać, przy organizacji awaryjnego oświetlenia z wykorzystaniem górniczego kabla sygnalizacyjnego o przekroju żył $4,0 \text{ mm}^2$, zbliżonych wartości natężenia prądu I_T .

Długość pojedynczej sekcji awaryjnego oświetlenia z reguły jest mniejsza niż 500 m. W takim przypadku wartość napięcia zasilania jednej sekcji awaryjnego oświetlenia należy wybrać w zakresie 20–30 V DC, w odróżnieniu od organizacji

zdalnego zasilania na odległość powyżej kilku kilometrów z wykorzystaniem kabla telekomunikacyjnego, gdzie korzystna jest praca przy maksymalnej dopuszczalnej wartości napięcia na wejściu linii przesyłowej, ograniczona ze względów porażeniowych (Skoropacki W. 2003).

Iskrobezpieczeństwo jednej sekcji oświetlenia awaryjnego można, wyjątkowo, w ograniczonej liczbie przypadków, zapewnić za pomocą liniowych układów zabezpieczających, tzn. przez jej podłączenie do źródła zasilania za pośrednictwem rezystora. W przypadku stosowania zespołów oświetleniowych o zwiększonej wartości pobieranej mocy, zapewnienie iskrobezpieczeństwa każdej sekcji oświetlenia awaryjnego należy zapewnić przez zastosowanie układów zabezpieczenia z nieliniową charakterystyką wyjściową.

Przykładowo, dla pojedynczego, typowego zespołu oświetlenia awaryjnego zawierającego 12 diod LED pobierane natężenie prądu, przez pojedynczą diodę wynosi około 35 mA, uwzględniając straty energii elektrycznej na rezystorach ograniczających i sprawność przetwornicy DC/DC $\eta = 0,86$, moc energii elektrycznej zużywanej przez jeden zespół oświetlenia awaryjnego wyniesie około 1,5 W.

Wyniki obliczeń, zestawione w tablicy 6, pozwalają również na stwierdzenie, że przy budowaniu układów zasilania zespołów oświetleniowych w konfiguracji szeregowej należy dążyć do zmniejszenia wartości napięcia wejściowego przez stosowanie diod stabilizujących o mniejszej wartości napięcia Zenera.

Ze względu na stosunkowo małą długość pojedynczej sekcji oświetlenia awaryjnego ($l \leq 0,5$ km) energia elektryczna, która może być zmagazynowana w linii przesyłowej, jest maksymalna przy $U_{we} = 60$ V DC i jest równa $W_E = I_{we}^2 C_j l / 2 = 0,7$ μ J.

Z kolei w stanie ustalonym energia pola magnetycznego toru W_M osiąga wartość maksymalną przy natężeniu prądu $I_T = 1,34$ A (tabl. 4) i jest równa $W_M = L_j I_T^2 l / 2 = 0,18$ mJ.

Z tego wynika, że pojemność i indukcyjność jednostkowa dwuprzewodowej linii górniczego kabla sygnalizacyjnego o przekroju żył 2,5 mm² nie jest decydującym czynnikiem dla iskrobezpieczeństwa obwodów elektrycznych grupy I, ponieważ energia elektromagnetyczna zgromadzona w odcinku linii przesyłowej długości 500 metrów jest mniejsza od minimalnej wartości zapłonu mieszaniny metanu z powietrzem (PN-EN-50020).

Przy konstrukcji zasilania iskrobezpiecznego zespołów oświetleniowych z wykorzystaniem obwodu elektrycznego o parametrach rozłożonych (linii przesyłowej), wymagane jest zgodnie z (PN-EN-50020), aby maksymalny stosunek indukcyjności obciążenia L_o do rezystancji obciążenia R_o jakie mogą być przyłączone do źródła zasilania z liniową charakterystyką wyjściową, tzn. z rezystorem ograniczającym, nie przekraczał

$$\zeta = \frac{L_o}{R_o} \leq \frac{8eR_w + \sqrt{64 \cdot e^2 R_w^2 - 2 \cdot U_\infty^2 L_w}}{4,5 \cdot U_\infty^2} \mu\text{H}/\Omega \quad (3)$$

gdzie:

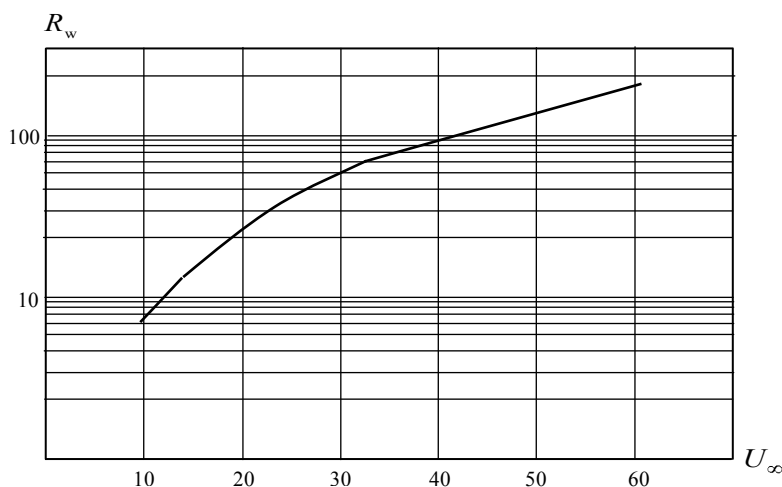
- e – minimalna energia zapłonu dla konkretnej grupy urządzeń (grupa I – 525 μJ),
- U_∞ – napięcie wyjściowe nieobciążonego źródła zasilania,
- R_w – rezystancja wewnętrzna źródła zasilania,
- L_w – indukcyjność wewnętrzna źródła zasilania odniesiona do zacisków wyjściowych.

Dla kabla sygnalizacyjnego stosowanego do oświetlenia roboczego o przekroju żył roboczych 2,5 mm² i 4 mm² oraz długości $l = 500$ m stosunek ζ odpowiednio wynosi $\zeta = 47,6 \mu\text{H}/\Omega$ i $\zeta = 70 \mu\text{H}/\Omega$.

Zapewnienie iskrobezpieczeństwa można osiągnąć za pomocą rezystora ograniczającego, tzn. z wykorzystaniem źródła zasilania o dużej rezystancji wewnętrznej do której można zaliczyć rezystor ograniczający. Zależność $R_w(U_\infty)$ ze wzoru (3) określa się jako

$$R_w = \frac{32eL_w + 9\zeta^2 U_\infty^2}{16e\zeta} \quad (4)$$

Wykresy zależności $R_w(U_\infty)$ dla urządzeń grupy I przy przesyłaniu energii zasilania na odległość $l = 500$ m do zespołów oświetleniowych ulokowanych w strefie zagrożonej wybuchem za pomocą kabla sygnalizacyjnego (przekrój roboczych żył 2,5 mm², $R_j = 16,8 \Omega/\text{km}$, $L_j = 400 \mu\text{H}/\text{km}$) przedstawiono na rysunku 3.



Rys. 3. Dopuszczalne minimalne wartości rezystancji wewnętrznej źródeł zasilania przy organizacji zdalnego zasilania czujników z wykorzystaniem toru metalowego górniczego kabla sygnalizacyjnego

Fig. 3. Admissible minimal values of internal resistance source power at organisation of remote powering sensor with utilisation of metal mining gauge of signalling cable

Obliczenia wykonano z uwzględnieniem indukcyjności wewnętrznej źródła zasilania $L_w = 20 \mu\text{H}$ (na przykład, przy stosowaniu filtru ograniczającego emisję w zakresie wysokich częstotliwości). Z rysunku 3 wynika, że w celu zapewnienia iskrobezpieczeństwa jednej sekcji oświetlenia awaryjnego o poziomie „i_a”, przy napięciu wejściowym w zakresie 20–30 V DC należy na wyjściu źródła zasilania stosować rezystor ograniczający o wartości ponad 20 Ω . Wynika stąd, że przy szeregowym włączeniu zespołów oświetleniowych w obwód zasilania można stosunkowo łatwo zapewnić jego iskrobezpieczeństwo przez zastosowanie źródła prądowego. Dodatkowym efektem jest zapewnienie stabilności prądu w sekcji zasilania awaryjnego oraz możliwość stosowania typowych zespołów oświetleniowych.

3. PÓLPRZEWODNIKOWE EMITERY PROMIENIOWANIA WIDZIALNEGO DLA OŚWIETLENIA AWARYJNEGO

Diody LED mogą być zasilane ze źródła napięcia stałego lub przemiennego. Napięcie zasilania jednej diody nie przekracza wartości 3,5 V, dzięki temu są one znakomitymi emiterami światła widzialnego, doskonale nadającymi się do budowy awaryjnego oświetlenia w kopalniach metanowych.

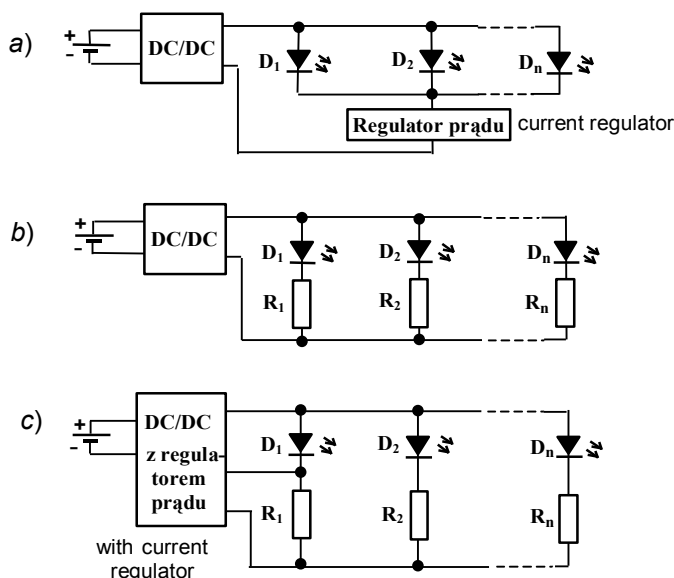
Producenci półprzewodnikowych źródeł światła, do których również są zaliczane diody LED deklarują, że okres ich pracy wynosi do 100 tysięcy godzin lub 11 lat ciągłej pracy. Są to elementy kilkakrotnie przewyższające żywotność typowego układu oświetlenia roboczego. Mała emisja ciepła oraz bardzo duża odporność na wstrząsy i warunki klimatyczne, zapewniają dużą niezawodność układów oświetlenia i sygnalizacji. Tak duża trwałość powoduje, że przy projektowaniu matrycy oświetleniowej lub sygnalizacyjnej nie musi być uwzględniana możliwość wymiany emiterów światła, co zapewnia możliwość wytworzenia całego modułu oświetlenia w wykonaniu przeciwybuchowym kategorii „i_a”. Naturalne kolory diod: biały, czerwony, żółty oraz niebieski, a także brak promieniowania UV powodują, że źródła światła widzialnego nie wymagają filtrów barwnych wprowadzających straty strumienia świetlnego. Również światłość diod LED jest wystarczająca, aby je stosować do oświetlenia awaryjnego i sygnalizacji.

Sprawność przetwarzania energii elektrycznej w energię świetlną przez diody LED o rząd przewyższa sprawność żarówek, lamp wyładowczych i kilkakrotnie przewyższa sprawność innych źródeł światła widzialnego, na przykład lamp sodowych, rtęciowych i innych.

W związku ze stałym rozwojem technologii produkcji diod LED i ich coraz niższą ceną można przypuszczać, że w przyszłości oświetlenie robocze podziemnych wyrobisk i stanowisk pracy w kopalniach węgla kamiennego i w innych zakładach górniczych wykonywane będzie z zastosowaniem takich źródeł światła. Stosowanie takiej technologii pozwoli na realizację techniczną zespołu oświetleniowego o zwartej, w pełni zahermetyzowanej i niezawodnej konstrukcji, spowoduje to znacznie mniejsze zużycie energii elektrycznej i obniżenie kosztów eksploatacji, jak również ułatwi sprostanie wymaganiom ekologicznym, w tym wymaganiom dyrektyw Unii Europejskiej 94/9WE (ATEX 100A), 2002/95/EC (RoHS) i 2002/96/EC (WEEE).

Do niedogodności związanych z zastosowaniem diod LED do celów oświetlenia awaryjnego i sygnalizacji należy zaliczyć ich jeszcze stosunkowo wysoką cenę oraz złożoność układów zasilania i sterowania matrycą oświetleniową.

Grupę z diod typu LED można zasilать równolegle lub szeregowo. Schematy funkcjonalne trzech podstawowych układów równoległego zasilania diod LED są przedstawione na rysunku 4.

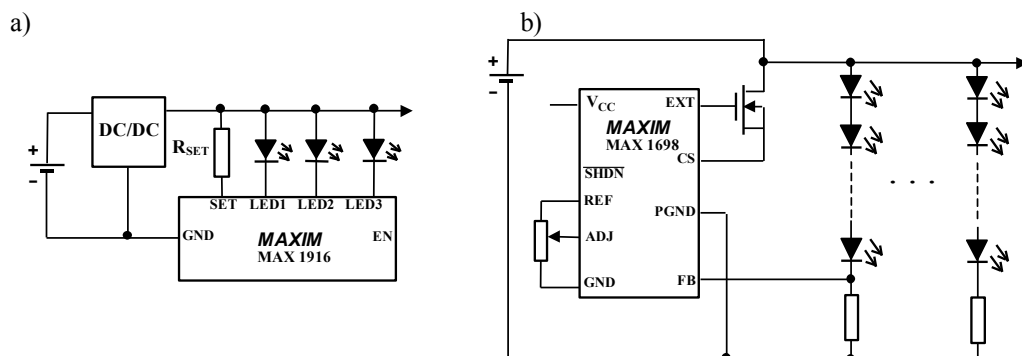


Rys. 4. Schematy funkcjonalne równoległego zasilania diod LED: a – prąd przez każdą z diod regulowany niezależnie, b – natężenie prądów ustalane za pomocą rezystorów wyrównawczych, c – natężenie prądu regulowane z wykorzystaniem spadków napięcia na jednym z rezystorów wyrównawczych

Fig. 4. Schemes of functional parallel powering of LED diodes: a – current by all of diodes adjusted independently, b – intensify current established by assistance of levelling resistors, c – intensify current adjusted with utilisation of decrease of tension on one of levelling resistors

W rozwiązaniu układowym, przedstawionym na rysunku 4a, prąd przez każdą z diod LED jest regulowany niezależnie. W układzie zasilania, przedstawionym na schemacie funkcjonalnym (rysunku 4b) natężenia prądów są ustalane za pomocą rezystorów wyrównawczych. Z kolei, w układzie przedstawionym na rysunku 4c natężenie prądu płynącego przez poszczególne diody LED jest regulowane z wykorzystaniem spadku napięcia na jednym z rezystorów wyrównawczych. Zasilanie jak na rysunku 4 – najczęściej stosowane – jest oparte na wykorzystaniu specjalnie wykonanych układów scalonych. Dla przykładu, na rysunku 5a przedstawiono układ zasilania trzech diod z wykorzystaniem układu scalonego typu MAX1916, przy czym różnica natężeń prądów pobieranych przez poszczególne diody nie przekracza 0,3%. Na rysunku 5b natomiast przedstawiono układ zasilania kilkunastu diod z wykorzystaniem układu scalonego o większej wydajności prądowej, typu MAX 1698.

Podstawową zaletą połączenia diod LED w układzie szeregowym jest to, że przez wszystkie diody płynie wspólny prąd i osiąga się jednakową jasność świecenia oraz większą sprawność zespołu oświetleniowego. Wadą takiego zasilania jest stosunkowo wysoka wartość napięcia zasilania i mniejsza niezawodność, ponieważ uszkodzenie jednej diody typu „rozwarcie” powoduje „zgaśnięcie” całej gałęzi szeregowo połączonych diod.



Rys. 5. Zasilanie diod LED z wykorzystaniem specjalnie wykonanych układów scalonych: a – układ typu MAX 1916, b – układ typu MAX 1698

Fig. 5. Powering of LED diodes with utilisation executed specially integrated matches: a – match type MAX 1916, b – match type MAX 1698

4. WNIOSKI

Na podstawie przeprowadzonych rozważań sformułowano następujące wnioski:

- Parametry techniczne i niezawodnościowe diod LED powodują, że znakomicie nadają się one do konstrukcji awaryjnego oświetlenia wyrobisk podziemnych i stanowisk pracy w kopalniach metanowych.
- Celowe jest wykorzystywanie linii przesyłowych oświetlenia roboczego do budowy układów oświetlenia awaryjnego.
- Drabinkowa konfiguracja sekcji oświetlenia awaryjnego zapewnia większą sprawność przesyłania energii elektrycznej dla większej (>10) liczby zespołów oświetleniowych i mocy elektrycznej pobieranej przez poszczególne zespoły ponad 1,5 W. Wadą takiej konfiguracji jest rozrzut wartości impedancji wejściowych zespołów oświetleniowych. Pociąga to za sobą konieczność stosowania indywidualnych zasilaczy ze stabilizacją napięcia wyjściowego w szerokim zakresie wahań napięcia na wejściu zespołu oświetleniowego. Przy mniejszej liczbie zespołów oświetleniowych i pobieranej mocy nieprzekraczającej 1,5 W bardziej efektywna staje się konfiguracja jednej sekcji oświetlenia awaryjnego z wykorzystaniem szeregowego połączenia zespołów oświetleniowych. W takim przypadku korzystne jest stosowanie źródła prądowego jako zasilacza centralnego, zapewniającego stabilność prądu w obwodzie zasilania i możliwość stosowania jednakowych zespołów oświetleniowych.

- W celu zapewnienia iskrobezpieczeństwa na poziomie „i_a” korzystne jest stosowanie wartości napięcia na wejściu sekcji awaryjnego oświetlenia w zakresie napięcie 20–40 V DC.

Literatura

1. Bolkowski S. (1998): Teoria obwodów elektrycznych. Warszawa, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne.
2. Dyrektywa parlamentu europejskiego i rady 94/9/we z dnia 23.03.1994 w sprawie ujednolicenia przepisów prawnych państw członkowskich dotyczących urządzeń i systemów ochronnych przeznaczonych do użytku w przestrzeniach zagrożonych wybuchem, GIG, Katowice 1999 r.
3. EN-50039/1995. Electrical Apparatus for Potentially Explosive Atmospheres. Intrinsic Safe Electrical Systems „i”.
4. PN-EN-50014. Urządzenia elektryczne w przestrzeniach zagrożonych wybuchem. Wymagania ogólne.
5. PN-EN-50020. Urządzenia elektryczne w przestrzeniach zagrożonych wybuchem. Wykonanie iskrobezpieczne „i”.
6. Rozporządzenie Ministra Gospodarki z dnia 28 czerwca 2002 r. w sprawie bezpieczeństwa i higieny pracy, prowadzenia ruchu oraz specjalistycznego zabezpieczenia przeciwpożarowego w podziemnych zakładach górniczych (Dziennik Ustaw Nr 139, p.1169, 2002 r.)
7. Rozporządzenie Ministra Gospodarki, Pracy i Polityki Społecznej z dnia 28 lipca 2003 r. w sprawie zasadniczych wymagań dla urządzeń i systemów ochronnych przeznaczonych do użytku w przestrzeniach zagrożonych wybuchem. Dziennik Ustaw Nr 143, p. 1393, 2003 r.
8. Skoropacki W. (1999): *Problemy zwielokrotnienia torów naturalnych kopalnianej sieci telekomunikacyjnej*. Prace Naukowe Głównego Instytutu Górnicztwa Górnicztwo i Środowisko Nr 837.
9. Skoropacki W. (2003): *Wybór sposobu zdalnego zasilania urządzeń telemetrycznych i telekomunikacyjnych funkcjonujących w strefach zagrożonych wybuchem*. Prace Naukowe Głównego Instytutu Górnicztwa Nr 3.

Recenzent: dr inż. Stanisław Trzcionka