



1977 3



przegląd górnictwy

WSKAZÓWKI DLA AUTORÓW WSPÓŁPRACUJĄCYCH Z PRZEGŁĄDEM GÓRNICZYM

W celu zaoszczędzenia autorom trudu ponownego przygotowania nadesłanych do opublikowania w PG oraz dla usprawnienia redagowania i drukowania artykułów redakcja PG prosi o bezwzględne przestrzeganie poniższych wskazówek:

1. Treść artykułów i sposób ich ujęcia powinny odpowiadać poziomowi i profilowi tematycznemu publikacji w PG.

2. Każdy artykuł powinien stanowić sam dla siebie zamkniętą całość i ujmować w zasadzie jedno tylko zagadnienie czy też przegląd stanu i perspektyw rozwojowych jakiegoś działu nauki bądź techniki górniczej.

3. Objętość artykułów powinna się ograniczać tylko do 12÷15 stron maszynopisu.

Każdy artykuł powinno poprzedzać krótkie streszczenie (treść) o objętości 15÷20 wierszy tak opracowane, aby stanowiło równocześnie notkę informacyjną do celów dokumentacji bibliograficznej. Artykuł powinien się kończyć wnioskami wiążącymi opracowanie autorskie z praktyką górniczą.

5. Artykuły powinny być napisane czytelnie na maszynie na papierze formatu A4 i dostarczane w dwóch egzemplarzach.

6. Rysunki do artykułu (tylko integralnie związane z treścią) powinny być wykonane starannie na kalce lub na białym papierze tuszem lub ołówkiem w formacie dwukrotnie większym. Oznaczenia części i detali na rysunkach powinny być liczbowe (cyfrowe), a nie literowe, wykonane ołówkiem. Należy dołączyć spis rysunków w dwóch egzemplarzach z podaniem treści oznaczeń. Fotografie powinny być wyraźne, średnio-kontrastowe i tak wykonane, aby nie wymagały retuszu; papier biały błyszczący lub półmatowy; format 6×9 lub większy. Rysunki maszyn i urządzeń powinny być uproszczone (najlepiej schematy); to samo dotyczy wycinków map i przekrojów geologicznych.

7. Tablice powinny być napisane na oddzielnych arkuszach, a nie w tekście; nad tablicą tytuł i jej numer.

8. W tekście artykułu należy powoływać się na rysunki i tablice, umieszczać powołania w nawiasach, np. (rys. 1); (tabl. 2). Na marginesie należy „wyrzucać” kolejne numery rysunków czy tablic.

9. Powołania się na literaturę (co jest bezwzględnie wymagane przy korzystaniu z prac innych autorów) należy podawać w tekście w klamrach kwadratowych, np. [4], a kolejność wzorów matematycznych zaznaczać po prawej stronie arkusza numerami w nawiasach okrągłych, np. (2).

10. Wzory matematyczne należy pisać w oddzielnych wierszach tekstu. Szczególnie dokładnie i wyraźnie należy pisać litery alfabetu greckiego oraz wskaźniki (indeksy) i wykładniki potęg.

11. Artykuły powinny być pisane zwięzłym, jasnym i ścisłym językiem z zachowaniem terminologii tech-

nicznej oraz ogólnie obowiązujących skrótów, oznaczeń i symboli.

12. W związku z obowiązującym od dnia 24 V 1976 r. Zarządzeniem nr 65 Prezesa PKNiM we wszystkich opracowaniach nadsyłanych do PG powinny być stosowane jednostki systemu SI (System International) i inne legalne jednostki miar.

13. Literaturę, której wykaz podaje autor na końcu artykułu, cytuje się w następujący sposób:

— Książki: nazwisko i inicjały imion autora w pisowni oryginału (rosyjskie — w transkrypcji według „Zasad pisowni” S. Jodłowskiego i W. Taszyckiego) — dwukropek — tytuł pracy (pełny) w pisowni oryginału (rosyjski według „Zasad pisowni”) i ew. tłumaczenie na język polski w nawiasie — kropka — kolejność wydania (np. wyd. 3) — ewent. tom — t, część — cz., volumen — vol. itd. — przecinek — miejsce (w języku i pisowni oryginału) oraz rok wydania — wydawca (można podać skrót) — przecinek — stronica — s. Przykład: Agte G., Vacek I., Goetzel G. G.: Wolf ram a Molybden. Wyd. 1, Praha 1954 SNTL, s. 75. — Czasopisma: nazwisko i inicjały imion autora — dwukropek, — tytuł pracy — kropka — nazwa czasopisma ewent. obowiązujący skrót oraz rok wydania i ewent. tom — przecinek numer zeszytu: Przykład: Masdon H. M., Terington J. S.: The layout in integrated iron and steel works. Journal of the Iron Steel Institute 1949, nr 4, s. 327. Tych zasad cytowania literatury należy bezwzględnie przestrzegać.

14. Autor powinien bezwarunkowo dokładnie przeczytać i sprawdzić tekst, skontrolować tablice, rysunki, literaturę oraz podać czytelnie swe imię, nazwisko i tytuły naukowe oraz dokładny adres i ew. nr konta PKO.

15. Redakcja PG zastrzega sobie prawo dokonywania niezbędnych poprawek redakcyjnych, skreśleń lub uzupełnień, nie zmieniających zasadniczych myśli i tez czy poglądów autora. W przypadku większych zmian redaktor działowy uzgadnia poprawki z autorem a autor obowiązany jest na własny koszt przepisać artykuł oraz przesłać go do redakcji PG najpóźniej w ciągu miesiąca.

16. Przesłanie do korekty autorskiej szpalty artykułów należy zwrócić najpóźniej do 2 dni (listem ekspresowym) Redakcji PG na adres: Katowice, GIG, Plac Gwarków 1, Pawilon, pok. 148.

Uwagi

O przyjęciu do druku artykułu decyduje Komitet Redakcyjny PG. W razie nieprzyjęcia artykułu do druku autor otrzymuje pisemne zawiadomienie. Redakcja zasadniczo nie zwraca nadesłanych artykułów.

Autor otrzymuje bezpłatnie jeden egzemplarz numeru PG, w którym wydrukowano jego artykuł.

PRZEGLĄD GÓRNICZY

ORGAN STOWARZYSZENIA INŻYNIERÓW I TECHNIKÓW GÓRNICTWA

Nr 3 (943)

Marzec 1977 r.

Tom XXXIII (LXIV)

Komitety redakcyjny

Redaktor naczelny — mgr inż. Jerzy Malara

Zastępca redaktora naczelnego — doc. dr inż. Leonard Pluta, sekretarz redakcji — mgr Maria Suboczowa, redaktorzy działowi: prof. dr hab. inż. Henryk Gil, mgr inż. Jan Leśkiewicz, prof. dr hab. inż. Andrzej Lisowski, prof. dr inż. Włodzimierz Sikora, dr inż. Adam Szczeniowski

Redakcja: Główny Instytut Górnictwa, 40-951 Katowice, Plac Gwarków 1, Pawilon, pok. 148, tel.: 59-26-93

Wydawca: Wydawnictwo „Śląsk”, 40-161 Katowice, ul. A. Czerwonej 51, tel.: 58-32-21
Indeks 37092

TREŚĆ

Mgr inż. Stanisław Gałęzka, mgr inż. Tadeusz Niechciał: Wyniki produkcyjne ścian zmechanizowanych kopalni Ziemowit

89

Doc. dr inż. Alfons Krawiec, mgr inż. Tadeusz Dybeł, mgr inż. Julian Domżał, mgr inż. Paweł Ożana: Zasięg skutecznego nawadniania pokładu węglowego

93

Doc. dr inż. Stanisław Hwałek: Określenie kształtu wyrobiska chodnikowego w kopalni rudy miedzi

100

Prof. dr hab. inż. Kazimierz Chmura: Możliwości bilansowania energii ziemskiego strumienia ciepła w Rybnickim Okręgu Węglowym

103

Dr inż. Hubert Myszor: Optymalne natężenie przepływu powietrza w wyrobisku ścianowym

105

Mgr inż. Wiktor Majewski, inż. Witold Kacz-

marek: Efektywność ekonomiczna regulacji wentylatorów głównych przez zmianę kąta nachylenia łopatek

113

Mgr inż. Wanda Banaszewska, mgr inż. Teresa Kramarowska, dr inż. Bogusław Żyborski: Automatyczne sterowanie dołowymi maszynami wiertniczymi

118

Dr inż. Wacław Zuberek: Badania nad tapaniami w Stanach Zjednoczonych Ameryki Północnej

123

PRZEGLĄD ZAGRANICZNY 131

INFORMACJE 133

PRZEGLĄD DOKUMENTACYJNY GÓRNIC-TWA

СОДЕРЖАНИЕ

Галечка С., Нехциал Т.: Производственные результаты механизированных лав на шахте „Земовит”. Пш. гурн. 1977, т. 33, с. 5, рис. 5, табл. 1, библи. 3 назв.

89

Характеризуется развитие комплексной механизации шахты „Земовит”. На примере двух лав рассматриваются технология и организация работ и производственные результаты, полученные благодаря модернизации очистного комплекса.

Кравец А., Дыбел Т., Домжал Ю., Ожана П.: Область эффективного увлажнения угольного пласта. Пш. гурн. 1977, т. 33, № 3, с. 7, рис. 6, табл. 2, библи. 5 назв.

93

ния угольного пласта с целью понижения натуральной склонности угля к горным ударам. Обращается внимание на необходимость учета радиуса эффективного увлажнения для правильного увлажнения угольного массива.

Хвалэк С.: Предложения по определению формы штрекообразной выработки на медном руднике. Пш. гурн. 1977, т. 33, № 3, с. 3, рис. 3, библи. 4 назв.

100

Рассматривается зависимость формы штрекообразной выработки в трех характерных положениях выработки в вертикальном профиле месторождения: — в песчаниках, со слоем глинистого сланца в боках выработки непосредственно при кровле этой выработки, — частично в песчаниках, а частично в карбонатных

породах, со слоем глинистого сланца, залегающего посередине высоты боков выработки, — полностью в карбонатных породах, причем слой глинистого сланца находится в боках при почве выработки. На основании теоретических рассуждений и трехлетних наблюдений принято, что наиболее соответствующей формой выработки является перевернутая трапеция, причем существенной задачей является определение угла наклона бока выработки.

Хмура К.: Возможности разработки энергобаланса земного теплового потока в Рыбницком угольном районе. Пш. гурн. 1977, т. 33, № 3, с. 3, табл. 1, библи. 1 назв. 103

В статье сообщается о возможности и способе изучения энергии земного теплового потока с учетом предварительных анализов и исследований поступления тепла из более глубоких партий в приповерхностные части земной коры на территории РУР.

Мьппор Х.: Оптимальное значение интенсивности прохождения воздуха в струе, проветривающей лаву. Пш. гурн. 1977, т. 33, № 3, с. 8, рис. 10, табл. 2, библи. 9 назв. 105

Представлены результаты исследований влияния интенсивности прохождения воздуха в струе, проветривающей лаву на выделение метана. Установлено, что выделение метана уменьшается с ростом интенсивности прохождения воздуха, причем величина выделения зависит также от способа регуляции интенсивности прохождения воздуха. Таким образом, изменение величины выделения метана вызвано изменением депрессионных отношений в районе лавы, что в свою очередь влияет на область дренажа, нарушенную разработкой горного массива. Представлена гипотеза, подтвержденная результатами исследований, что зависимость выделения метана $\dot{V}_M$ от интенсивности прохождения воздуха $\dot{V}_p$ можно представить общим уравнением:

$$\dot{V}_M = a\dot{V}_p + b$$

Дается гипотеза о существовании для каждой лавы и для определенного способа регуляции оптимальной величины интенсивности прохождения воздуха. Представлена методика определения оптимальной величины интенсивности прохождения воздуха.

Gałazka S., Niechciał I.: Production results of mechanized longwall faces at Ziemowit colliery. Prz. górн. 1977, vol. 33, No 3, pp. 5, fig. 5, tabl. 1, ref. 3 89

The development of an integrated mechanization of Ziemowit colliery is characterized, and on the example of two longwall faces the technology and organization of work are presented together with production results attained owing to the modernization of the longwall face set.

Krawiec A., Dybel T., Domżał J., Ożana P.:

Маевски В., Качмарек В.: Эффективность регуляции работы главных вентиляторов путем изменения угла наклона лопастей. Пш. гурн. 1977, т. 33, № 3, с. 6, рис. 4, табл. 8, библи. 4 назв. 113

Проанализирована проблема действительного изменения параметров рудничной вентиляционной сети и связанная с ней проблема лучшего соответствия вентиляторов главного проветривания текущим требованиям этой сети. На основании огромного статистического материала определены затраты энергии, необходимой для работы вентиляторов главного проветривания, а затем предпринята попытка определения экономических эффектов, получаемых в результате регуляции работы вентиляторов при помощи изменения угла наклона лопастей.

Банашевска В., Крамаровска Т., Жиборски Б.: Автоматическое управление подземными буровыми станками. Пш. гурн. 1977, т. 33, № 3, с. 5, рис. 8, библи. 9 назв. 118

Представлена вычислительная система управления, позволяющая автоматически регулировать положение стрел самоходных буровых станков типа Sobre в соответствии с паспортом буровзрывных работ. Представлен анализ процесса наводки стрел, рассматривается конструкция, технические параметры и точный алгоритм работы запрограммированной системы.

Зуберек В.: Исследования горных ударов в Соединенных Штатах Америки. Пш. гурн. 1977, т. 33, № 3, с. 8, рис. 5, библи. 20 назв. 123

Рассматриваются районы, в которых имеют место горные удары, в США на каменноугольных шахтах и медных рудниках. Представлены гипотезы возникновения горных ударов, наиболее интересные результаты сейсмологических наблюдений и применяемые методы борьбы с горными ударами, а в особенности сотрясательное взрывание.

ЗАРУБЕЖНЫЙ ОБЗОР 131

ИНФОРМАЦИЯ 138

ДОКУМЕНТАЦИОННЫЙ ОБЗОР ГОРНОГО ДЕЛА

CONTENTS

The range of an effective water infusion into a coal seam. Prz. górн. 1977, vol. 33, No 3, pp. 5, fig. 6, tabl. 2, ref 5 93

Results of tests on the determination of the radius of an effective water infusion into the coal seam in view of reducing the natural liability of coal to rock bursts are presented. Attention is drawn to the necessity of knowing the radius of an effective water infusion for a correct humidification of the coal solid.

Hwałek S.: Proposal of the determination of a shape of roadway in a copper ore mine. *Prz. gór.* 1977, vol. 33, No 3, pp. 3, fig. 3, ref. 4 . . . 100

The shape of a roadway in its three characteristic positions in the vertical cross-section of rocks is discussed namely: in sandstones with a layer of clayey shale in the roadsides close to the roof of this roadway; partly in sandstones and partly in carbonate rocks with a layer of clayey shale occurring in the half height of roadsides; entirely in carbonate rocks, the layer of clayey shale occurring in the roadsides close to the floor of the roadway. On the basis of theoretical and three-years observations it was admitted that the reversed trapezoid is the most suitable shape of the roadway, the determination of the dip angle of the ribside being the essential problem.

Chmura K.: Possibilities of balancing the energy of earth heat current in the Rybnik Coal Area. *Prz. gór.* 1977, vol. 33, No 3, pp. 3, tabl. 1 . . . 103

The paper deals with the possibilities and ways of knowing the energy of the earth heat current on the basis of preliminary analyses and tests on the flow of heat from deeper parts to close-to-the-surface areas of the earth crust on the territory of Rybnik Coal Area.

Myszor H.: Optimum flow rate of air in the current sweeping the longwall face. *Prz. gór.* 1977, vol. 33, No 3, pp. 8, fig. 10, tabl. 2, ref. 9 . . . 105

Results of tests on the effect of air flow rate in the current sweeping the longwall face on firedamp emission are presented. It was found that the firedamp emission decreases with the increase in the rate of air flow, the amount of emission depending on the way of controlling the rate of air flow. Consequently, the variation in the firedamp emission is caused by the variation of depression conditions in the zone of the longwall face which result in variation of the range of drainage of rock mass disturbed by mining work. A hypothesis confirmed by the findings is advanced that the relation of firedamp emission V_M to the rate of air flow V_p may be emission V_M to the rate of air flow V_p may be well characterized by the general formula

$$V_M = aV_p^2 + b$$

Galeczka S., Niechojał T.: Résultats de production en longues tailles mécanisées à la mine Ziemowit. *Prz. gór.* 1977, vol. 33, No 3, pp. 5, fig. 5, tabl. 1, réf. 3 89

On a caractérisé le développement de la mécanisation intégrale de la mine Ziemowit et, sur l'exemple de deux longues tailles, on a présenté la technologie et l'organisation des travaux ainsi que les résultats de production obtenus grâce à la modernisation de l'ensemble de taille.

A hypothesis that for every longwall face and for a determined way of control there is an optimum value of rate of air flow is advanced. A method for determination of the optimum value of the rate of air flow is presented.

Majewski W., Kaczmarek W.: Economic effectiveness of the control of main fan operation by a variation of the angle of inclination of blades. *Prz. gór.* 1977, vol. 33, No 3, pp. 6, fig. 4, tabl. 8, ref. 4 113

The problem of a true course of variation of the mine ventilation network parameters is analysed together with the problem of a better adaptation of main ventilation fans to the current requirements of that network. On the basis of a comprehensive statistical material, the amount of costs of energy used for the operation of main ventilation fans is determined and an attempt is made at the determination of economic effects attained by the control of fans by means of the variation of the angle of inclination of blades.

Banaszewska W., Kramarowska T., Żyborski B.: Automatic control of underground drilling machines. *Prz. gór.* 1977, vol. 33, No 3, pp. 6, fig. 8, ref. 9 118

A digital control system enabling the automatic control of the position of outriggers of the mobile drilling machine, type Cobra, according to the shotfiring pattern is presented. The process of guiding the outriggers is analysed. The design and technical parameters are discussed including the detailed algorithm of operation of the designed system.

Zuberek W.: Research on rock bursts in the United States of America. *Prz. gór.* 1977, vol. 33, No 3, pp. 8, fig. 5, ref. 20 123

Areas in which rock bursts in USA coal and ore mines occur are discussed. Hypothesis on rock burst origin are presented together with the most interesting results of seismologic observations and the rock burst control methods used, and particularly the concussion blasting.

FOREIGN REVIEW	131
INFORMATION	133
MINING ABSTRACTS	

SOMMAIRE

Krawiec A., Dybel T., Domżał J., Ożana P.: Rayon d'une efficace infusion d'eau dans une couche de charbon. *Prz. gór.* vol. 33, No 3, pp. 7, fig. 6, tabl. 2, réf. 5 93

On a présenté les résultats des essais sur la détermination du rayon efficace de l'infusion d'eau dans la couche de charbon en vue de réduire la tendance naturelle du charbon à coups de toit. On a attiré l'attention sur la nécessité de la connaissance du rayon d'une efficace in-

fusion d'eau pour l'humidification correcte du massif de charbon.

Hwałek S.: Proposition pour la détermination de la forme d'une galerie à la mine de minerai de cuivre. *Prz. gór.* 1977, No 3, pp. 3, fig. 3, réf. 4

On a présenté la forme d'une galerie en ses trois caractéristiques positions en profil vertical des roches: en grès avec une couche de schiste argileux dans les parcs de la galerie tout près de son toit; en partie en grès et en partie en roches carbonatées avec une couche de schiste argileux à mi-hauteur de la paroi de la galerie; entièrement en roches carbonatées avec la couche de schiste argileux dans les parois tout près du mur de la galerie. Sur la base des considérations théoriques et observations de trois ans on a admis que le trapèze inversé est la forme la plus convenable de la galerie, la détermination de l'angle d'inclinaison y étant le problème essentiel.

Chmura K.: Possibilités de détermination de l'énergie du flux thermique terrestre dans le District Houiller de Rybnik. *Prz. gór.* 1977, vol. 33, No 3, pp. 3, tabl. 1

La communication traite des possibilités et moyens de connaître l'énergie du flux thermique terrestre sur la base des analyses préliminaires et recherches sur l'écoulement de la chaleur à partir des zones plus profondes aux zones situées près de la surface de l'écorce terrestre, sur le territoire du District Houiller de Rybnik.

Myszor H.: Débit d'air optimal dans le courant balayant une longue taille. *Prz. gór.* 1977, vol 33, No 3, pp. 8, fig. 10, tabl. 2, réf. 9

On a présenté les résultats des essais sur l'influence du débit d'air dans le courant balayant une longue taille sur le dégagement du grisou. On a constaté que le dégagement du grisou décroît avec l'accroissement du débit d'air, la quantité de dégagement dépendant aussi de la manière du réglage du débit d'air. La variation de la quantité de grisou est causée par la variation des conditions de dépression dans la zone de la longue taille qui entraînent la variation du rayon de drainage du massif affecté par les travaux miniers.

On a avancé une hypothèse, confirmée par les résultats des essais que le dégagement du grisou $\dot{V}_m$ en fonction du débit d'air $\dot{V}_p$ peut être bien caractérisé par la formule générale

$$\dot{V}_m = a\dot{V}_p^2 + b$$

Galeczka S., Niechciał T.: Produktionsergebnisse mechanisierter Strebe auf der Zeche Ziemowit. *Prz. gór.* 1977, Bd. 33, Nr. 3, 5 S., 5 Abb. 1 Tab., 3 Lit.

Charakterisiert wird die Entwicklung der Komplexen Mechanisierung auf der Zeche Zie-

On a avancé l'hypothèse qu'il y a, pour chaque longue taille et pour le moyen déterminé du réglage, une valeur optimale du débit d'air. On a présenté la méthode de détermination de la valeur optimale du débit d'air.

Majewski W., Kaczmarek W.: Effets économiques du réglage du travail des ventilateurs principaux par la modification de l'angle d'inclinaison des aubes. *Prz. gór.* 1977, vol. 33, No 3, pp. 6, fig. 4, tabl. 8, réf. 4

On a analysé le problème de l'allure réelle des variations des paramètres du réseau d'aérage principal de mine ainsi que le problème d'une meilleure adaptation des ventilateurs d'aérage principal aux besoins courants de ce réseau. Sur la base d'un vaste matériel statistique on a déterminé les frais de l'énergie utilisée pour le travail des ventilateurs d'aérage principal et entrepris une tentative de déterminer les effets économiques obtenus par le réglage du travail des ventilateurs au moyen de modification de l'angle d'inclinaison des aubes.

Banaszewska W., Kramarowska T., Żyborski B.: Commande automatique des machines de forage au fond. *Prz. gór.* 1977 vol. 33, No 3, pp 4, fig. 8, réf. 9

On a présenté le système numérique de commande qui permet le réglage automatique de la position des flèches de la machine type Cobra, conformément au schéma de tir. On a analysé le processus de guidage des flèches, on a esquissé la construction, paramètres techniques et l'algorithme d'opération du système proposé.

Zuberek W.: Recherche sur les coups de toit aux Etats Unis. *Prz. gór.* vol. 33, No 3, pp. 8, fig. 5, réf. 20

On a décrit les régions des Etats Unis où ont lieu les coups de toit dans les mines de charbon et de minerai. On a présenté des hypothèses de l'origine des coups de toit, les plus intéressants résultats d'observations sismologiques et méthodes de lutte contre les coups de toit, et en particulier le tir d'ébranlement.

INFORMATIONS DU MONDE MINIER 131

INFORMATIONS 133

BULLETIN BIBLIOGRAPHIQUE DES MINES

INHALT

mowit. An zwei Beispielen zwei Strebe ist die Technologie und Arbeitsorganization sowie werden die Produktionsergebnisse, die dank der Modernisierung des Strebkomplexes erreicht wurden, dargestellt.

Krawiec A., Dybeł T., Domżał J.: Der Bereich der effektiven Bedüsung eines Kohlenflözes. Prz. gór. 1977, Bd. 33, Nr. 3, 7 S., 6 Abb., 2 Tab., 5 Lit.

93

Dargestellt werden Untersuchungsergebnisse zur Bestimmung des effektiven Bedüsung bereichs des Kohlenflözes zur Herabsetzung der Kohlenneigung zu Gebirgsschlägen. Es wurde die Notwendigkeit der Kenntnis des effektiven Bewässerungsbereichs für die eigentliche Bedüsung des Kohlenstosses angeführt.

Hwalek S.: Vorschläge zur Bestimmung der Profilierung von Streckenräumen in einer Kupfererzgrube. Prz. gór. 1977, Bd. 33, Nr. 3, 3 S., 3 Abb., 4 Lit.

100

Besprochen wird die Beziehung der Profilierung der Streckenräume in drei charakteristischen Lagen des Abbaubereichs im Senkrechprofil des Flözgesteins: im Sandstein mit einer Schicht von Schiefertone im Abbaubereich nahe des Hangenden, teilweise im Sandstein und zum Teil im karbonatischen Gestein mit einer Schicht von Schiefertone, der in der Hälfte der Höhe des Abbaubereichs auftritt, gänzlich im karbonatischen Gestein, wobei die Schiefertonschicht sich im Hangendstoss des Abbaubereichs befindet. Anhand theoretischer Betrachtungen und einer dreijährigen Beobachtung wird angenommen, dass das geeignetste Profil ein reziprokes Trapezprofil ist, wobei das wesentlichste Problem die Bestimmung des Neigungswinkels zum Kohlenstoss bleibt.

Chmura K.: Die Möglichkeit zur Energiebilanzierung der Wärmeerdströmung im Rybniker Kohlenrevier. Prz. gór. 1977, Bd. 33, Nr. 3, 2 S.

103

Dieser Bericht ist informativer Natur und bezieht sich auf die Möglichkeit und Methode der Erkenntnis der Wärmeerdströmung anhand von einleitenden Analysen und Untersuchungen über den Wärmedurchfluss aus tiefen Partien zu Oberflächenteilen der Erdkruste im Rybniker Kohlenrevier.

Myszor H.: Die optimale Grössenintensität beim Wetterdurchgang in der Strebbewetterungsströmung. Prz. gór. 1977, Bd. 33, Nr. 3, 8 S., 10 Abb., 2 Tab., 9 Lit.

105

Dargestellt werden Untersuchungsergebnisse über die Einwirkung der Intensität beim Wetterdurchgang in der Strebbewetterungsströmung auf die Methanausscheidung. Festgestellt wurde, dass die Methanausscheidung mit dem Anstieg der Intensität des Wetterdurchgangs sich verringert, wobei Ausscheidungsgrössen ebenfalls vom Regulierverfahren der Wetterdurchgangsintensität abhängen. Die Änderung in Methanausscheidungsgrössen wird also durch die Änderung der Depressionsverhältnisse im Strebbereich bewirkt, die ein Wechsel im Entwässerungsbe-

reich des durch den Abbau verritzten Gebirges verursachen. Aufgestellt wurde eine Hypothese, bestätigt mittels durchgeführter Untersuchungsergebnisse, dass die Beziehung der Methanausscheidung $\dot{V}_M$ zur Wetterdurchgangsintensität $\dot{V}_p$ scheidung $\dot{V}_M$ zur Wetterdurchgangsintensität $\dot{V}_p$ durch die Allgemeinformel

$$\dot{V}_M = a\dot{V}_p^2 + b$$

charakterisiert werden kann.

Vermittelt wird die Hypothese der Existenz optimaler Wetterdurchgangsgrössen in jeden Streb und bei einem bestimmten Regulierverfahren.

Majewski W., Kaczmarek W.: Die wirtschaftliche Effektivität in der Arbeitsregelung von Hauptlüftern durch eine Änderung des Schaufelneigungswinkels. Prz. gór. 1977, Bd. 33, Nr. 3, 6 S., 4 Abb., 8 Tab., 4 Lit.

113

Analysiert wurde der Sachverhalt der reellen Parameteränderung im Grubenwetternetz und mit dem ihm verbundenen Problem einer besseren Anpassung der Hauptlüfter für den laufenden Bedarf dieses Netzes. Anhand eines umfangreichen statistischen Materials wurden die Kostenhöhe der verbrauchten Energie bei der Arbeit der Hauptlüfter ermittelt. Man unternahm den Versuch einer Bestimmung der wirtschaftlichen Effektivität, die durch Anwendung in der Arbeitsregelung der Lüfter mittels Änderung des Schaufelneigungswinkels erzielt wurden.

Banaszewska W., Kramarowska T., Żyborowski B.: Automatische Steuerung bei Untertage-Bohrmaschinen. Prz. gór. 1977, Bd. 33, Nr. 3, 5 S., 8 Abb., 9 Lit.

118

Dargestellt wird ein Digitalsystem zur automatischen Positionseinstellung der Ausleger beim selbstfahrenden Bohraggregat Bauart Cobra in Übereinstimmung mit der Schiessurkunde. Vermittelt wird eine Vorgangsanalyse zum Ansatz der Anleger, besprochen werden Konstruktion und technische Kenngrössen sowie der detaillierte Arbeitsalgorithmus des geplanten Systems.

Zuberek W.: Untersuchungen über Gebirgsschläge in den USA. Prz. gór. 1977, Bd. 33, Nr. 3, 8 S., 5 Abb., 20 Lit.

123

Besprochen werden Regionen, in denen in den USA in Kohlen- und Erzgruben Gebirgsschläge auftreten. Aufgestellt werden Hypothesen über die Entstehung der Gebirgsschläge, angeführt werden die interessantesten seismologischen Beobachtungsergebnisse und angewandte Verfahren zur Bekämpfung derer, besonders aber Erschütterungsschiessen.

AUSLANDSRUNDSCHAU 131
INFORMATIONEN 133
ZEITSCHRIFTENSCHAU BERGWESSEN

Współdziałanie inżynierów i techników radzieckich i polskich drogą do postępu technicznego

Prenumeratę krajową przyjmują Oddziały RSW „Prasa-Książka-Ruch” oraz urzędy pocztowe i listonosze

- do dnia 25 listopada na styczeń, I kwartał, I półrocze roku następnego i na cały rok następny,
- do dnia 10 każdego miesiąca, poprzedzającego okres prenumeraty na pozostałe okresy roku bieżącego.

Jednostki gospodarki uspołecznionej, instytucje i organizacje społeczno-polityczne składają zamówienia w miejscowych Oddziałach RSW „Prasa-Książka-Ruch”.

Zakłady pracy i instytucje w miejscowościach, w których nie ma Oddziałów RSW oraz prenumeratorzy indywidualni, zamawiają prenumeratę w urzędach pocztowych lub u listonoszy.

Prenumeratę ze zleceniem wysyłki za granicę, która jest o 50% droższa od prenumeraty krajowej, przyjmuje RSW „Prasa-Książka-Ruch”, Centrala Kolportażu Prasy i Wydawnictw ul. Towarowa 28, 00-958 Warszawa, konto PKO nr 1531-71 — w terminach podanych dla prenumeraty krajowej.

Cena prenumeraty kwartalnej zł 36,—, półrocznej zł 72,— rocznej zł 144,—.

Cena pojedynczego egzemplarza zł 12,—.

Adres redakcji: Katowice, Plac Gwarków 1, Główny Instytut
Górnictwa, Pawilon pok. 148, tel. 59-26-93; Sekretariat Red.
tel. 580-836 w godz. 15—20

Nakład 3200 egz. Nr zam. 32. Oddano do składania w styczniu
1977 r. Ark. druk. 7,6. Papier sat. kl. IV 70 g, 61×86 cm.
Druk ukończono w maju 1977 r.

PRZEGLĄD GÓRNICZY

ORGAN STOWARZYSZENIA INŻYNIERÓW I TECHNIKÓW GÓRNICTWA

Nr 3 (943)

Marzec 1977 r.

Tom XXXIII (LXIV)

622.273.23:622.232

Wyniki produkcyjne ścian zmechanizowanych kopalni Ziemowit

Mgr inż. Stanisław Gałeczka, mgr inż. Tadeusz Niechciał

Treść: Scharakteryzowano rozwój kompleksowej mechanizacji w kopalni Ziemowit i na przykładzie dwóch ścian zobrazowano technologię i organizację robót oraz wyniki produkcyjne uzyskiwane dzięki modernizacji kompleksu ścianowego.

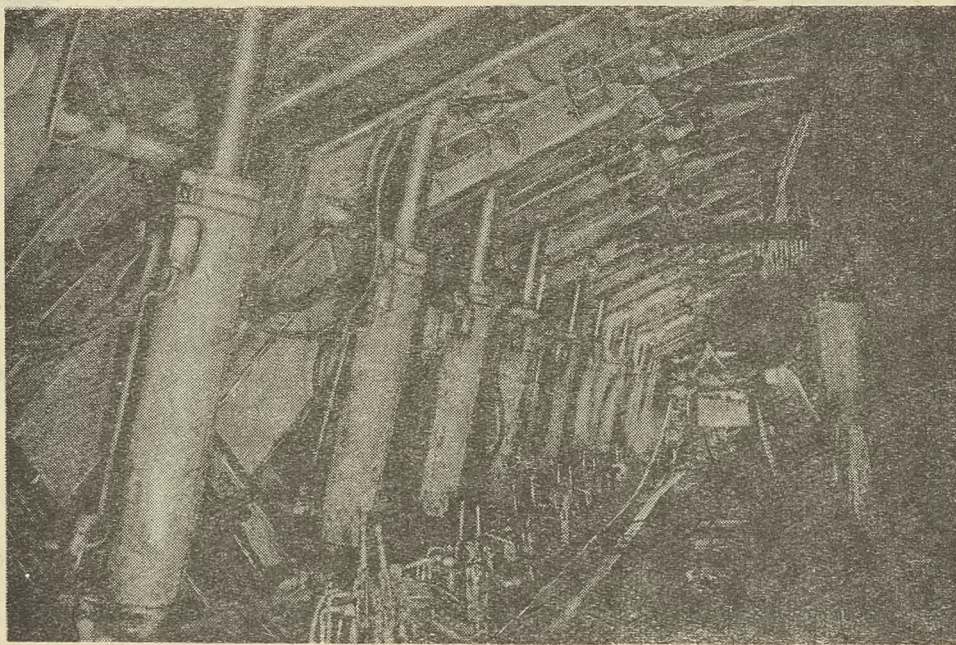
1. Charakterystyka kopalni

Kopalnia Ziemowit zlokalizowana jest w południowo-wschodniej części Górnośląskiego Zagłębia Węglowego i eksploatuje pokłady warstw łaziskich i orzeskich zalegające z niewielkim nachyleniem $0 \div 4^\circ$ w kierunku SE. Podstawową formacją są piaskowce średnio- i gruboziarniste, silnie arkozowe o dużym zawodnieniu (woda zmineralizowana o zawartości chlorków $3000 \div 60\,000$ mg/l). Pokładom węgla towarzyszą łupki ilaste w postaci ławic grubości $0,5 \div 6$ m.

ścian, który zapoczątkowano w grudniu 1969 r. wdrożeniem pierwszej obudowy zmechanizowanej.

Średnie wydobyte ścian zawałowych wynosiło wówczas 870 t/d, natomiast ze ścian podsadzkowych 490 t/d, przy czym wydobyte dobowe kopalni sięgało 9500 t.

Pierwszy kompleks obudowy zmechanizowanej typu OMKT (rys. 1) wprowadzony został w pokładzie 207 w ścianie o długości 110 m i wysokości 2,8 m. Wydobycie prowadzono na dwie zmiany, natomiast trzecia była przeznaczona na przygotowanie kalizny do urabiania i konserwację urządzeń. W dwa tygodnie po



Rys. 1. Ściana wyposażona w kompleks OMKT

Udostępnienie złoża trzema zespołami szybów wydobywczo-zjazdowych w oddzielonych tektonicznie partiach tworzy model kopalni zespołowej.

W prawie 25-letniej historii kopalni wyróżnić można trzy etapy rozwojowe obejmujące: stopniowe osiągnięcie projektowanego wydobywania, rozwój systemów ścianowych oraz etap kompleksowej mechanizacji

rozruchu uzyskiwano ze ściany 980 t/d, co odpowiada zdolności produkcyjnej kompleksu określonej normatywnym radzieckim.

W latach 1970–1975 wszystkie ściany zawałowe w pokładach o grubości $2,5 \div 3,0$ m wyposażono w obudowy zmechanizowane typu OMKTM (OKP), a w pokładach o grubości $1,8 \div 2,3$ m w obudowy 2MKE, reali-

zując równocześnie szereg przedsięwzięć techniczno-organizacyjnych, które miały na celu zwiększenie zdolności produkcyjnej kompleksów [1].

Przedsięwzięcia te obejmowały między innymi:

- udoskonalenie technologii urabiania w ścianach przez wprowadzenie strzelania wstrząsowego z przybitką wodną pod ciśnieniem dla rozluźniania trudno urabialnego węgla w caliznie;
- opracowanie pod względem usprzętowania i organizacji technologii szybkiego demontażu oraz montażu kompleksów ścianowych, które pozwalają zamknąć cały cykl robót w ciągu tygodnia;
- modernizację konstrukcji obudowy, przenośnika i kombajnu KSz-1kG.

Wprowadzone w ramach modernizacji kompleksu OMKTM zmiany konstrukcyjne dotyczą:

- usztywnienia tyłców sekcji obudowy, w wyniku czego wyeliminowano możliwość przechyłów sekcji wzdłuż ściany;
- wyposażenia stropnic w ograniczniki zapobiegające ich nadmiernemu pochyleniu na ocios, przez co uzyskano lepsze zabezpieczenie przed wypadaniem odłamów skał stropowych do przestrzeni roboczej;
- zastosowania giętkiej hydrauliki licencyjnej typu Fazos do zasilania i sterowania obudową;
- adaptowania do kombajnów KSz-1kG silnika o mocy 135 kW oraz opracowania konstrukcji wzmocnionych korpusów ramion wysięgnikowych i organów urabiających z pełnymi tarczami odcinającymi, co zwiększyło moc i wydajność kombajnu;
- adaptowania krajowych mapędów o mocy 55 kW do przenośników OMKTM oraz zwiększenia prędkości łańcucha, co podniosło ich zdolność transportową.

W ciągu ostatnich dwóch lat realizowano także prace zmierzające do dalszego zwiększenia wydobywania ze ścian, dostosowując do współpracy z obudową OMKTM i OKP kombajny krajowe dużej mocy typu KWB-3RDS i KWB-3RDU oraz wzmocniony przenośnik ścianowy własnej konstrukcji o większej zdolności transportowej. Jednocześnie wyposażono duże oddziały wydobywcze w poziome zbiorniki urobku zabezpieczające ciągłość pracy ścian i w wysokowydajne przenośniki taśmowe Gwarek-1000, a do przewozu wprowadzono wozy samowyladowcze typu Granby. W wyniku rozwoju kompleksowej mechanizacji ścian nastąpił dynamiczny wzrost wydobywania kopalni do 18 000 t/d, bez zwiększenia liczby przodków wybierkowych, których średnie wydobywanie dobowe wynosi 1560 t/d. Przykładem wysokiej efektywności tych przedsięwzięć są wyniki uzyskane w ścianie 529 w oddziale G-V oraz w ścianie 622 oddziału G-VI.

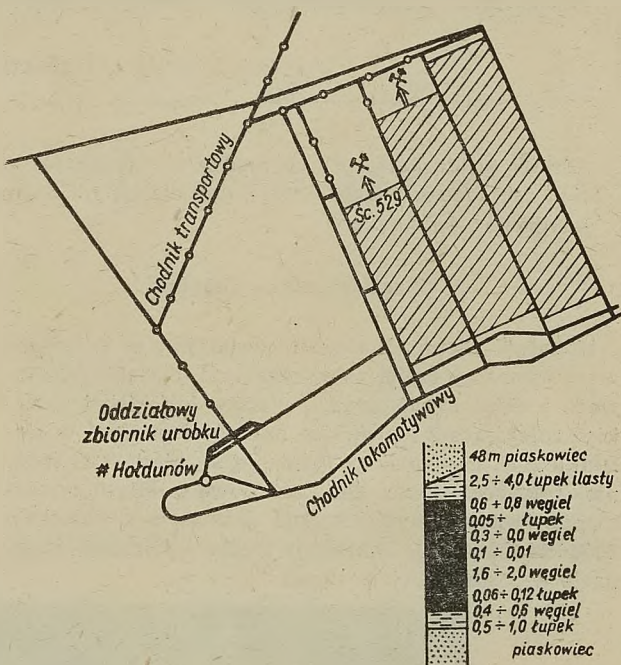
2. Technologia i organizacja pracy w ścianie 529 oddziału G-V

Oddział G-V prowadzi dwie ściany wyposażone w kompleksy OMKTM w pokładzie 215 o grubości 3÷3,2 m, zalegającym na głębokości 300 m z niewielkim nachyleniem w kierunku SSE.

Strop bezpośredni pokładu stanowi warstwa łupku ilastego grubości 2,5÷4 m, natomiast strop zasadniczy warstwa piaskowca grubości około 48 m. W spągu znajduje się 0,5÷1,0 m łupku, a poniżej piaskowiec.

Ściany o długości 150 m i wysokości 2,85 m prowadzone są systemem w odmianie poprzecznej (rys. 2).

Ze względu na niewystarczającą zdolność wydobywczą szybu obsługującego Oddział G-V ściana 529 pracuje w układzie trzech zmian produkcyjnych, druga natomiast wydobywa tylko na dwóch zmianach. Odstawa urobku z oddziału aż do szybu odbywa się taśmociągami Gwarek-1000. W trakcie modernizacji urządzeń wydobywczych szybu wykonano w obrębie podszybia pionowy zbiornik urobku o ładowności 500 t, a na początku 1975 r. dodatkowo zbiornik poziomy o ładowności ok. 700 t, które mają na celu uniezależnić pracę ścian od pracy szybu [2].



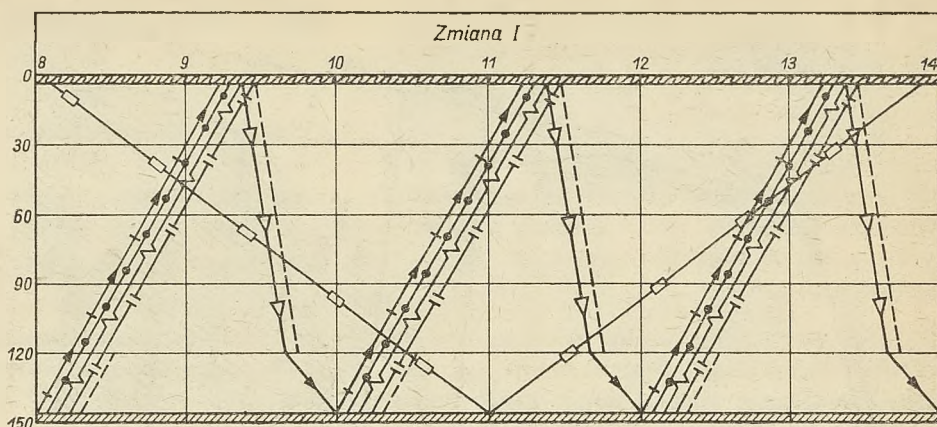
Rys. 2. Szkic mapy Oddziału G-V

Od tego czasu wydobywająca przez trzy zmiany na dobę ściana osiągała systematycznie wysokie wyniki produkcyjne. Średnie dobowe wydobywanie w ciągu 1975 roku wynosiło 2341 t/d, zaś w I kw. 1976 r. uzyskano 200 658 t węgla, tj. średnio 2675 t/d przy maksymalnym wydobywaniu 3300 t/d.

Wyposażenie przodku stanowi kompleks OMKTM ze wszystkimi opracowanymi w kopalni zmianami modernizacyjnymi obudów, przenośnika i kombajnu.

W chodniku podścianowym pracuje przenośnik Śląsk wyposażony w hydrauliczne urządzenie do przekładki w całości oraz w kruszarkę do kęsów typu Kruk.

Obudowa zasilana jest emulsją wodno-olejową z agregatu pompowego zlokalizowanego centralnie w chodniku rozdzielczym. Do doprowadzania emulsji służy stalowy rurociąg ciśnieniowy Φ 40/6, zaś rurociąg spływowy zainstalowano z rur zwykłych Φ 50 mm. Kombajn KSz-1kG urabia caliznę jednokierunkowo, rozpoczynając od chodnika nadścianowego, a w czasie zjazdu ładuje resztę urobku oraz bryły odspojone z ociosu. W końcowym odcinku zjazdu następuje zawrębie kombajnu do następnego skrawu po dosunięciu wcześniej pod ocios przenośnika. Przekładkę sekcji obudowy wykonuje się podczas urabiania w odległości 5÷8 m za kombajnem, natomiast przenośnik przesuwany jest w czasie zjazdu.



Czynności	Zmiana I						
	8	9	10	11	12	13	14
Urabianie kombajnem	→	→	→	→	→	→	→
Przesuwanie obudowy	●	●	●	●	●	●	●
Strzelanie wstrząsowe	—	—	—	—	—	—	—
Obrywka	—	—	—	—	—	—	—
Zjazd kombajnu		→		→		→	
Przesuwanie przenośnika	---	---	---	---	---	---	---
Czyszczenie sekcji	□	□	□	□	□	□	□
Wykonywanie wnęki							
Ochrona chodnika podścianowego							

Rys. 3. Harmonogram pracy i harmonogram robót w ścianie 529

Ze względu na małą moc oraz lekką konstrukcję kombajnu — w ścianie wykonuje się roboty strzelnicze dla zruszenia calizny węglowej. Otwory strzałowe o długości 2,5 m, rozstawione co 2÷3 m na przemian w dwóch rzędach na wysokości 0,8 i 2 m, wierci się i odpala ładunki za kombajnem, wg siatki rozrzedzonej i przesuwanej po każdym cyklu, tak aby pogłębienie tych samych otworów następowało co cztery skrawy kombajnu.

Za pomocą robót strzelniczych wykonuje się także w ścianie tylną wnękę na długości 3 m od skrzyżowania z chodnikiem nadścianowym, który po przejściu wcześniej eksploatowanej ściany ma pomniejszone gabaryty uniemożliwiające wysunięcie napędu przenośnika do chodnika. Dzięki wysunięciu napędu przenośnika do chodnika podścianowego nie wykonuje się przedniej wnęki.

Chodnik nadścianowy likwidowany jest sukcesywnie z postępem frontu, natomiast chodnik podścianowy utrzymuje się dla potrzeb następnej ściany, chroniąc go przed zaciśnięciem za pomocą organu ze stojaków drewnianych ustawianych w linii wybranego ociosu oraz wykładki ze starych podkładów kolejowych układanej na pełno od strony zawалу [3].

Obydwa chodniki wykonane są w obudowie ŁP-6.

Obsadę ściany stanowi 16-osobowa brygada zmianowa, zatrudniona wg następującego podziału:

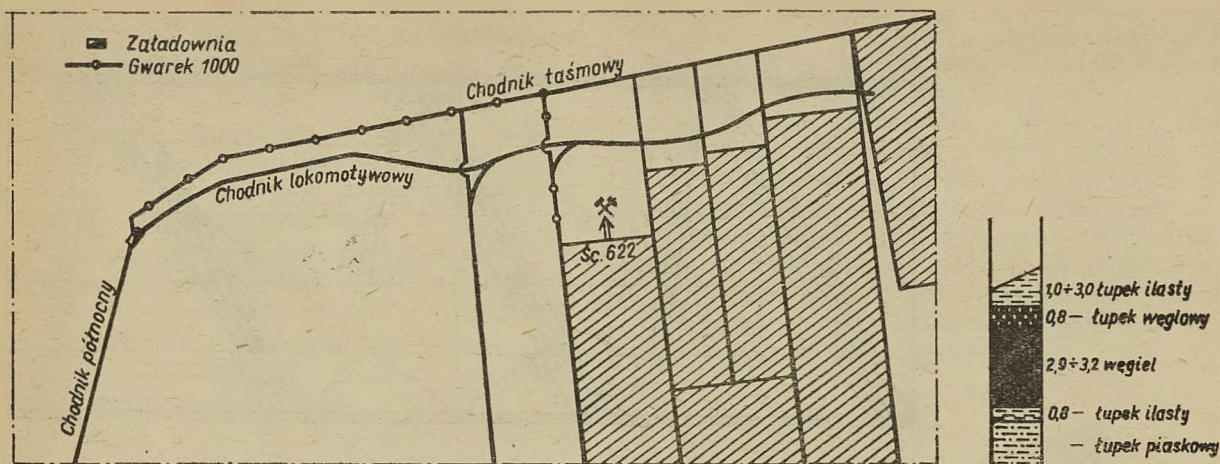
- brygadzysta 1
- kombajnowi 2
- skrzyżowanie z chodnikiem podścianowym 2
- skrzyżowanie z chodnikiem nadścianowym i wnęki 4

- przekładka sekcji i przenośnika 1
- obrywka 1
- czyszczenie sekcji 1
- strzelanie wstrząsowe 4

Na każdej zmianie zatrudnieni są ponadto: 1 ślusarz i 1 elektryk. Bieżące przeglądy konserwacyjne oraz naprawy w ścianie wykonuje specjalna brygada energo-maszynowa po zakończeniu wydobywania na III zmianie w godzinach: 3.00÷8.00. Harmonogram pracy i harmonogram robót w ścianie 529 pokazano na rysunku 3.

3. Technologia i organizacja pracy w ścianie 622 oddziału G-VI

Oddział G-VI prowadzi jedną ścianę poprzeczną w pokładzie 308 o grubości 2,9÷3,2 m, zalegającym na głębokości 460 m z nachyleniem 3÷4° w kierunku S. Szkic mapy oddziału wraz z profilem geologicznym pokładu pokazano na rysunku 4. W ścianie o długości 150 m i wysokości 2,85 m zainstalowana jest obudowa OKP z oryginalnym przenośnikiem oraz kombajn Anderson Mavor ze zdalnym sterowaniem wg własnego rozwiązania. Obudowę wyposażono w hydrauliczną licencyjną typu Fazos. W chodniku podścianowym znajduje się przenośnik Samson, z urządzeniem do przekładki w całości i kruszarka Kruk, a dalej ciąg przenośników Gwarek-1000 z zautomatyzowanymi napędami, którym odstawia się urobek do załadowni oddziałowej. Agregat zasilający obudowę w emulsję wodno-olejową umieszczono na wjeździe z chodnika lokomotywowego do chodnika podścianowego. Kombajn



Rys. 4. Szkic mapy Oddziału G-VI

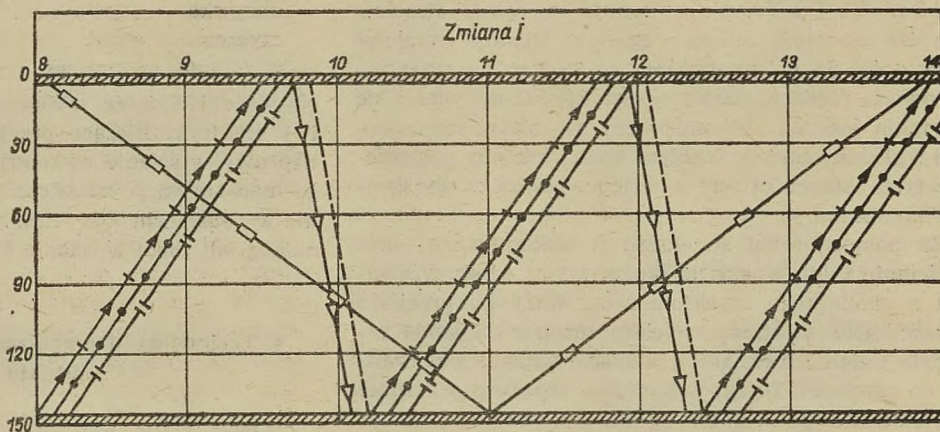
AM-400 urabia ścianę jednokierunkowo od chodnika nadścianowego w stronę chodnika podścianowego. Za urabiającym kombajnem następuje dosuwanie sekcji obudowy do ociosu, natomiast podczas zjazdu przekładany jest przenośnik. W ścianie nie wykonuje się robót strzelniczych dla zruszania calizny ze względu na dużą moc kombajnu. Przebieg pozostałych robót i sposób prowadzenia wnek jest taki sam jak w ścianie 529.

Chodnik nadścianowy jest likwidowany w miarę postępu ściany, natomiast chodnik podścianowy pozostawia się dla potrzeb następnej ściany. Sposób likwidacji i ochrony chodników jest taki sam jak w ścianie 529.

Ściana obłożona jest na trzy zmiany, przy czym 16-osobowa brygada podzielona jest na ogniwa robocze w składzie:

— brygadzysta	1
— kombajnówi	3
— przednie skrzyżowanie	2
— tylne skrzyżowanie i wneka	4
— przekładka obudowy i przenośnika	2
— czyszczenie sekcji	2
— obrywka	2

Na każdej zmianie zatrudniony jest w ścianie ślusarz i elektryk. Na III zmianie w godzinach od 3.00 do 8.00 wydzielono czas na bieżący przegląd i naprawy urządzeń energo-maszynowych oraz hydrauliki.



Czynności	Zmiana I						
	8	9	10	11	12	13	14
Urabianie kombajnem	—	—	—	—	—	—	—
Przesuwanie obudowy	—	—	—	—	—	—	—
Obrywka	—	—	—	—	—	—	—
Zjazd kombajnu			—		—		
Przesuwanie przenośnika			—		—		
Czyszczenie sekcji	—	—	—	—	—	—	—
Wykonywanie wneki	—	—	—	—	—	—	—
Ochrona chodnika podścianowego	—	—	—	—	—	—	—

Rys. 5. Harmonogram pracy i harmonogram robót w ścianie 622

Roboty wykonuje 6-osobowa brygada. Na rysunku 5 pokazano harmonogram pracy i harmonogram robót w ścianie 622.

4. Wskaźniki techniczno-ekonomiczne i wnioski

W wyniku realizacji prac w zakresie modernizacji kompleksów ścianowych i doskonalenia modelu oddziału wydobywczego osiągnięto w kopalni Ziemowit poważny wzrost zdolności produkcyjnej ścian przekraczający normatyw resortowy oraz wysoki poziom koncentracji wydobywania. Uzyskane przez ściany 529 i 622 wskaźniki techniczno-organizacyjne, zestawione w tabelicy 1, potwierdzają celowość i efektywność tych prac.

Tabela 1
ZESTAWIENIE WSKAŹNIKÓW
TECHNICZNO-EKONOMICZNYCH

Wskaźniki	Jednostka	Ściana 529 G-V	Ściana 622 G-VI
Długość ściany	m	150	150
Wysokość ściany	m	2,85	2,85
Normowy czas pracy w ścianie	min/zm	360	360
Średnie wydobywanie:			
w 1975 r.	t/d	2 344	2 100
w I kw. 1976 r.	t/d	2 673	2 283
Maksymalne wydobywanie	t/d	3300	3 600
Średni postęp ściany na dobę w I kw. 1976 r.	m/d	4,9	4,19
Wydajność ścianowa w I kw. 1976 r.	kg/rdn	49 500	40 053

Na podstawie doświadczeń zamykających dotyczących etapu kompleksowej mechanizacji ścian można sformułować następujące wnioski:

- Zdolność produkcyjna zmodernizowanych kompleksów ścianowych osiągnęła już taki poziom, że dla zapewnienia dalszego wzrostu wskaźników koncentracji i intensyfikacji frontu wydobywczego w kopalni Ziemowit należy szukać nowych rozwiązań.
- Wyniki eksploatacyjne nowego kombajnu KWB-3RDU produkcji Piotrowickiej Fabryki Maszyn, pracującego od roku w oddziałach G-VI i G-VII, wykazują wysokie walory użytkowe i wskazują na celowość wdrażania kombajnu do ścian z obudowami OMKT (OKP) przy współpracy z przenośnikiem ścianowym o dużej wydajności.
- W wyniku kompleksowej mechanizacji ścian i koncentracji frontu nastąpiło uproszczenie modelu kopalni, dzięki czemu zmalały jednostkowe nakłady robocizny na odstawę i transport, utrzymanie wyrobisk, odwadnianie, obsługę maszyn i urządzeń pomocniczych.
- Intensyfikacja wydobywania z frontu ścianowego wyposażonego w obudowy zmechanizowane obniża koszty jednostkowe produkcji, jednak równocześnie wpływa na skrócenie okresu eksploatacji maszyn i urządzeń określonego normatywami. Przy wyznaczeniu okresu eksploatacji kompleksów ścianowych powinno się dopuszczać możliwość jego skrócenia pod warunkiem zachowania prawidłowych relacji ekonomicznych.

Literatura

1. Gałęzka S., Grabiec S., Żukiewicz E.: Usprawnienia i zmiany kompleksu ścianowego OMKT dla osiągnięcia zdolności produkcyjnej 3500 t/d. Wiadomości Górnicze 1975, nr 4.
2. Gałęzka S., Żukiewicz E.: Oddziałowy zbiornik urobku umożliwiający optymalną pracę ścian i urządzenia wydobywczego. Wiadomości Górnicze 1976, nr 4.
3. Niechciał T.: Ochrona chodników przed zaciskaniem w polach eksploatowanych systemem ścianowym z zawałem stropu. Wiadomości Górnicze 1974, nr 6.

622.807.4

Zasięg skutecznego nawadniania pokładu węglowego

Doc. dr inż. Alfons Krawiec, mgr inż. Tadeusz Dybeł, mgr inż. Julian Domżał, mgr inż. Paweł Ożana

Treść: Przedstawiono wyniki badań nad wyznaczeniem promienia skutecznego nawadniania pokładu węglowego w celu obniżenia naturalnej skłonności węgla do tępań. Zwrócono uwagę na konieczność znajomości promienia skutecznego nawadniania dla prawidłowego nawadniania calizny węglowej.

1. Wstęp

Zaobserwowany w badaniach laboratoryjnych korzystny wpływ nawilżania próbek węglowych na obniżenie zdolności do akumulowania energii sprężystej pozwolił na opracowanie technologii nawadniania pokładów węglowych w kilku odmianach, jako jednej z aktywnych metod zwalczania tępań.

Równocześnie z badaniami kopalnianymi nad opty-

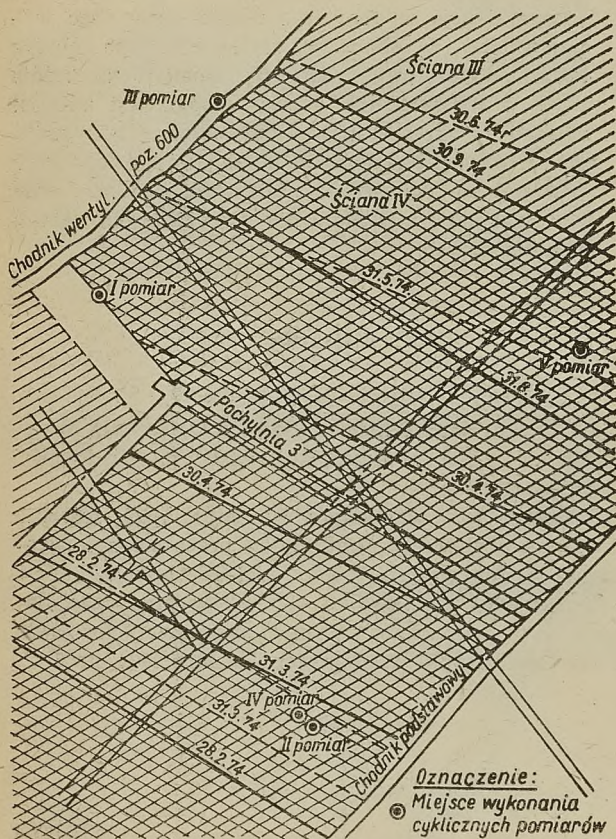
malizacją parametrów nawadniania oraz nad metodami kontroli skuteczności nawadniania kontynuowane są badania laboratoryjne zmian własności mechanicznych węgla z przyrostem wilgotności dla różnych pokładów i ich partii, przy różnych parametrach nawadniania.

Jednym z ważniejszych kierunków badań, mających na celu optymalizację parametrów nawadniania przemysłowego jest wyznaczenie promienia skutecznego

nawadniania pokładu węglowego. Zagadnienie to ma istotne znaczenie przy określeniu rozmieszczenia otworów nawadniających, od czego między innymi zależy skuteczność nawadniania. Występuje tutaj także aspekt ekonomiczny polegający na tym, że znajomość promienia skutecznego nawadniania pozwala nawodnić daną partię pokładu optymalną liczbą otworów nawadniających.

2. Charakterystyka geologiczno-górnicza rejonu badań

Badania dołowe nad określeniem promienia skutecznego nawadniania przeprowadzono w partii A pokł. 510 kop. Miechowice (rys. 1). Partia ta położona jest



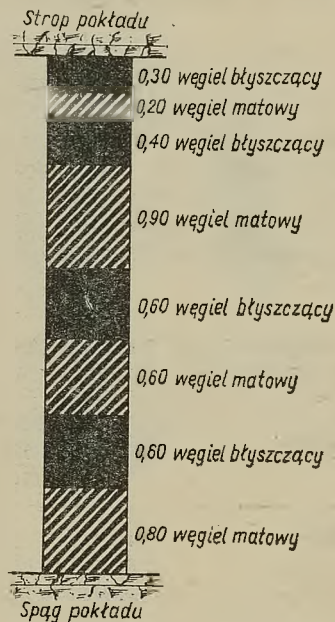
Rys. 1. Wycinek mapy pokładu 510 kopalni Miechowice w rejonie prowadzenia badań nad wyznaczeniem promienia nawadniania

w północno-zachodnim skrzydle Niecki Bytomskiej. Pokład 510 w partii A zalega na głębokości 620÷720 m, a jego nachylenie wynosi 10° do 25°. Grubość pokładu 510 w tym rejonie wynosi od 3,3 do 4,2 m. W stropie pokładu 510 zalega 0,8 m łupku ilastego, a wyżej piaskowiec i łupek piaszczysty z wyraźną przewagą piaskowca. W spągu zalega 2,6 m łupku ilastego i poniżej piaskowiec.

Budowę petrograficzną pokładu 510 w rejonie badań pokazano na rysunku 2. W pewnych rejonach w przyspągowej części pokładu 510 występuje trudno urabialna warstwa węgla o grubości 0,2÷0,3 m, z wkładkami syderytu i pirytu.

Pokład 510 w rozpatrywanym rejonie w obszarze odprężonym przez pokład 507 zaliczany jest do II sto-

pnia zagrożenia tapaniami. W częściach nie odprężonych lub znajdujących się w zasięgu wpływu krawędzi eksploatacji pokładów sąsiednich pokład 510 zaliczony jest do III stopnia zagrożenia tapaniami.



Rys. 2. Profil petrograficzny pokładu 510, partia A

Pokład 510 w partii A eksploatowany jest warstwami od góry systemem ścianowym z zawalem stropu. Po czystym wybraniu warstwy podstropowej warstwa przyspągowa zaliczona będzie do I stopnia zagrożenia tapaniami.

Przedmiotowe badania prowadzono w warstwie podstropowej.

3. Metodyka badań

Analiza dotychczasowych badań i obserwacji pozwala stwierdzić, że w odniesieniu do wszystkich pokładów węgla występuje prawidłowość polegająca na tym, że zwiększenie wilgotności w pokładzie powoduje każdorazowo obniżenie skłonności tego pokładu do tapania. Można zatem przyjąć, że dla całkowitego wyeliminowania zagrożenia tapaniami pokładowymi konieczny jest taki przyrost wilgotności, który obniży „Wkaźnik energetyczny naturalnej skłonności węgla do tapania” do wartości $W_{ET} < 2$.

Zależności ilościowe są różne dla różnych pokładów lub ich partii. Ogólnie można stwierdzić, że im większa naturalna skłonność pokładu do tapania, tym większy wymagany jest przyrost wilgotności dla wyeliminowania skłonności pokładu węglowego do tapania.

Za skutecznie nawadnianą caliznę węglową należy rozumieć tę część strefy nawadnianej, w której uzyskano przyrosty wilgotności pozwalające zakwalifikować węgiel jako nieskłonny do tapania.

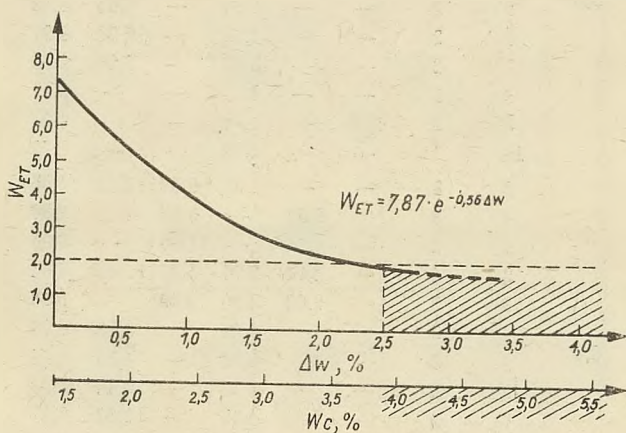
Wyznaczenie promienia skutecznego nawadniania polegało na laboratoryjnym określeniu zależności $W_{ET} = f(\Delta w)$ dla węgla z pokładu 510 w partii A kopalni Miechowice (rejon badań) oraz na badaniach dołowych, którymi określono, na jaką odległość od otworu nawadniającego sięgał przyrost wilgotności powodujący, że $W_{ET} < 2$.

Wilgotność naturalna pokładu 510 w rejonie badań wynosiła $w_{c_{sr}} = 1,39\%$, a wskaźnik $W_{ET} = 7,87$ (węgiel silnie skłonny do tapan).

Laboratoryjne nawadnianie węgla pod ciśnieniem 100 at w czasie 24, 48 i 72 godz. pozwoliło wyznaczyć zależność $W_{ET} = f(\Delta w)$ dla badanego węgla. Zależność tę opisuje równanie

$$W_{ET} = 7,8 e^{-0,56\Delta w}$$

Przebieg krzywej wg równania (1) przedstawiono na rys. 3. Silnie skłonny do tapan węgiel w partii A pokładu 510 kopalni Miechowice przechodzi do grupy



Rys. 3. Zmiana energetycznego wskaźnika skłonności węgla do tapan W_{ET} z przyrostem wilgotności dla pokładu 510 kopalni Miechowice

węgla słabo skłonnych do tapan, po uzyskaniu przyrostu wilgotności $\Delta w = 0,8\%$. Przy dalszym przyroście wilgotności do wartości $\Delta w = 2,5\%$, co odpowiada $w_c = 3,9\%$, węgiel staje się niesklonny do tapan. Wynika stąd, że za strefę skutecznie nawodnioną należy uważać tę część calizny w otoczeniu otworu nawadniającego, w której $w_c \geq 3,9\%$. Za promień skutecznego nawadniania będziemy uważali odległość od otworu nawadniającego do końca strefy, w której $w_c \geq 3,9\%$.

Badania dołowe przeprowadzono w pięciu cyklach pomiarowych. Każdy cykl obejmował wykonanie jednego otworu nawadniającego o długości do 10 m. Główce nawadniające długości 1,5 m zakładano w otworze na głębokości około 5,5 m. Ciśnienie włączanej do otworu wody wahało się w granicach od 120 do 180 at. Po nawodnieniu przyciosowej partii pokładu jednym otworem nawadniającym wiercono kontrolne otwory małośrednicowe ($\varnothing 42$ mm), z których pobierano zwierniny do pomiaru wilgotności.

Wilgotność określano na każdym 1 m otworu badawczego. Dla każdego cyklu pomiarowego sporządzono siatkę prostokątną, w której bok kwadratu jednostkowego odpowiadał odcinkowi 1,0 m. Na siatce tej naniesiono położenie otworu nawadniającego. Odpowiednim węzłom siatki przyporządkowano wyinterpolowane wartości w_c , a następnie wykreślono dla każdego cyklu pomiarowego izolnie wilgotności co 0,5%.

Podobnie wyznaczono zasięg nawadniania przed otworem nawadniającym (w głąb calizny węglowej). W tym przypadku otwory badawcze były dłuższe od otworów nawadniających o 6,0 m.

4. Wyniki badań nad wyznaczeniem promienia skutecznego nawadniania

Poszczególne cykle badawcze wykonano w wyrobiskach przedmiotowego rejonu pokładu 510 (rys. 1). Rozmieszczenie otworów nawadniających i kontrolnych oraz ich lokalizację przedstawiono w tablicy 1.

Wyniki pomiaru wilgotności zestawiono w tablicy 2. Graficzne opracowanie wyników badań wykonano dla każdego cyklu pomiarowego (rys. 4 i 6a).

Po opisanii poszczególnych węzłów siatki określonymi wartościami wilgotności całkowitej w_c wykreślono przebieg izolnie wilgotności co 0,5%, nanosząc na wykresy (linia przerywana) główny kierunek łupności w węglu. Analizując wykresy izolnie wilgotności dla poszczególnych cykli pomiarowych, można zauważyć, że występujące w pokładzie lokalnie wyższe wartości w_c układają się w linii prostej, której kierunek odpo-

Tablica 1
ROZMIESZCZENIE OTWORÓW NAWADNIAJĄCYCH I KONTROLNYCH ORAZ ICH LOKALIZACJA

Cykl	Miejsce	Długość otworów nawadniających m	Liczba i długość otworów kontrolnych		Czas nawadniania h
			upad	wznios	
I	przecinka z chodnika nadścianowego do chodnika wentylacyjnego	7,0	10 otworów o długości 3,0÷7,0 m	3 otwory o długości 4,0÷7,0 m	2
II	ściana podstropowa nr 3	10,0	4 otwory o długości 8,0 m	4 otwory o długości 8,0 m	1,45
III	ocios chodnika wentylacyjnego na poz. 630 m	6,5	11 otworów o długości 7,0÷10,0 m		2
IV	ściana nr 4	6,0	3 otwory o długości 6,0÷10,0 m	2 otwory o długości 8,0÷10,0 m	1
V	ściana podstropowa nr 3	10,0	7 otworów o długości 6,0÷8,0 m	2 otwory o długości 6,0÷8,0 m	4

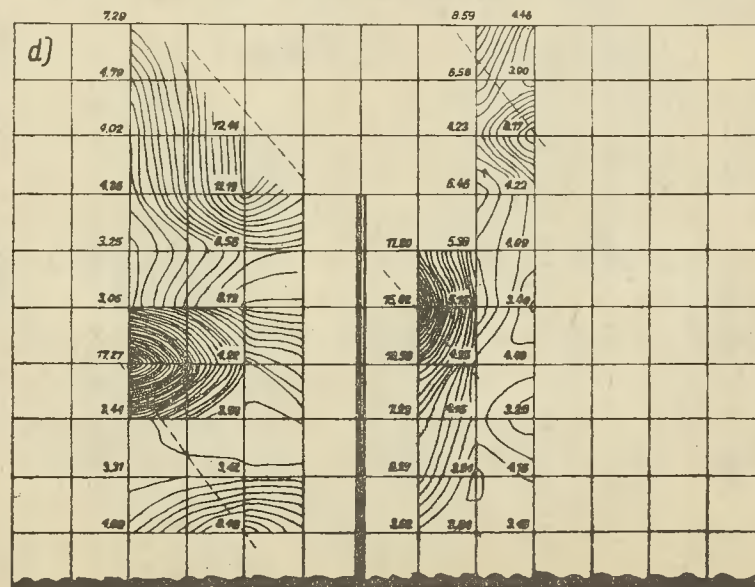
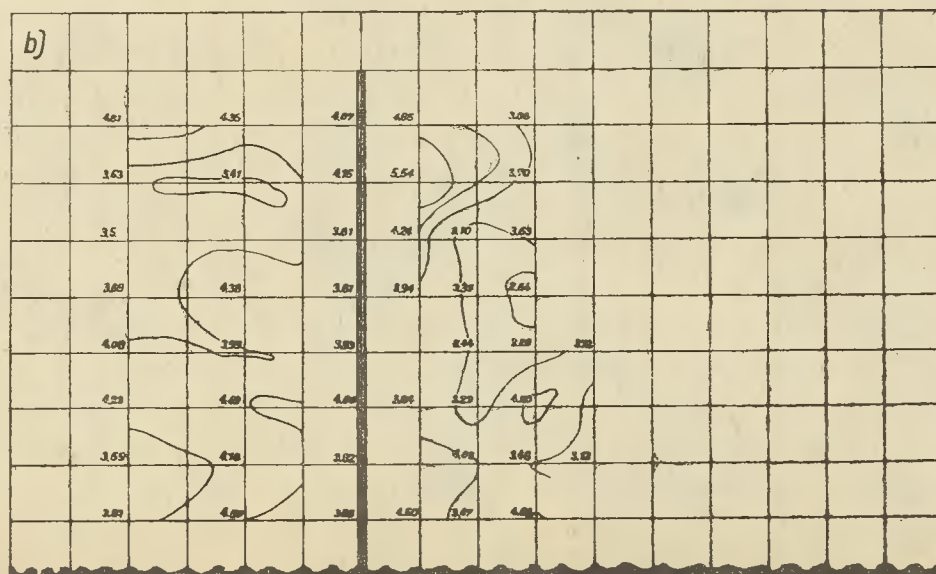
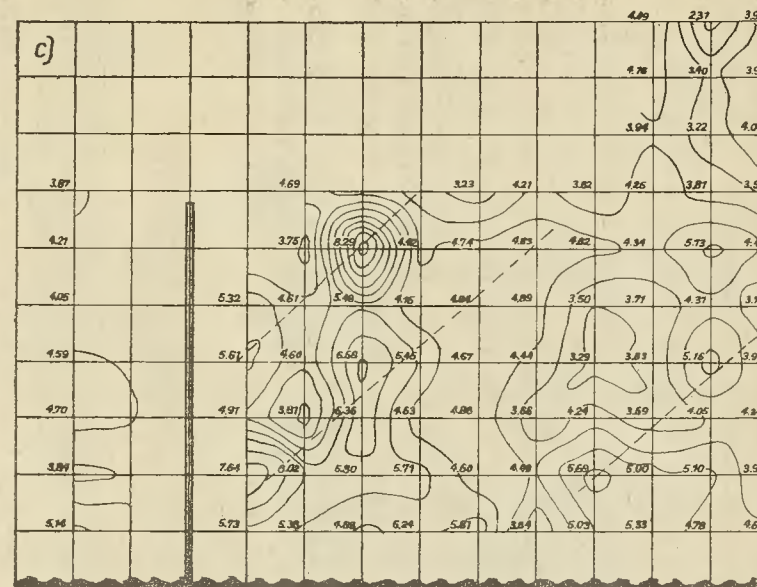
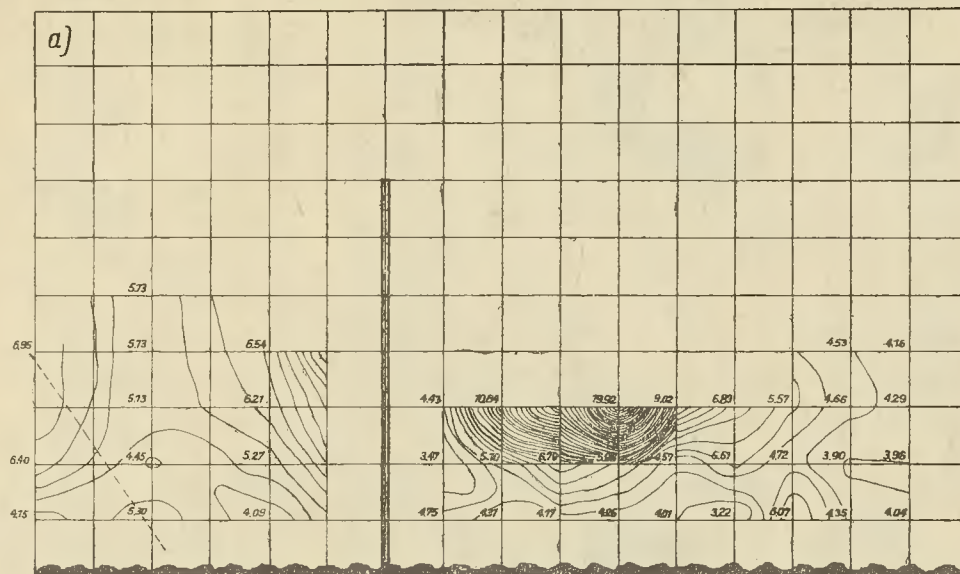
Tablica 2

Ciąg dalszy tablicy 2

ZESTAWIENIE WYNIKÓW WILGOTNOŚCI
CAŁKOWITEJ W_c W POKŁADZIE 510
DLA POSZCZEGÓLNYCH CYKLI NAWADNIANIA

Odle- głość pun- ktu po- mia- rowe- go m	Odle- głość otwo- ru po- mia- rowe- go od otwo- ru na- wod- nienia m	Licz- ba po- mia- rów w punk- cie	Wilgotność całkowita w poszczególnych cyklach pomiarowych %					Śred- nia Wc dla 5 cykli po- mia- ro- wych
			I	II	III	IV	V	
1	2	3	4	5	6	7	8	9
1,0	2	5	4,09	4,50	5,14	8,48	4,93	5,43
	4	4	5,30	3,81	—	4,20	3,94	4,31
	6	1	4,15	—	—	—	—	4,15
	1	5	4,75	4,50	5,75	3,82	4,47	4,65
	2	5	4,31	3,47	5,38	3,84	5,45	4,49
	3	5	4,17	4,06	4,89	3,45	4,47	4,21
	4	3	4,26	—	5,24	—	3,80	4,43
	5	3	4,01	—	5,81	—	4,57	4,80
	6	3	3,22	—	3,64	—	3,99	3,62
	7	3	6,07	—	5,03	—	3,31	4,80
2,0	8	2	4,35	—	5,33	—	—	4,84
	9	2	4,04	—	4,78	—	—	4,41
	10	1	—	—	4,68	—	—	4,68
	2	5	5,27	4,16	3,84	2,42	5,09	4,16
	4	4	4,45	3,59	—	3,31	3,78	3,78
	6	1	6,40	—	—	—	—	6,40
	1	5	3,47	4,00	7,64	6,27	5,13	5,30
	2	5	5,10	3,48	6,02	3,24	4,71	4,51
	3	5	6,79	3,12	5,80	4,19	4,66	4,91
	4	3	5,96	—	5,71	—	4,50	5,39
3,0	5	3	4,57	—	4,60	—	4,61	4,59
	6	3	5,51	—	4,49	—	4,82	4,94
	7	3	4,72	—	5,69	—	4,47	4,96
	8	2	3,90	—	5,00	—	—	4,45
	9	2	3,96	—	5,10	—	—	4,53
	10	1	—	—	3,90	—	—	3,90
	2	5	6,21	4,49	4,70	3,93	4,39	4,74
	4	4	5,13	4,23	—	3,44	3,65	4,11
	1	5	4,43	3,84	4,91	7,23	8,21	5,72
	2	5	10,84	3,29	3,81	4,15	5,63	5,34
4,0	3	4	—	4,20	6,36	3,28	2,40	4,06
	4	3	19,92	—	4,63	—	4,37	9,64
	5	3	9,02	—	4,36	—	6,6	5,85
	6	3	6,83	—	3,66	—	3,57	4,69
	7	3	5,57	—	4,24	—	2,85	4,22
	8	2	4,66	—	3,69	—	—	4,18
	9	2	4,29	—	4,05	—	—	4,17
	10	1	—	—	4,34	—	—	4,34
	2	5	6,54	3,99	4,59	4,22	4,46	4,76
	4	4	5,13	4,08	—	17,97	5,51	8,17
4,0	6	1	6,95	—	—	—	—	6,95
	1	3	—	3,44	5,61	10,59	—	6,55
	2	4	—	3,28	4,60	4,35	5,79	4,51
	3	3	—	3,72	6,58	4,49	—	4,93
	4	2	—	—	5,45	—	3,41	4,43
5	2	—	—	4,57	—	4,39	4,48	

1	2	3	4	5	6	7	8	9
	6	2	—	—	4,44	—	4,63	4,54
4,0	7	2	—	—	3,29	—	3,33	3,31
	8	2	4,53	—	3,63	—	—	4,08
	9	2	4,01	—	5,19	—	—	4,60
	10	1	—	—	3,92	—	—	3,92
	2	4	—	4,38	4,06	8,13	5,24	4,36
	4	4	5,13	3,69	—	3,05	10,48	5,59
	1	3	—	3,94	5,32	15,09	—	8,12
	2	4	—	3,35	4,61	6,16	8,61	5,68
	3	3	—	2,64	5,48	3,40	—	3,84
5,0	4	2	—	—	4,75	—	4,28	4,52
	5	2	—	—	4,84	—	4,61	4,73
	6	2	—	—	4,69	—	12,93	8,81
	7	2	—	—	3,50	—	7,28	5,39
	8	1	—	—	3,71	—	—	3,71
	9	2	4,16	—	4,31	—	—	4,24
	10	1	—	—	3,72	—	—	3,72
	2	3	—	—	4,21	6,52	12,51	7,65
	4	3	—	3,57	—	3,25	4,78	3,86
	1	2	—	4,24	—	11,86	—	8,05
	2	4	—	3,10	3,76	5,39	11,40	5,91
	3	3	—	3,63	8,29	4,09	—	5,33
6,0	4	2	—	—	4,42	—	3,75	4,08
	5	2	—	—	4,74	—	4,23	4,48
	6	2	—	—	4,83	—	16,44	10,63
	7	2	—	—	4,62	—	10,52	7,57
	8	1	—	—	4,34	—	—	4,34
	9	1	—	—	5,13	—	—	5,13
	10	1	—	—	4,40	—	—	4,40
	2	3	—	3,41	3,87	12,14	—	6,47
	4	2	—	3,53	—	4,36	—	3,94
	1	1	—	5,54	—	—	—	5,54
	2	2	—	—	4,69	6,46	—	5,58
	3	2	—	3,70	—	4,22	—	3,96
7,0	4	1	—	—	—	—	13,70	13,70
	5	2	—	—	3,23	—	4,57	3,90
	6	2	—	—	4,21	—	17,99	11,10
	7	1	—	—	3,62	—	—	3,62
	8	1	—	—	4,25	—	—	4,25
	9	1	—	—	3,81	—	—	3,81
	10	1	—	—	3,50	—	—	3,50
	2	2	—	4,35	—	12,44	—	8,40
	4	2	—	4,81	—	4,02	—	4,42
	1	1	—	4,85	—	—	—	4,85
	2	1	—	—	—	4,23	—	4,23
	3	2	—	3,86	—	8,17	—	6,02
	5	1	—	—	—	—	7,94	7,94
	8	1	—	—	3,94	—	—	3,94
	9	1	—	—	—	3,22	—	3,22
8,0	10	1	—	—	—	4,04	—	4,04
	4	1	—	—	—	4,78	—	4,78
	2	2	—	—	—	6,58	—	6,58
	3	1	—	—	—	3,90	—	3,90
9,0	8	1	—	—	4,16	—	—	4,16
	9	1	—	—	3,40	—	—	3,40
	10	1	—	—	3,98	—	—	3,98
	4	1	—	—	—	7,29	—	7,29
	2	1	—	—	—	8,59	—	8,59
10,0	3	1	—	—	—	4,46	—	4,46
	8	1	—	—	4,49	—	—	4,49
	9	1	—	—	2,31	—	—	2,31
	10	1	—	—	3,98	—	—	3,98



Rys. 4. Wykres izolinii wilgotności w_c w pokładzie. Cykl pomiarowy: a — I, b — II, c — III, d — IV

wiada kierunkowi głównej łupności pokładu. Wynika stąd, że podczas nawadniania pod wysokim ciśnieniem szczelinowanie pokładu odbywa się intensywniej i na większą odległość wzdłuż płaszczyzn łupności.

W trakcie wiercenia kontrolnych otworów pomiarowych w kilku przypadkach długość otworów pomiarowych była zależna od położenia strefy o wyższych wartościach wilgotności, gdyż podczas wiercenia w tej strefie wiertło zostało zakleszczone w otworze. Maksymalne zawilgocenie węgla w strefie nawadnianej pokładu wynosiło odpowiednio w:

- I cyklu — $w_{c \max} = 19,92\%$,
- II cyklu — $w_{c \max} = 5,54\%$,
- III cyklu — $w_{c \max} = 8,29\%$,
- IV cyklu — $w_{c \max} = 17,27\%$,
- V cyklu — $w_{c \max} = 17,99\%$.

Przedstawione dane świadczą o tym, że dla różnych części pokładu 510 w partii A, przy zbliżonych parametrach procesu nawadniania calizny węglowej, osiągnięty efekt jest wyraźnie zróżnicowany.

Najniższa wartość przyrostu wilgotności występuje na ogół w przydociosowym pasie pokładu o szerokości ok. 2,0 m. Mały przyrost wilgotności tłumaczy się obecnością strefy spekań, która zmniejsza efektywność nawadniania.

Stwierdzono także, że w cyklach badawczych I, III i IV długość otworu nawadniającego nie przekroczyła

Mając na uwadze zależności przedstawione na rysunku 3 wykreślono uśredniony przebieg izolinii dla pięciu cykli pomiarowych (rys. 6b), na podstawie którego naniesiono izolinię wilgotności $w_c = 3,9\%$. Izolinia ta (rys. 6c) wydziela z obszaru w otoczeniu otworu nawadniającego strefę skutecznie nawodnioną spełniającą warunek $w_c \geq 3,9$.

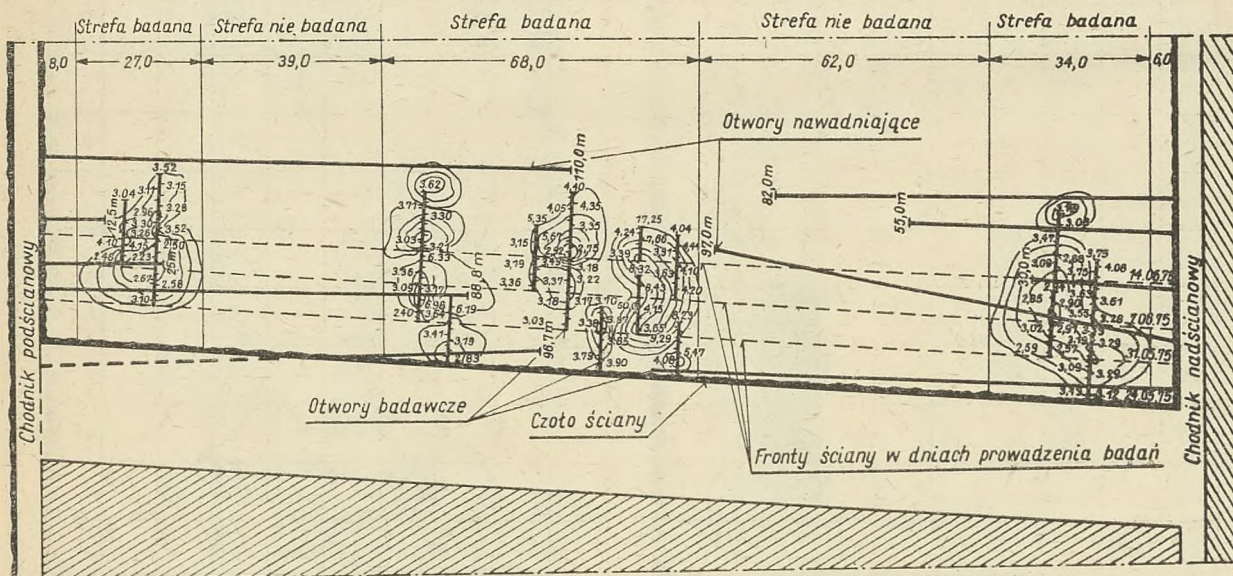
Strefa skutecznie nawodniona obejmuje od otworu nawadniającego w kierunku upadu pas pokładu o szerokości od 6,0 do 7,0 m, poza którym występują strefy znacznych rozmiarów o wilgotności węgla $w_c < 3,9\%$. W kierunku wzniosu zasięg efektywnego nawadniania jest mniejszy i wynosi 3,0 do 4,0 m. Szerokość strefy skutecznie nawodnionej w otoczeniu otworu nawadniającego wynosi ok. 10,0 m. Promień skutecznego nawadniania dla pokładu 510 w partii A kopalni Miechowice wynosi $r = 5,0$ m.

Analogiczne badania wykonane w strefie przed otworem nawadniającym wykazały, że skuteczne nawadnianie sięga na ok. 4,0 m przed otwór nawadniający (rys. 6d).

5. Wnioski

Przeprowadzone badania laboratoryjne i dołowe pozwalają na wysunięcie następujących wniosków:

1. Węgiel z pokładu 510 w rejonie badań jest silnie



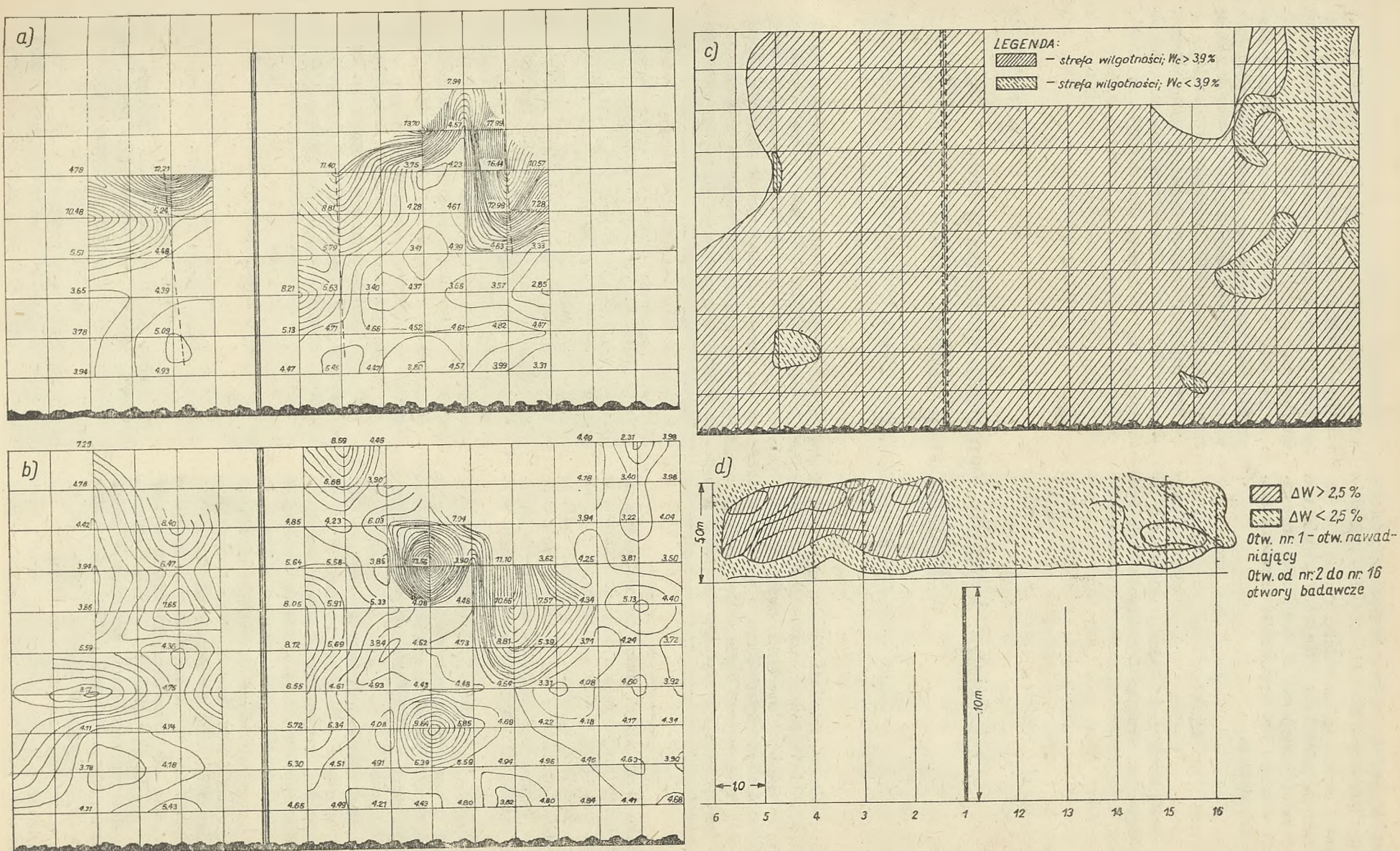
Rys. 5. Wyznaczenie zasięgu nawadniania w ścianie 004 pokładu 510 kopalni Pstrowski

7,0 m, natomiast w cyklach II i V otwory nawadniające miały długość 10,0 m. Porównując wykresy efektu nawadniania, można stwierdzić, że im dłuższe otwory nawadniające, tym trudniej uzyskać równomierne nawodnienie calizny węglowej wzdłuż całego otworu. Potwierdzają to badania przeprowadzone w ścianie 004 pokładu 510 kopalni Pstrowski (rys. 5). Nierównomierność nawadniania można by zlikwidować, stosując segmentowe nawadnianie otworu długiego. Wymaga to skonstruowania odpowiednich głowic nawadniających, którymi można by było nawadniać dowolne odcinki otworu.

skłonny do tapan (W_{ET} = 7,87). Przyrost wilgotności $\Delta W = 2,5\%$ powoduje, że węgiel ten staje się nieskłonny do tapan.

2. Strefa skutecznego nawodnienia calizny węglowej pokładu 510 w rejonie badań sięga od otworu nawadniającego w kierunku upadku na odległość 6,0 do 7,0 m, a w kierunku wzniosu na odległość 3,0 m do 4,0 m. Szerokość nawodnionego skutecznego pasa wynosi średnio ok. 10,0 m. Promień skutecznego nawodnienia wynosi ok. 5,0 m.

3. Skuteczne nawodnienie sięga w badanym przypadku na ok. 4,0 m przed otwory nawadniające.



Rys. 6. Wykresy izolinii wilgotności i zasięgu nawadniania
 a — wykres izolinii wilgotności w_c w pokładzie dla V cyklu pomiarowego; b — uśredniony wykres izolinii;
 c — uśredniony zasięg efektywnego nawadniania; d — zasięg strefy efektywnego nawadniania przed otworem

4. Położenie punktów o najwyższej wilgotności pokrywa się z kierunkiem głównej łupności w pokładzie.

5. Promień skutecznego nawadniania może być różny dla różnych pokładów i warunków nawadniania. Dlatego w każdym przypadku w początkowej fazie nawadniania wskazane jest wyznaczenie promienia skutecznego nawadniania.

Literatura

1. Stranz B., Krawiec A.: Sposoby urabiania a zagrożenie tąpnięciami. Przegląd Górniczy 1973, nr 7÷8.

2. Krawiec A., Domżał J.: Nawadnianie pokładów a zagrożenie tąpnięciami. Przegląd Górniczy 1973, nr 12.

3. Szczówka Z., Domżał J., Ożana P.: Wskaźnik energetyczny skłonności węgla do tąpnięć. Prace GIG. Komunikat 594.

4. Szczówka Z., Grabis Z., Domżał J.: Problem eksploatacji pokładu węglowego w warunkach możliwości występowania tąpnięć. Bezpieczeństwo pracy w górnictwie. Wydawnictwo WUG. Katowice 1972, nr 2.

5. Krawiec A., Domżał J., Ożana P.: Próby włączania wody w stropy pokładów węglowych w aspekcie zwalczania tąpnięć. Przegląd Górniczy 1975, nr 4.

622.26/1.5:622.343

Określenie kształtu wyrobiska chodnikowego w kopalni rudy miedzi

Doc. dr inż. Stanisław Hwałek

Treść: Omówiono zależność kształtu wyrobiska chodnikowego w trzech charakterystycznych położeniach wyrobiska w profilu pionowym skał złoża: w piaskowcach, z warstwą łupku ilastego w ociosach wyrobiska tuż przy stropie tegoż wyrobiska, częściowo w piaskowcach, a częściowo w skałach węglanowych, z warstwą łupku ilastego występującego w połowie wysokości ociosów wyrobiska, całkowicie w skałach węglanowych, przy czym warstwa łupku ilastego znajduje się w ociosach przy spagu wyrobiska. Na podstawie rozważań teoretycznych i trzyletnich obserwacji przyjęto, że najodpowiedniejszym kształtem wyrobiska jest trapez odwrócony, przy czym istotnym zagadnieniem jest określenie kąta nachylenia ociosu wyrobiska.

W wyniku długotrwałych obserwacji zachowania się wyrobisk korytarzowych można dojść do wniosku, że zmienność warunków górniczo-geologicznych powoduje rozróżnienie kształtów wyrobisk; w zależności od tego czy wyrobisko prowadzone jest w samym piaskowcu, czy też w warstwach dolomitowo-wapiennych obserwuje się dążność do osiągnięcia pewnego stanu równowagi.

Przy pojedynczych wyrobiskach korytarzowych, prowadzonych w znacznych odległościach w nie naruszonym górotworze, gdzie nie ma wzajemnego wpływu wyrobisk na siebie, przejawy ciśnienia górotworu mają mniejsze natężenie.

Obserwowane odkształcenia i ruchy górotworu zależą przede wszystkim od głębokości i własności wytrzymałościowych skał otaczających wyrobisko oraz od położenia poszczególnych warstw o różnych własnościach w profilu pionowym.

Wokół wykonanych wyrobisk zawsze rozwija się strefa odprężona i strefa spekania. Rozwój strefy spekania jest szczególnie silny i widoczny w ociosach wyrobisk. Największy wpływ na intensywność spekania i kształtowanie się samostatecznego obrysu ociosów wyrobisk (morfologii ociosów) wywiera położenie w profilu złoża warstwy łupków ilastych tzw. „smolistych”. Na ten fakt zwrócił uwagę N. Kunysz w 1965 r. oraz J. Bauer, Z. Karpuk, N. Kunysz w 1973 r. [3], [4]. Warstwa ta wyróżnia się niską wytrzymałością skał i jak gdyby własnościami „smarnymi” (obniża tarcie międzywarstwowe), co ułatwia silne spekanie ociosów.

Można wyróżnić trzy charakterystyczne położenia wyrobiska w profilu pionowym skał złoża, a tym samym położenie warstwy łupku ilastego w profilu pionowym ociosów wyrobisk:

- W pierwszym położeniu wyrobisko znajduje się w piaskowcach, a warstwa łupku ilastego leży w ociosach przy stropie.
- W drugim położeniu wyrobisko leży częściowo w piaskowcach, a częściowo w skałach węglanowych — i warstwa łupku ilastego znajduje się mniej więcej w połowie wysokości ociosów wyrobiska.
- W trzecim położeniu wyrobisko leży całkowicie w skałach węglanowych, a warstwa łupku ilastego występuje w ociosach przy spagu wyrobiska.

Oczywiście może być cały szereg położzeń pośrednich.

W pierwszym przypadku spekanie płytowe i odspajanie się oraz obrywanie skał z ociosów rozwija się silniej w górnej części i ociosy nachylają się górą ku całźnie.

W drugim przypadku największe spekanie i obrywanie się ociosów następuje w pobliżu warstwy łupku, tj. w środku wysokości wyrobiska.

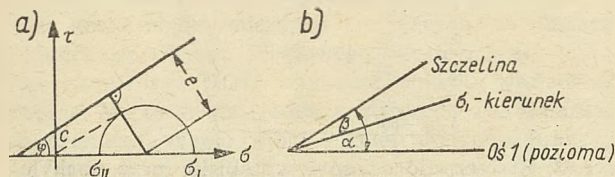
W trzecim przypadku największe spekanie i odkształcenie ociosów obserwuje się przy spagu. Ociosy wyrobisk nachylają się wtedy w górnej części do wyrobiska.

Przy pojedynczych wyrobiskach w nie naruszonym górotworze przejawy ciśnienia górotworu w stropie są nieznaczne; mimo odprężenia strop prawie nigdy nie

ulega spękanom, a obwał takiego zakotwionego stropu jest zjawiskiem wyjątkowym. Odkształcenia i ruchy spągu w pojedynczych wyrobiskach chodnikowych są obserwowane tylko w bliskim sąsiedztwie pól eksploatacyjnych, gdy między wyrobiskiem a polem leży zbyt wąski filar.

Szczegółowym badaniom poddano wyrobiska prowadzone w piaskowcu z cienką warstwą łupku i dolomitu granicznego w stropie. Wyrobiska te wykonano w kształcie trapezu odwróconego. Trzyletnie obserwacje nie wykazały zasadniczych zmian kształtu wyrobisk.

Z rysunku 1 wynika, że bardzo istotnym zagadnieniem jest określenie kąta nachylenia ociosu wyrobiska przy założeniu pełnej stabilności wyrobiska.



Rys. 1. a — definicja pewności przed pęknięciem (wg Förstera); b — pewność przed pęknięciem na powierzchniach szczelin

Dalszy tok rozważań teoretycznych pozwoli na określenie kąta nachylenia ociosów w zależności od rodzaju skał (posłużono się tutaj wzorami zaczerpniętymi z literatury [2]).

Przy określaniu stabilności wyrobiska należy wyjść z możliwych postaci pęknięć. Spękania skał wokół wyrobiska mogą powstać wskutek naprężeń rozciągających lub ścinających. Wielkość obszarów naprężeń rozciągających zależy od kształtu wyrobiska i wielkości ciśnienia bocznego, przy czym naprężenia rozciągające ograniczają się najczęściej do stropu i spągu. W obszarach dużych naprężeń ściskających należy oczekiwać przełomów ścinanych, spowodowanych naprężeniami ścinającymi. Stateczność S tych obszarów lub pewność przed pęknięciem zależy więc od stosunku wytrzymałości i naprężeń ścinających wtórnego stanu.

$$S = \frac{T_{sp}}{T} \quad (1)$$

gdzie

T_{sp} — naprężenie ścinające potrzebne do przełamania,

T — istniejące naprężenia ścinające.

Jeżeli do równania (1) podstawimy składowe naprężeń odpowiadające kryterium Coulomba, to otrzymamy

$$S = \frac{-\frac{1}{2}(\sigma_I + \sigma_{II}) \sin \varphi + C \cdot \cos \varphi}{\tau_{max}} \quad (2)$$

gdzie

σ_I, σ_{II} — naprężenia główne,

$\tau_{max} = \frac{\sigma_I + \sigma_{II}}{2}$ — maksymalne naprężenia ścinające,

φ — kąt tarcia wewnętrznego,

C — kohezja (naprężenia ścinające < 0).

Równanie (2) opisuje pewność przed pęknięciem w górotworze izotropowym. W powiązaniu z parametrami kryterium Coulomba można wyprowadzić linie

pęknięcia poślizgowego, które podają kierunek powierzchni pęknięcia

$$\epsilon_{1/2} = \left(\frac{\pi}{2} + \alpha \right) \pm \frac{\pi}{4} - \frac{\varphi}{2} \quad (3)$$

gdzie

α — kąt między napreżeniem głównym σ_I i osiową 1,

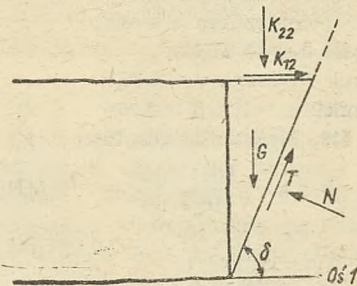
ϵ — kąt między powierzchnią pęknięcia i osiową 1.

Na podstawie parametrów wytrzymałości (parametr kryterium Coulomba) i obciążenia (σ_I, σ_{II} i α) mogą być więc zgodnie z równaniem (2) określone obszary zagrożone pęknięciem. W związku z tym przeprowadzono specjalne rozważania równowagi na możliwych korpusach ślizgowych, które zostały utworzone przez kontur wyrobiska i linie poślizgu — równanie (3).

Rozważania zakładają jednorodny i nie zakłócony górotwór, to też należy zwrócić uwagę na ewentualne pęknięcia i łupkowatość. Jest rzeczą znaną, że w popękanych i łupkowatych skałach przełomy tworzą się raczej wzdłuż tych danych płaszczyzn podziałowych. Za niebezpieczne szczeliny należy uznać te, które biegną głównie równoległe do osi wyrobiska i których nachylenie względem spągu jest tak duże, że może spowodować przesunięcie płaszczyzn względem siebie.

Pewność przed pęknięciem wzdłuż podanych powierzchni podziału określa wzór

$$S = \frac{-\left[\frac{1}{2}(\sigma_I + \sigma_{II} - \tau_{max} \cdot \cos^2(\beta - \alpha) \tan \varphi) \right] + c}{\tau_{max} \cdot \sin^2(\beta - \alpha)} \quad (4)$$



Rys. 2. Przegląd sił działających na klinach ścinania wg Förstera

T — siła styczna, N — siła normalna, K_{22} — siła wypadkowa ze składowej stycznej naprężeń wokół wyrobiska, obciążająca klin ścinania, K_{12} — składowe siły wypadkowe z naprężenia stycznego, G — ciężar klina stycznego (znikomo mały w stosunku do obciążenia), δ — kąt między powierzchnią podziałową i osiową 1.

Należy przy tym uwzględnić, że w równaniu (2) trzeba przedstawić parametry wytrzymałościowe górotworu, a w równaniu (4) odpowiednie wartości charakterystyki na powierzchni szczeliny.

Jeżeli z podanych naprężeń określa się siły wypadkowe dla podanego jako przykład korpusu ślizgowego o długości 1 m (w kierunku osi), to można rozpoznać siły działające podane na rysunku 2.

Pewność przeciw przełomowi na rozpatrywanej powierzchni przełomu ślizgowego może być wyrażona analogicznie do równania (1)

$$S = \frac{T_{sp}}{T} = \frac{N \cdot \tan \varphi + \bar{c}}{T} \quad (5)$$

gdzie $\bar{c}$ — siła spójności powierzchni przełomu.

Jeżeli do równania (5) zostanie podstawiona składowa normalna N , a składowa styczna T określona przez siły działające, to zabezpieczenie przed pęknięciem w ociosach wyrobiska wyrazi wzór

$$S = \frac{\operatorname{tg} \varphi (\cos \delta + \alpha \cdot \sin \delta) + b}{\sin \delta - \alpha \cdot \cos \delta} \quad (6)$$

gdzie

$$s = \frac{K_{12}}{K_{22}}$$

zaś

$$b = \frac{\bar{c}}{K_{22}}$$

δ — kąt między powierzchnią podziałową i osią 1 (rys. 2).

Dla określenia zatem warunków stabilności ociosów jest niezbędna znajomość stanu naprężeń i własności wytrzymałościowych górotworu. Z wzoru (1) wynika, że ociosy wyrobiska będą stabilne, jeżeli stopień pewności $S \geq 1$, toteż analizując wzór (6) i znając wielkość granicznego stopnia pewności można określić optymalny kąt nachylenia ociosów.

Podane obliczenia są słuszne, w przypadku gdy strop wyrobiska został właściwie obudowany i nie występują w nim rozwarstwienia. Poniżej podano przykład określenia kąta nachylenia ociosów dla wyrobiska prowadzonego w piaskowcu.

Przykład

- położenie wyrobiska $h = 600$ m,
 - ciężar objętościowy skał nadległych (średnio) $\gamma = 27$ N/dm³,
 - wysokość wyrobiska $w = 4$ m,
 - szerokość wyrobiska $l = 6$ m,
 - kąt tarcia wewnętrznego $\varphi = 40^\circ$,
 - siła spójności $\bar{c} = 10$ MN/m²,
 - współczynnik Poissona $\nu = 0,16$,
 - współczynniki: $\alpha = 1,0$; $\beta = 0,76$
- (tabl. 3.1 str. 119, Mechanika górotworu [1]).

$$P_z = -h \cdot \gamma = -\frac{600 \cdot 27000}{1000000} = -16 \text{ MN/m}^2$$

$$P_x = \frac{P_z}{m-1} = \frac{-16}{6-1} = -3,2 \text{ MN/m}^2$$

$$\sigma_z = K_{22} = P_z(1+\alpha) - P_x = -16(1+1) + 3,2 = -28,8 \text{ MN/m}^2$$

$$\sigma_x = K_{12} = -P_z + (1+\beta) P_x = +16 - (1+0,76) 3,2 = +10,4 \text{ MN/m}^2$$

Obliczenie wskaźników a i b

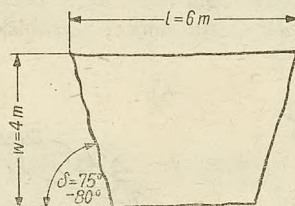
$$a = \frac{K_{12}}{K_{22}} = \frac{10,4}{-28,8} = -0,36$$

$$b = \frac{\bar{c}}{K_{22}} = \frac{10}{-28,8} = -0,35$$

Ponieważ wiadomo, że stopień pewności $S \geq 1$, toteż podstawiając metodą prób różne wartości kątów δ stwierdzono, że — dla kąta nachylenia wyrobiska ok. 75° — S spełnia warunek granicznej stabilności

$$S = \frac{\operatorname{tg} \varphi (\cos \delta + \alpha \cdot \sin \delta) + b}{\sin \delta - \alpha \cdot \cos \delta} = \frac{0,84 (0,31 + 0,36 \cdot 0,96) + 0,35}{0,96 - 0,36 \cdot 0,31}$$

$$S = 1,07 \geq 1$$



Rys. 3. Stateczność ociosów wyrobiska przy nachyleniu $\delta = 70-80^\circ$

Zatem dla warunków podanych w założeniu ociosy nachylone pod kątem $\delta = 75-80^\circ$ zapewniają wystarczającą stateczność oraz świadczą o tym, że wyrobisko powinno mieć kształt odwróconego trapezu (rys. 3).

Literatura

1. Borecki M., Chudek M.: Mechanika górotworu. Katowice 1972, Wyd. Śląsk.
2. Förster W., Heinrich F., Bachman G.: Eine Methode zur Ermittlung der Lasten als Basis für die Dimensionierung von Sicherungselementen. Neue Bergbautechnik nr 1/1974, Leipzig.
3. Kunysz N.M.: Własności mechaniczne górotworu a system eksploatacji. Rudy i Metale Nieżelazne 1966, nr 12.
4. Kunysz N.M., Bauer J., Karpuk Z.: Określenie warunków stabilności pól i wyrobisk eksploatacyjnych w systemach stosowanych w kopalniach LGOM. Sprawozdanie Instytutu Geomechaniki Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 1970.

Wzrost jakości surowców —

zadaniem ekonomiczno-technicznym
inżyniera, projektanta i pracownika naukowo-badawczego

Możliwości bilansowania energii ziemskiego strumienia ciepła w Rybnickim Okręgu Węglowym

Prof. dr hab. inż. Kazimierz Chmura

Treść: Artykuł jest informacją dotyczącą możliwości i sposobu poznania energii ziemskiego strumienia ciepłego na tle wstępnych analiz i badań przepływu ciepła z głębszych partii do przypowierzchniowych części skorupy ziemskiej na obszarze ROW.

1. Wprowadzenie

Badania ziemskiej energii przeprowadzono dla pełniejszego naświetlenia zagadnień dotyczących warunków geotermodynamicznych panujących w obszarze Rybnickiego Okręgu Węglowego. Węgla i skały budujące górotwór w ROW wykazują zmienne właściwości cieplne. Ma to swoje odbicie w przepływie ziemskiego strumienia ciepła, który z kolei jest znów funkcjonalnie związany z jednostkowym współczynnikiem zagęszczenia ciepła w strumieniu. Współczynnik ten wykazuje w różnych partiach górotworu różne wartości liczbowe. Związane to jest ze stopniem nawilgocenia skały i całego masywu skalnego oraz ciśnieniem, temperaturą i kierunkiem przepływu ciepła, strukturą i teksturą, a wreszcie budową wewnętrzną poszczególnych odmian petrograficznych węgla oraz ich gazowością. Dla właściwego ustalenia przewodności cieplnej konieczne było poznanie współczynników cieplnych skał i wpływu niektórych najważniejszych geologicznych czynników na wielkości liczbowe tych współczynników na poszczególne rodzaje skał. Przy analizie warunków geotermodynamicznych ROW dokonano oznaczeń tych współczynników w różnych warunkach fizycznych. W związku z tym przedstawimy w dużym skrócie te właściwości cieplne. Właściwości cieplne górotworu mają w czasie wybierania węgla na większych głębokościach duże znaczenie, szczególnie przy udostępnianiu pokładów węgla występujących na głębokości około 1000 m. Z udostępnieniem pokładów niższych poziomów ujawniają się często nowe problemy, które stają się trudne do jednoznacznego rozwiązania i to zarówno w aspekcie racjonalnego wybierania węgla, jak i bezpiecznych warunków pracy.

2. Wpływ głębokości występowania węgla i skał na ich własności cieplne

Badania przewodności cieplnej wykazały, że istnieje ścisły związek funkcyjny między głębokością występowania skał, a ich przewodnością cieplną.

Ustalono, że piaskowce, mułowce i łowce oraz węgle z większych głębokości cechują się z reguły większą przewodnością cieplną. Według danych badań laboratoryjnych (badania pod ciśnieniem) wartości współczynnika przewodzenia ciepła wyraźnie wzrastają dla kierunku przepływu strumienia ciepła zgodnego z uławiczeniem skały, maleją natomiast z głębokością dla kierunku przepływu strumienia ciepła prostopadłe do uławiczenia skał. Ogólnie można określić, że wzrost współczynnika przewodzenia ciepła skał jest prostoliniowy z głębokością występowania tych skał.

W tablicy 1 przedstawiono przewodność cieplną skał dla poszczególnych głębokości.

Jak wynika z tablicy 1, rozpiętość liczbowa współczynnika przewodzenia ciepła dla całego obszaru ROW,

Tablica 1
PRZEWODNOŚĆ CIEPLNA SKAŁ
NA NIEKTÓRYCH GŁĘBOKOŚCIACH

Głębo- kość bez- względ- na m n.p.m.	Rodzaj skały			
	piaskowce	mułowce	łowce	węgla
	średnie wartości współczynnika $\lambda \frac{W}{m \text{ deg}}$			
-200	1,91÷2,64	1,33÷2,37	1,57÷2,14	0,48÷0,75
-450	2,11÷3,14	2,44÷2,56	1,54÷2,02	0,59÷0,86
-700	2,41÷3,15	2,64÷2,96	1,77÷2,41	0,75÷1,07

średnio biorąc, nie jest zbyt wielka. Rozrzut ten utrzymuje się jednak w dość stałych granicach dla poszczególnych głębokości od stropu karbonu do 1000 m. Wzrost wartości współczynnika przewodzenia ciepła wraz z głębokością występowania skał tłumaczyć należy między innymi tym, że skały zalegające głębiej ujawniać będą większe sprasowanie ziarn, wyższy stopień przekrystalizowania spoiwa, a w węglach — przegrupowania składników z wielkocząsteczkowych na małe. Z definicji tego współczynnika wynika, że każda odmiennie zbudowana skała będzie się cechować odmiennym procesem przepływu przez nią ilości energii cieplnej w jednostce czasu i w jednostce powierzchni. Wyliczone wartości liczbowe współczynnika zagęszczenia w strumieniu ciepła przepływającego przez skałę, przy uwzględnieniu przewodności cieplnej materiału skalnego, są różne i odzwierciedlają faktyczny stan termodynamiczny strumienia ciepłego przewodzonego przez skałę. W związku z tym przy dalszych rozważaniach na temat energii cieplnej, płynącej z głębokości poniżej 1000 m, przeanalizowano w pierwszej kolejności jednostkowy strumień cieplny charakterystyczny dla piaskowców, mułowców, łowców i węgla, stanowiących zespół skalny nawzajem poprzewarstwiany wymienionymi typami skał, dających kompleks skalny w postaci przegrody płaskiej w świetle procesów termodynamicznych.

Wychodząc z podanych współzależności, współczynnik zagęszczenia ciepła w strumieniu wyliczono dla skał występujących w obszarze ROW. Badania wyka-

zały, że analizowane skały pod względem zdolności przyjmowania ciepła i jego odprowadzania wykazują dość znaczną anizotropowość. Zaznacza się to wyraźnie w wielkości liczb otrzymanych z badań laboratoryjnych dla współczynnika zagęszczenia ciepła w strumieniu. Innymi wielkościami cechują się piaskowce, innymi mułowce a jeszcze innymi łowce. Różnice te bardziej uzewnętrżają się w liczbach w zależności od kierunku badania tego współczynnika względem uławicenia skał. Ogólnie — współczynnik ten dla wszystkich rodzajów skał wynosi względem równoległości uławicenia od $143,20$ do $1205,09 \frac{W}{m^2}$, natomiast względem prostopadłości od $109,000$ do $1200,12 \frac{W}{m^2}$.

3. Anomalie ziemskiego strumienia ciepła w górotworze obszaru ROW

Ukształtowanie ziemskiego strumienia ciepła w analizowanym obszarze uwarunkowane jest przewodnością cieplną całego kompleksu skalnego i różnicą pierwotnej temperatury. Ustalane dane liczbowe pozwalają na scharakteryzowanie natężenia strumienia ciepła w poszczególnych obszarach Rybnickiego Okręgu Węglowego.

Obszar Sumina. W obszarze Sumina ziemski strumień ciepła przepływa przez górotwór w zmiennym nasileniu. Jego ukształtowanie w przestrzeni masywu skalnego ma postać antykliny, co doskonale uwidacznia się w przekroju geotermodynamicznym. Wartości liczbowe powierzchniowego współczynnika zagęszczenia ciepła w strumieniu wahają się od $62 \frac{W}{m^2} \cdot 10^{-3}$ w pobliżu poziomu głębokościowego -700 m n.p.m. (ok. 900 m) oraz w środkowej partii na poziomie -450 m n.p.m. do $50 \frac{W}{m^2} \cdot 10^{-3}$ (w bezpośrednim kontakcie z nadkładem). Natomiast w kierunku wschodnim tego obszaru izolinie współczynnika ziemskiego strumienia ciepła układają się niemal równolegle do powierzchni stropu karbonu.

Obszar Jejkowice. W obszarze tym wartości liczbowe powierzchniowego współczynnika zagęszczenia ciepła w strumieniu są wyrównane, a utworzone izolinie tych wartości układają się monoklinalnie w kierunku SW, przy czym w partii południowej izolinie te pokrywają się z łagodnie zarysowującą się tutaj synkliną. W pobliżu otworu Su9 izolinie strumienia ciepłego ukształtowane są w postaci wyróżniającej się dość wyraźnie antykliny. Natężenie tego współczynnika maleje od głębokości 1000 m do stropu karbonu i waha się od $69 \frac{W}{m^2} \cdot 10^{-3}$ (głębokość około 1000 m) do $42 \frac{W}{m^2} \cdot 10^{-3}$ przy powierzchni stropu.

Obszar Paruszowice. Kształt ziemskiego strumienia ciepła w tym obszarze jest zmienny wraz z głębokością. I tak — idąc od stropu karbonu do poziomu -450 m n.p.m. izolinie wartości tego współczynnika zagęszczenia ciepła w strumieniu tworzą fleksury, antykliny i synkliny. Szczególnie w partiach tektonicznie zaangażowanych daje się zauważyć zmienne ukształtowanie tych linii. Poniżej poziomu -450 m n.p.m. powierzchnie utworzone przez równe wartości współ-

czynnika zagęszczenia ziemskiego strumienia ciepła mają konfigurację bardziej łagodną.

Podkreślić należy, że w obrębie uskoku o zrzucie ok. 600 m wartości współczynnika są wysokie i wynoszą od 60 do $70 \frac{W}{m^2} \cdot 10^{-3}$.

Obszar Dębieńsko. W tym obszarze w partii wschodniej i południowej ziemski strumień ciepła przyjmuje postać skrzydła antykliny, gdzie linie równych wartości ($60 \frac{W}{m^2} \cdot 10^{-3}$) między uskokami o zrzutach 150 i 30 m przechodzą ku górze. Ogólnie — współczynnik ten jest dość wysoki i osiąga w niektórych punktach $73 \frac{W}{m^2} \cdot 10^{-3}$, a bliżej głębokości 1000 m (-700 m n.p.m.) jest on bardziej wyrównany i wynosi średnio około $62 \frac{W}{m^2} \cdot 10^{-3}$.

Obszar Rydułtowy. W obszarze Rydułtowy zauważa się bardziej zróżnicowane wartości ziemskiego strumienia. Pod względem ukształtowania powierzchniowego cechuje się raczej antykliną układaniem się izolinii. Najbardziej urozmaicona morfologia powierzchni utworzonej przez izolinie tego współczynnika odznacza się partią ograniczoną trzema uskokami o zrzutach $6-180$ m, w obrębie której występuje maksimum antykliny utworzonej przez te powierzchnie współczynnika zagęszczenia ciepła w ziemskim strumieniu. W kierunku północnym i południowym od tej partii uskokuwej przebieg izolinii strumienia ciepła jest synklinalny. Wartości liczbowe tego współczynnika wahają się w tym obszarze od 48 do $62 \frac{W}{m^2} \cdot 10^{-3}$.

Obszar Chwałowice. W obrębie tego obszaru wartości liczbowe strumienia ciepła są bardziej wyrównane i wynoszą tutaj od 52 do $58 \frac{W}{m^2} \cdot 10^{-3}$. Jedynie zauważa się w tym obszarze zmienne ukształtowanie powierzchni utworzonych liniami równych wartości liczbowych współczynnika, którego izolinie w górotworze tworzą asymetryczną synklinę. Skrzydło północne tej synkliny jest ograniczone uskokami o zrzutach $50-200$ m. Bezpośrednio przy uskokach izolinie przebiegają prawie pionowo. Podany charakter ma skrzydło południowe.

Obszar Żory-Północ. Na obszarze Żory-Północ zauważa się dość wyrównane wartości współczynnika zagęszczenia ciepła w ziemskim strumieniu. Utworzone izolinie tych wartości tworzą tutaj monoklinalne ułożenie powierzchni przepływu ciepła. Wartości te utrzymują się w tym obszarze w granicach $62-68 \frac{W}{m^2} \cdot 10^{-3}$.

Obszar Czyżowice. W górotworze tego obszaru przepływ ziemskiego strumienia ciepła jest bardzo zróżnicowany. Świadczą o tym występujące tutaj anomalie w wartościach liczbowych powierzchniowego współczynnika zagęszczenia ciepła, które wynoszą od $52 \frac{W}{m^2} \cdot 10^{-3}$ do $76 \frac{W}{m^2} \cdot 10^{-3}$. Utworzone powierzchnie równych wartości tej cechy cieplnej strumienia dają w przebiegu i w kształcie wyraźne antykliny oraz synkliny, a w przebiegu pionowym fałdy poprzedzielane uskokami o zrzutach $20, 100, 200$ i 600 m. Przy tym ostatnim uskoku o zrzucie 600 m zauważa się największą anomalię w przepływie ziemskiego strumienia ciepła.

Obszar 1-Maja. Obszar 1-Maja położony jest w południowej części Niecki Chwałowickiej. Przepływ ziemskiego strumienia ciepła w tym obszarze jest w zasadzie odzwierciedleniem budowy strukturalnej tej jednostki. Izolinie powierzchniowego współczynnika zagęszczenia ciepła w ziemskim strumieniu przebiegają w postaci antyklin i synklin. W partii zachodniej są one bardziej ukształtowane w antyklinę, natomiast w partii wschodniej w synklinę. Przebieg tych izolinii jest odzwierciedleniem strefy deformacyjnej zwanej Nasunięciem Orłowskim.

Wartości liczbowe powierzchniowego współczynnika zagęszczenia ciepła w ziemskim strumieniu wahają się tutaj od 56 do 66 $\frac{W}{m^2} \cdot 10^{-3}$.

Obszar Jastrzębie. W obszarze Jastrzębie notuje się duże anomalie w wartościach liczbowych powierzchniowego współczynnika przepływu ciepła w ziemskim strumieniu. Wahają się one od 56 do 74 $\frac{W}{m^2} \cdot 10^{-3}$.

Jak z tego wynika, są to największe rozpiętości dla całego obszaru. Powierzchnie utworzone z równych wartości tego współczynnika dają w górotworze zróżnicowane formy morfologiczne. Szczególnie wyraźne anomalie kształtu i przebiegu tych powierzchni zauważa się w pobliżu strefy tektonicznej deformacji orłowskiej. W partii zachodniej w pobliżu tej deformacji izolinie tego współczynnika tworzą wyraźną formę synklinálną.

4. Stwierdzenia i wnioski

Przedstawiona charakterystyka niektórych obszarów w Rybnickim Okręgu Węglowym pozwala na stwierdzenie, że natężenie ziemskiego strumienia ciepła jest uzależnione od głębokiej budowy strukturalnej. Kształt i przebieg powierzchni utworzonych przez równe wartości powierzchniowego współczynnika zagęszczenia ciepła w ziemskim strumieniu pozwalają w dużym przybliżeniu określić formę strukturalną górotworu i jego stopień zawodnienia, a w niektórych nawet przypadkach, przy rozszerzonych badaniach, gazoność oraz stopień uwęglenia węgla.

Z dotychczasowych doświadczeń wynika, że istnieją przesłanki natury ekonomicznej i przyrodniczo-poznawczej do dokonywania prób bilansowania ziemskiej energii cieplnej, a to przede wszystkim dla stworzenia teoretycznych i praktycznych możliwości ewentualnego wykorzystania w przyszłości takiej energii dla potrzeb komunalnych zakładów górniczych, tym bardziej że istnieją w obecnym świecie tendencje przygotowania podstaw nowych technologii w energetyce. Stąd też wynika potrzeba analizowania i studiowania ziemskiego strumienia ciepła w naszych warunkach geologicznych, szczególnie dla potrzeb górnictwa głębszych poziomów.

Od Redakcji: Przedstawione zagadnienie omówiono w Zespole Górnictwa Geotermicznego Główniej Komisji Prognoz Górnictwa ZG SIITG.

622.457:622.414

Optymalne natężenie przepływu powietrza w wyrobisku ścianowym

Dr inż. Hubert Myszor

Treść: Przedstawiono wyniki badań wpływu natężenia przepływu powietrza w prądzie przewietrzającym ścianę na wydzielanie metanu. Stwierdzono, że wydzielanie metanu wzrasta ze wzrostem natężenia przepływu powietrza, przy czym wielkość wydzielania zależy również od sposobu regulacji natężenia przepływu powietrza. Zmiana wielkości wydzielania metanu spowodowana jest więc zmianą stosunków depresyjnych w rejonie ściany, powodującą zmianę zasięgu drenażu naruszonego eksploatacją górotworu. Wysłunęto hipotezę potwierdzoną wynikami przeprowadzonych badań, że zależność wydzielania metanu $\dot{V}_M$ od natężenia przepływu powietrza $\dot{V}_p$ może być dobrze charakteryzowana ogólnym wzorem

$$\dot{V}_M = a\dot{V}_p^2 + b$$

Wysłunęto hipotezę o istnieniu dla każdej ściany oraz dla określonego sposobu regulacji optymalnej wielkości natężenia przepływu powietrza. Przedstawiono metodykę wyznaczania optymalnej wielkości natężenia przepływu powietrza.

1. Wstęp

Możliwości wentylacyjnego opanowania zagrożenia metanowego w rejonach ścian ograniczone są między innymi ilością powietrza, jaką można przeprowadzić przez ścianę. Zagadnienie to omówiono szeroko w pracy [3].

W omawianej pracy założono jednak dla uproszczenia, że wydzielanie metanu ze ściany nie zależy od wielkości natężenia przepływu powietrza w prądzie przewietrzającym ścianę, a stężenie metanu w prądzie powietrza zużytego z rejonu ściany jest odwrotnie pro-

porcjonalne do natężenia przepływu powietrza w tym prądzie. Jednakże pomiędzy wielkościami: natężenia przepływu powietrza w prądzie przewietrzającym ścianę a wydzielaniem metanu zachodzi w rzeczywistości korelacja dodatnia. W celu określenia tej zależności autor podjął w 1967 r. badania w warunkach rzeczywistych w ścianach silnie metanowych kopalń.

2. Cel pracy

Zagadnienie wpływu natężenia przepływu powietrza w prądzie przewietrzającym rejon ściany jest jednym z najważniejszych w dziedzinie walki z zagrożeniem

metanowym. Dlatego też próby mające na celu stwierdzenie, czy istnieje taki wpływ oraz określenie jego charakteru podejmowane były przez badaczy w kilku krajach. Poszczególni badacze stwierdzają na ogół, że zagadnienie wpływu natężenia przepływu powietrza na wydzielanie metanu nie zostało do chwili obecnej w pełni rozwiązane.

Wyniki badań Autorów poszczególnych publikacji oraz wyciągnięte przez nich wnioski są często skrajnie przeciwstawne i nieprzekonywujące. Część badaczy twierdzi, że natężenie przepływu powietrza nie ma żadnego wpływu na wielkość wydzielania się metanu, gdyż po pewnym czasie od chwili dokonania zmiany natężenia przepływu powietrza wydzielanie metanu wraca do poprzedniej wielkości, a stężenie metanu w wylotowym prądzie powietrza ze ściany jest odwrotnie proporcjonalne do natężenia przepływu powietrza. Inni badacze stwierdzają poważny wpływ natężenia przepływu powietrza na wydzielanie metanu, wreszcie niektórzy stwierdzili nawet, że ze wzrostem natężenia przepływu powietrza wzrasta stężenie metanu w prądzie powietrza zużytego z rejonu ściany. W większości publikacji ich Autorzy tłumaczą zwiększenie się wydzielania metanu przy zwiększeniu ilości powietrza zwiększeniem się zasięgu przewietrzania zrobów.

Dla wyjaśnienia zagadnienia konieczne było zatem przeprowadzenie badań w warunkach rzeczywistych. Badania przeprowadzono w silnie metanowych kopalniach: 1 Maja, Brzeszcze, Silesia i Bielszowice.

W niniejszym artykule przyjęto pewne określenia skrótowe i uproszczenia. Tak na przykład pojęciami:

- „natężenie przepływu powietrza” określa się objętościowe natężenie przepływu (objętość strumienia) powietrza kopalnianego, to znaczy powietrza z domieszkami gazów kopalnianych, które wydzielili się do wyrobisk przewietrzanych rozpatrywanym prądem powietrza do miejsca wykonywania pomiaru;
- „wydzielanie metanu do ściany” określa się objętościowe natężenie przepływu metanu w zużytym prądzie powietrza ze ściany, mierzone zazwyczaj w chodniku nadścianowym przed skrzyżowaniem z jakimkolwiek wyrobiskiem, którym mogłoby dopływać powietrze z pominięciem ściany.

3. Metodyka pomiarów

Dla określenia wpływu natężenia przepływu powietrza na wydzielanie metanu konieczny był pomiar obu tych parametrów.

Pomiary wykonywano zazwyczaj w chodniku nadścianowym przed jakimkolwiek wyrobiskiem, którym mogłoby dopływać powietrze z pominięciem ściany. W strefie usytuowania stacji pomiarowej nie było już praktycznie dopływu metanu do wyrobiska. Pomiary wykonywano wyłącznie w niedziele, aby uniknąć wpływu prowadzenia wybierania, rabunku oraz dodatkowych zakłóceń wentylacyjnych na kształtowanie się stężenia metanu. Po dokonaniu regulacji natężenia przepływu powietrza pomiary wykonywano tak długo, aż ustaliła się nowa wartość stężenia metanu, po czym przywracano poprzedni stan wentylacji bądź też przeprowadzano kolejną regulację.

3.1. Pomiary natężenia przepływu powietrza

Przy wyborze stacji pomiarowej kierowano się między innymi warunkami, by wyrobisko na odcinku co najmniej 20 m przed stacją było prostoliniowe, miało jednakowy przekrój oraz by na wspomnianym odcinku nie znajdowały się przedmioty zmieniające lokalnie przekrój poprzeczny wyrobiska. Natężenie przepływu powietrza określano z wzoru

$$\dot{V}_p = A \cdot w_n \quad (1)$$

gdzie

- $\dot{V}_p$ — natężenie przepływu powietrza, m³/min,
- A — przekrój stacji pomiarowej, m²,
- w_n — średnia prędkość powietrza, m/min.

Prędkość średnią w przekroju określano w zasadzie przez pomiar anemometrem skrzydełkowym. Pomiary wykonywano, mierząc prędkość powietrza w jednym punkcie położonym w środku wyrobiska. Anemometr był przy tym ustawiony na statywie. Ponieważ z prawa *Murgue'a* wynika, że wszystkie prędkości w danym przekroju pozostają zawsze w stałym stosunku do siebie, prędkość średnią określano z wzoru

$$w_m = k \cdot w_s \quad (2)$$

gdzie

- k — współczynnik proporcjonalności ustalony w drodze pomiarów = 0,85,
- w_s — prędkość powietrza mierzona w środku wyrobiska w połowie jego wysokości.

W kilku przypadkach zabudowany był w stacji pomiarowej automatyczny anemometr rejestrujący, którego wyniki zapisów wykorzystywano dla określenia zmian natężenia przepływu powietrza.

3.2. Pomiary stężenia metanu

Wartość stężenia metanu ustalono równolegle trzema metodami, a mianowicie przez:

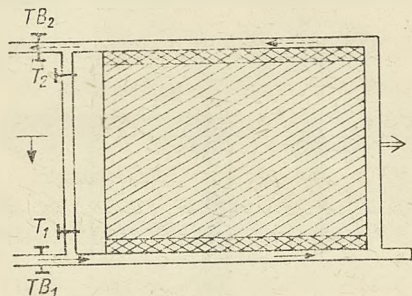
- Pobieranie pipetowych próbek powietrza poddawanych analizie laboratoryjnej. Częstość pobierania próbek nie była z góry określona, lecz była dostosowana do charakteru zmian stężenia metanu. Zazwyczaj częściej pobierano próbki po dokonaniu regulacji natężenia przepływu powietrza. Wyniki analizy pipetowych próbek powietrza stanowiły podstawę dla weryfikacji pozostałych pomiarów.
- Pomiar metanomierzami przenośnymi. W toku wykonywania pomiarów stwierdzono, że bardziej dogodne jest użycie metanomierza elektrycznego. We wszystkich przypadkach przeprowadzone pomiary wykazały, że na stacji pomiarowej metan jest już całkowicie wymieszany z powietrzem. W tej sytuacji miejsce pomiaru stężenia metanu nie było istotne. Pomiary wykonywano wobec tego w odległości ok. 0,5 m od stropu. Częstość pomiarów wynosiła w zasadzie 10 minut, jednakże bezpośrednio po dokonanej regulacji była ona zwiększona nawet do 1 minuty.
- Pomiar metanomierzami stacjonarnymi.

W przypadku wszystkich przeprowadzonych badań w pobliżu stacji pomiarowej pracował metanomierz, którego wyniki pomiarów były rejestrowane w sposób ciągły. Wyniki rejestracji metanomierzy stacjonarnych wykorzystano dla uzupełnienia poprzednio omówio-

nych pomiarów, szczególnie dla uchwycenia przebiegu szybkich zmian stężenia metanu bezpośrednio po przeprowadzonej regulacji natężenia przepływu powietrza.

4. Regulowanie natężenia przepływu powietrza

Sprawa sposobu przeprowadzenia regulacji natężenia przepływu w czasie badań wpływu natężenia przepływu powietrza na wydzielanie metanu wydawała się być bardzo istotna już od chwili ich podjęcia. Rozpatrując przykład najczęściej stosowanego centralnego przewietrzania ściany, przedstawiony na rysunku 1, dochodzi się do następujących prostych ustaleń:



Rys. 1. Schemat przewietrzania rejonu ściany

1. Natężenie przepływu powietrza w prądzie przewietrzającym rejon ściany można zmniejszyć przez:
 - przymknięcie tamy TB_1 , w prądzie powietrza świeżego,
 - przymknięcie tamy TB_2 w prądzie powietrza zużytego,
 - dokonanie spięcia wentylacyjnego przez otwarcie tam T_1 i T_2 w pochylni pomiędzy chodnikiem podścianowym i nadścianowym,
 - dokonanie spięcia wentylacyjnego lub regulacji w innej bocznicy kopalni,
 - zmniejszenie wydatku wentylatora głównego.
2. Natężenie przepływu powietrza w prądzie przewietrzającym rejon ściany można zwiększyć przez:

- zmniejszenie oporu tamy regulacyjnej ustawionej ewentualnie w prądzie powietrza świeżego,
- zwiększenie oporu przez przymknięcie tam w innej bocznicy kopalni,
- zwiększenie wydatku wentylatora głównego,
- zastosowanie wentylatora pomocniczego.

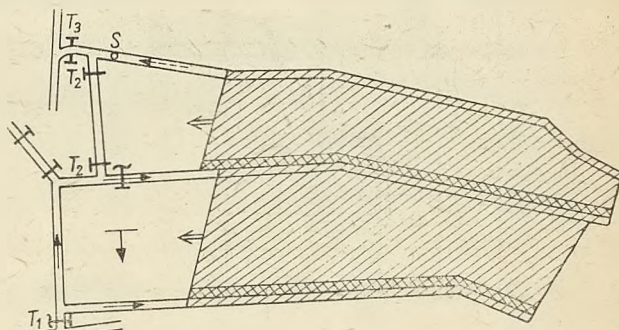
W praktyce spotyka się oczywiście również sposoby przewietrzania bardziej złożone i znacznie różniące się od przedstawionego przykładowo, jednakże podane tu ustalenia są i w tych przypadkach na ogół prawdziwe.

5. Omówienie wyników pomiarów

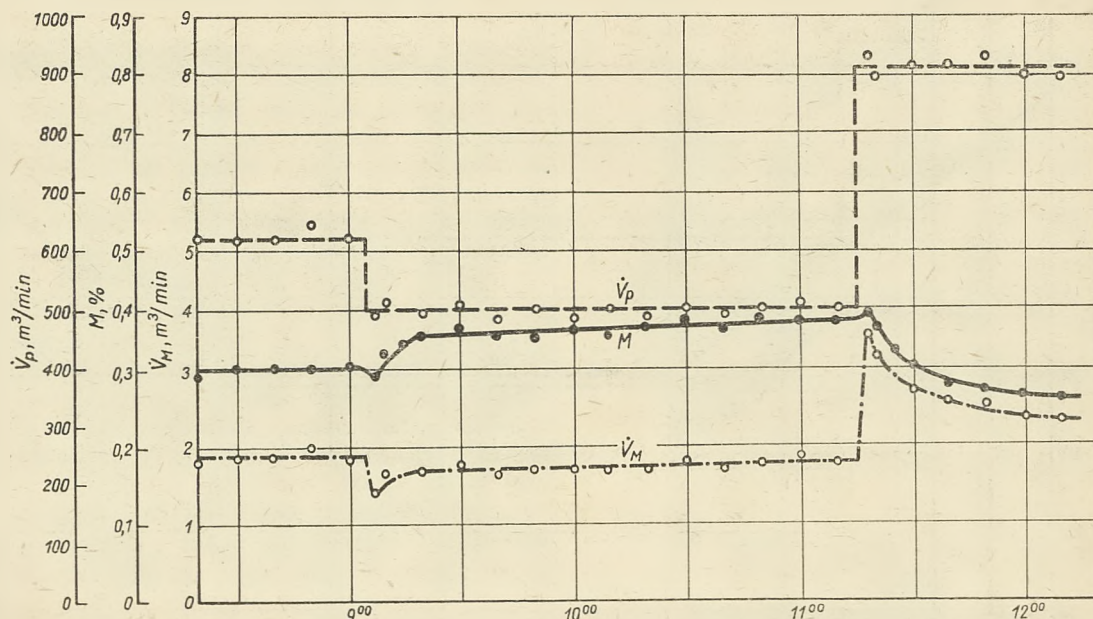
Autor przeprowadził ogółem 11 badań w czterech silnie metanowych kopalniach. Wyniki badań były publikowane na bieżąco w pracach [5] do [9].

W niniejszym artykule postanowiono przedstawić jedynie charakterystyczne wyniki trzech badań, przeprowadzonych w pokładzie 356 kop. Brzeszcze.

W partii zachodniej pokładu 356 prowadzone były szeregowo dwie ściany podłużne w kierunku od pola, z zawaltem stropu. Front ścian miał łączną długość 320 m, grubość pokładu wynosiła 1,5 m. Schemat przewietrzania ścian i oznaczenia tam przedstawiono na rysunku 2. W pokładzie 356 przeprowadzono trzy badania, regulując w różny sposób natężenie przepływu powietrza.



Rys. 2. Schemat przewietrzania ścian w pokładzie 356 kopalni Brzeszcze



Rys. 3. Przebieg procesu gazodynamicznego — kopalnia Brzeszcze, ściana w pokładzie 356; 1 pomiar

5.1. Regulacja tamą w prądzie powietrza świeżego

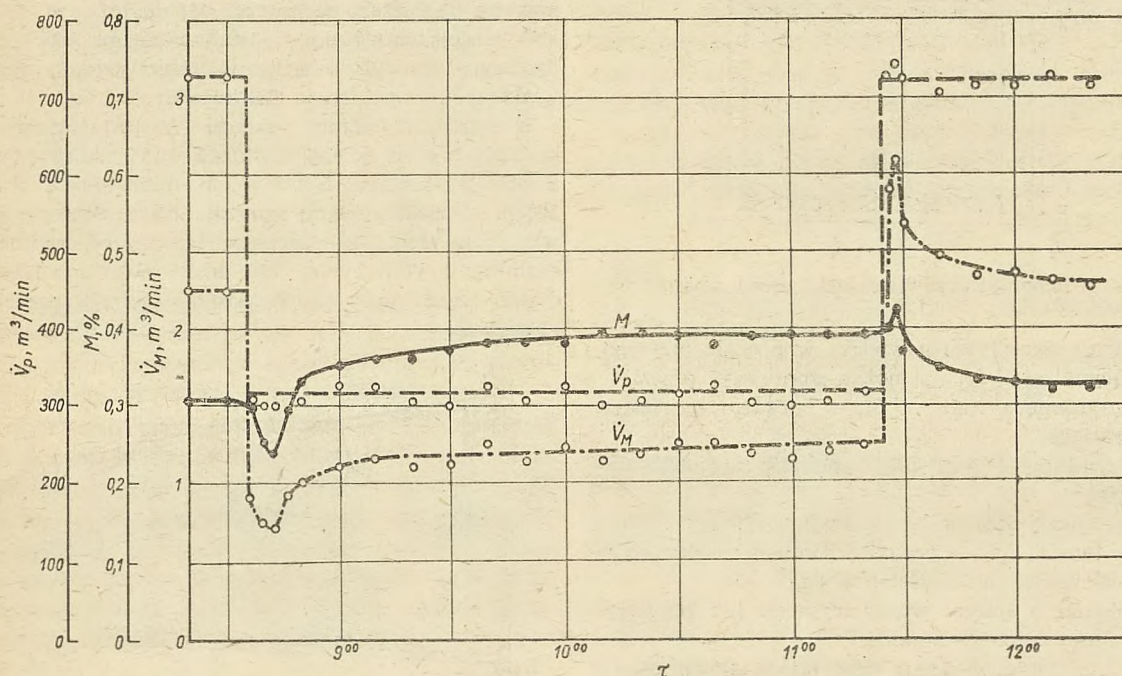
W pierwszym pomiarze dokonywano regulacji natężenia przepływu powietrza za pomocą tamy regulacyjnej T_1 w prądzie świeżego powietrza. Wyniki pomiarów natężenia przepływu powietrza oraz stężenia metanu i wydzielania metanu przedstawiono na rysunku 3.

O godzinie 9:05 przymknięto okno tamy regulacyjnej T_1 , w wyniku czego natężenie przepływu powietrza mierzone w stacji S zmniejszyło się z 620 do 500 m^3/min . Stężenie metanu po dwóch minutach od regulacji spadło bardzo nieznacznie z 0,30% do 0,29% i rośnie następnie asymptotycznie, osiągając po 100 minutach wartość 0,36%. O godzinie 11:15 otwarto jednocześnie

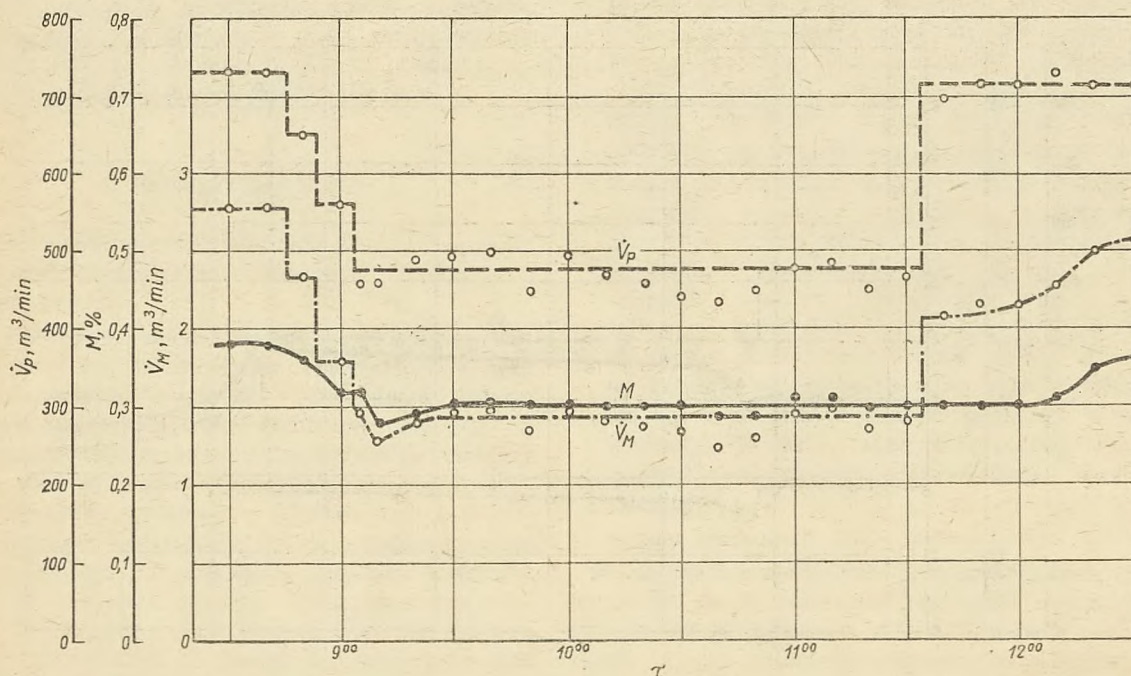
drzwi i okno tamy T_1 . Natężenie przepływu powietrza wzrosło w wyniku tego do 915 m^3/min . Po trzech minutach od regulacji stężenie metanu krótkotrwale wzrosło również tylko o 0,01% i asymptotycznie opadało, osiągając po 50 minutach wartość 0,26%. Wielkości wydzielania metanu, obliczone dla ustabilizowanych wartości stężeń metanu, wynosiły odpowiednio 1,9 m^3/min , 1,8 m^3/min oraz 2,3 m^3/min .

5.2. Regulacja przez dokonanie spięcia wentylacyjnego

Drugi pomiar przeprowadzono, zmniejszając o godzinie 8:35 natężenie przepływu powietrza z 725 do 315 m^3/min . Natężenie przepływu powietrza zmniejszono, otwierając drzwi tamy T_2 w pochylni pomiędzy chod-



Rys. 4. Przebieg procesu gazodynamicznego — kopalnia Brzeszcze, ściana w pokładzie 356; 2 pomiar



Rys. 5. Przebieg procesu gazodynamicznego — kopalnia Brzeszcze, ściana w pokładzie 356; 3 pomiar

nikiem międzyścianowym a nadścianowym. Wyniki pomiarów przedstawiono na rysunku 4. W minutę po regulacji stężenie metanu wynoszące 0,31% zaczęło spadać, osiągając po upływie siedmiu minut minimum wynoszące 0,24%, a następnie stopniowo rosło asymptotycznie do 0,39%, osiągając tę wartość po 95 minutach od dokonania regulacji. W efekcie wydzielanie metanu spadło z 2,25 do 1,12 m³/min. Przywrócenie normalnego stanu wentylacji o godzinie 11.15 spowodowało w trzy minuty po regulacji krótkotrwały wzrost stężenia metanu do 0,42%, a dalej stężenie stopniowo opadało, osiągając po 55 minutach 0,32%. Zmniejszenie natężenia przepływu powietrza spowodowało więc znacznie wyraźniejsze zmniejszenie wydzielania metanu niż w przypadku pierwszego badania.

5.3. Regulacja tamą w prądzie powietrza zużytego

Trzecie badanie przeprowadzono, zmniejszając natężenie przepływu powietrza przez przymknięcie tamy bezpieczeństwa T₃ w chodniku nadścianowym. Wyniki pomiarów przedstawiono na rysunku 5. Okazało się, że z uwagi na znaczną nieliniowość oporu tamy nawet dość znaczne jej przymknięcie nie dało w efekcie większego spadku natężenia przepływu powietrza. Konieczne więc było trzykrotne stopniowe przymknięcie tamy o godzinie 8.45, 8.53 i 9.03, kiedy to uzyskano wreszcie zmniejszenie natężenia przepływu powietrza z 730 do 475 m³/min. Kształtowanie się stężenia metanu w wyniku regulacji było zaskakujące. W 25 minut po pierwszej regulacji stężenie metanu spadło z 0,38% do 0,28%, a następnie po upływie dalszych 20 minut osiągnęło wartość 0,30% i przez ponad dwie godziny utrzymywało się na tym poziomie. Wydzielanie metanu zmniejszyło się z 2,80 do 1,40 m³/min. Po przywróceniu poprzedniego stanu wentylacji dopiero po 30 minutach stężenie metanu zaczęło rosnąć. Okazało się więc, że zmniejszenie natężenia przepływu powietrza tamą w prądzie powietrza zużytego spowodowało najsilniejsze zmniejszenie wydzielania metanu.

6. Określenie zależności wydzielania metanu od natężenia przepływu powietrza

Wyniki przeprowadzonych przez autora pomiarów wykazały, że niewątpliwie istnieje zależność wydzielania metanu od wielkości natężenia przepływu powietrza. Zależność ta nie jest jednakże bezpośrednia, lecz wpływa na nią również sposób przeprowadzania regulacji natężenia przepływu powietrza. Wydzielanie metanu z rejonu ściany zależne więc jest w jakimś stopniu od wielkości ciśnienia powietrza kopalnianego w rejonie ściany. Potwierdzają to wyniki przeprowadzonych badań wpływu ciśnienia barometrycznego na wydzielanie metanu ze ścian [4], jak również na ilość metanu ujmowanego siecią odmetanowania [6]. Zmiana wielkości ciśnienia powietrza kopalnianego powodować więc będzie zwiększenie zakresu drenażu naruszonego eksploatacją górotworu. Należy zaznaczyć, że pod pojęciem naruszonego górotworu rozumie się w tym miejscu kompleks skał płonnych i pokładów towarzyszących w stropie i spągu, naruszonych i spękanych w wyniku prowadzenia eksploatacji w rozpatrywanej ścianie.

Gdyby zachodziła zależność typu przybliżonego do zależności prostoliniowej pomiędzy wielkościami ciś-

nienia powietrza a wydzielaniem metanu, wtedy uwzględniając zależność natężenia przepływu powietrza od spadku naporu w bocznicy, zależność wydzielania metanu od natężenia przepływu powietrza powinna być charakteryzowana wzorem ogólnym

$$\dot{V}_M = a\dot{V}_p^2 + b \quad (3)$$

Wielkość wydzielania metanu z uwagi na natężenie przepływu powietrza składałaby się z dwóch składowych, tj. ze składowej

$$\dot{V}_{M1} = a \cdot \dot{V}_p^2 \quad (4)$$

czyli proporcjonalnej do kwadratu wielkości natężenia przepływu powietrza oraz ze składowej

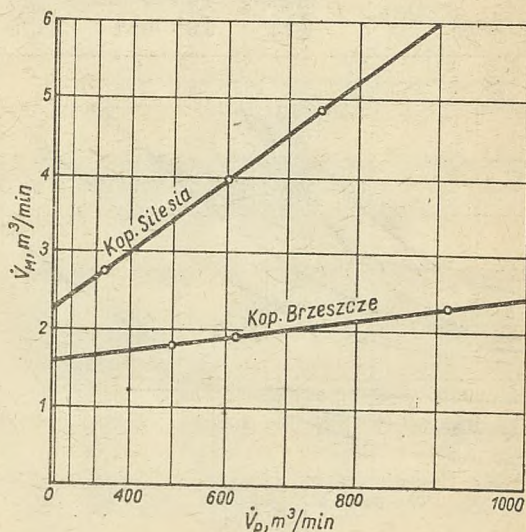
$$\dot{V}_{M2} = b \quad (5)$$

czyli wielkości „niezależnej” od natężenia przepływu powietrza (niezależnej dla określonego sposobu regulowania natężenia przepływu powietrza).

Dla sprawdzenia tej hipotezy należałoby dysponować dla każdego poszczególnego badania najmniej trzema wartościami odpowiadającymi sobie wielkości natężenia przepływu powietrza i wydzielania metanu. Takimi wynikami dysponowano dla dwóch przeprowadzonych badań: w pokładzie 356 kop. Brzeszcze i w pokładzie 214/2 kop. Silesia. Przedstawiono je w tablicy 1.

Tablica 1
WYNIKI POMIARÓW ZALEŻNOŚCI
WYDZIELANIA METANU OD NATĘŻENIA
PRZEPŁYWU POWIETRZA DLA DWÓCH ŚCIAN

Kopalnia	Pokład	Natężenie przepływu powietrza $\dot{V}_p$, m ³ /min	Wydzielanie metanu $\dot{V}_M$, m ³ /min
Brzeszcze	356	620	1,90
		500	1,80
		915	2,30
Silesia	214/2	330	2,75
		605	3,95
		752	4,85



Rys. 6. Zależność wydzielania metanu od natężenia przepływu powietrza dla ścian w pokładzie 356 kopalni Brzeszcze oraz w pokładzie 214/2 kopalni Silesia

Następnie sporządzono wykres (rys. 6) w układzie $\dot{V}_p$, $\dot{V}_M$, przy czym wielkości natężenia przepływu powietrza na osi odciętych naniesiono w skali kwadratowej. Okazało się, że w takim układzie trzy punkty empiryczne są dobrze wyrównywane linią prostą. Dotyczy to obu omawianych badań. Wyniki badań potwierdzają więc wysuniętą hipotezę.

Elementy a oraz b równań zależności można określić dla poszczególnej ściany w wyniku przeprowadzonego badania nawet w przypadku, gdy tylko jeden raz zmierzona została wielkość natężenia przepływu powietrza. Wartości współczynnika a oraz wyrazu wolnego b obliczyć można wzorami

$$a = \frac{\dot{V}_{M1} - \dot{V}_{M2}}{\dot{V}_{p1}^2 - \dot{V}_{p2}^2} \quad (6)$$

$$b = \dot{V}_{M1} - a\dot{V}_{p1}^2 \quad (7)$$

gdzie

$\dot{V}_{M1}$ i $\dot{V}_{p1}$ — wielkości wydzielania metanu i natężenia przepływu powietrza przed dokonaniem regulacji,

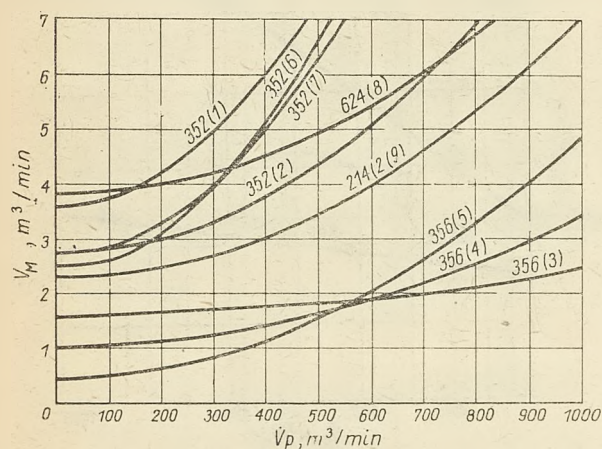
$\dot{V}_{M2}$ i $\dot{V}_{p2}$ — analogiczne wielkości po dokonaniu regulacji i ustabilizowaniu się nowej wartości stężenia metanu.

Wychodząc z równań (6) i (7), obliczono równania zależności wydzielania metanu od natężenia przepływu powietrza dla przebadanych rejonów ścian i przedstawiono je w tablicy 2.

Tablica 2

ELEMENTY PORÓWNAŃ ZALEŻNOŚCI
WYDZIELANIA METANU Z REJONÓW ŚCIAN
OD NATĘŻENIA PRZEPŁYWU POWIETRZA

Kopalnia	Pokład	a	b
Brzeszcze	352	$1,5 \cdot 10^{-5}$	3,56
Brzeszcze	352	$6,5 \cdot 10^{-6}$	2,69
Brzeszcze	356	$8,5 \cdot 10^{-7}$	1,59
Brzeszcze	356	$2,3 \cdot 10^{-6}$	1,02
Brzeszcze	356	$4,4 \cdot 10^{-6}$	0,43
Brzeszcze	352	$1,6 \cdot 10^{-5}$	2,45
Brzeszcze	352	$1,4 \cdot 10^{-5}$	2,70
1 Maja	264	$4,6 \cdot 10^{-6}$	3,75
Silesia	214/2	$4,6 \cdot 10^{-6}$	2,25
Bielszowice	412/2	$5,8 \cdot 10^{-6}$	13,75



Rys. 7. Krzywe zależności wydzielania metanu od natężenia przepływu powietrza dla ścian w kopalniach: Brzeszcze, 1 Maja i Silesia

Wielkości współczynnika a , określające zależność wydzielania metanu od natężenia przepływu powietrza wahały się w granicach od $8,5 \cdot 10^{-7}$ do $1,6 \cdot 10^{-5}$.

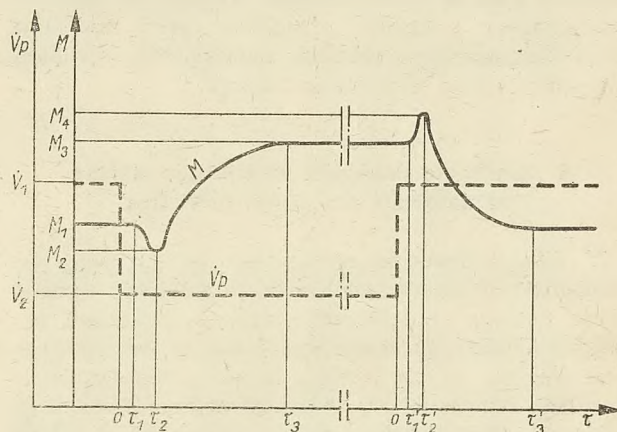
Wykresy krzywych zależności wydzielania metanu od natężenia przepływu powietrza dla ścian w kopalniach Brzeszcze, 1 Maja i Silesia przedstawiono na rysunku 7.

7. Przebieg procesu gazodynamicznego

W kilku krajach, a także w Polsce [2], [3], [9], prowadzone są prace naukowo-badawcze, mające na celu opracowanie podstaw automatyzacji przewietrzania kopalń, między innymi także w aspekcie zagrożenia metanowego.

Konkretnym celem tych prac jest opracowanie takich układów automatycznych, które — otrzymując informacje z automatycznych anemometrów i metanomierzy — regulowałyby wielkość natężenia przepływu powietrza w określonych prądach sieci wentylacyjnej w ten sposób, aby stężenia metanu w poszczególnych prądach powietrza utrzymywane były w granicach dozwolonych przepisami.

Przy opracowywaniu takich układów automatycznych niezbędne jest uwzględnianie charakteru procesu gazodynamicznego. Przebieg zmiany stężenia metanu w czasie regulowania natężenia przepływu powietrza jest bowiem specyficzny. Po dokonaniu skokowej zmiany wielkości natężenia przepływu powietrza stężenie metanu krótkotrwale zmienia się zgodnie ze zmianą natężenia przepływu powietrza. Schematycznie przebieg procesu gazodynamicznego przy skokowych zmianach natężenia przepływu powietrza ilustruje rysunek 8.



Rys. 8. Przebieg procesu gazodynamicznego przy skokowych zmianach natężenia przepływu powietrza

Po zmniejszeniu natężenia przepływu powietrza z V_1 do V_2 stężenie metanu M_1 przez pewien okres czasu τ_1 nie zmienia się, a następnie zaczyna spadać i po upływie czasu τ_2 osiąga wartość minimalną M_2 . Następnie stężenie metanu rośnie asymptotycznie do wartości M_3 , osiągając tę wartość po upływie czasu τ_3 .

Czas τ_1 , po którym rozpoczął się wzrost stężenia metanu, wahał się od 0 do 25 minut. W większości przypadków zmniejszenie natężenia przepływu powietrza powodowało natychmiastowy spadek stężenia metanu.

Spadek stężenia metanu od wartości minimalnej

$$\Delta_1 = M_1 - M_2 \quad (8)$$

wynosił od 0,01% do 0,18% CH_4 . Zależał on między innymi od sposobu przeprowadzania regulacji natężenia przepływu powietrza i był najmniejszy przy regulowaniu tąmą w prądzie powietrza świeżego. Czas τ_2 , po którym następował spadek stężenia metanu do wartości minimalnej, wynosił od 2 minut do 60 minut i również zależał od odległości ściany od stacji pomiarowej, a być może również od wielkości zrobów.

Stężenia metanu M_3 po zmniejszeniu natężenia przepływu powietrza były na ogół większe od stężenia początkowego i wartość

$$\Delta_2 = M_3 - M_1 \quad (9)$$

w przeprowadzonych badaniach wahała się od 0,06 do 0,31%. Jednakże w jednym z przeprowadzonych badań stężenie to było mniejsze od początkowego i wartość Δ_2 wynosiła — 0,08%.

Czas τ_3 , po którym następowała stabilizacja nowej wielkości stężenia metanu wahał się od 45 do 100 minut. Po zwiększeniu natężenia przepływu powietrza z V_2 do V_1 stężenie metanu M_3 przez pewien czas τ'_1 nie zmienia się, a następnie na ogół szybko rośnie do wartości M_4 , osiągając tę wartość po upływie czasu τ'_2 , a następnie opada asymptotycznie do wartości M_1 osiągając ją po upływie czasu τ'_3 . Czas τ'_1 w przeprowadzonych badaniach wahał się od 0 do 15 minut i zależał od odległości stacji pomiarowej od ściany. Krótkotrwały wzrost stężenia metanu

$$\Delta'_1 = M_4 - M_3 \quad (10)$$

osiągnął maksymalnie 0,29% CH_4 .

Czas τ'_2 wahał się od 3 do 30 minut. Końcowe stężenie metanu po zwiększeniu natężenia przepływu powietrza było na ogół mniejsze od początkowego, a spadek ten

$$\Delta'_2 = M_3 - M_1 \quad (11)$$

dochodził do 0,18%. Jednakże w jednym przypadku wartość Δ'_2 wynosiła — 0,03%, czyli końcowe stężenie metanu było wyższe od początkowego.

Czas τ'_3 , po którym ustabilizowała się nowa wartość stężenia metanu, wahał się od 45 do 195 minut. Okazało się więc, że po zmniejszeniu się lub zwiększeniu natężenia przepływu powietrza nowa wartość stężenia metanu ustala się po upływie od 45 minut do około trzech godzin.

Zaskakujące zjawisko krótkotrwałych zmian stężenia metanu, zgodnych z kierunkiem zmian natężenia przepływu powietrza, tłumaczyć można równoczesnym działaniem dwóch przyczyn: zmianą struktury przewietrzania zrobów, zgodną ze zmianą natężenia przepływu powietrza, oraz krótkotrwałym przepływem gazu do zrobów lub ze zrobów, zgodnym z prawem Boyla i Mariotta, wskutek zmian stosunków depresyjnych, wywołanych regulacją natężenia przepływu powietrza.

Wyniki badań przebiegu procesu gazodynamicznego, wywołanego skokowymi zmianami wielkości natężenia przepływu powietrza, zostały potwierdzone wynikami prac teoretycznych i modelowych [2], [9].

8. Zagadnienie efektywności przewietrzania

Rozpatrując zagadnienie wpływu natężenia przepływu powietrza na wydzielanie metanu, dojść można do bardzo ważnego stwierdzenia, że istnieje pewna opty-

malna wielkość natężenia przepływu powietrza. Ponieważ rozpatrywana zależność ma charakter paraboli o rosnącym nachyleniu i wyrażona jest wzorem ogólnym

$$\dot{V}_M = a\dot{V}_p^2 + b \quad (3)$$

a wielkość wydzielania metanu zgodnie z przyjętymi założeniami upraszczającymi określona jest wzorem

$$\dot{V}_M = \frac{\dot{V}_p \cdot M}{100} \quad (12)$$

wzór zależności stężenia metanu w prądzie powietrza zużytego ze ściany od natężenia przepływu powietrza będzie miał postać

$$M = 100 \left(a\dot{V}_p + \frac{b}{\dot{V}_p} \right) \quad (13)$$

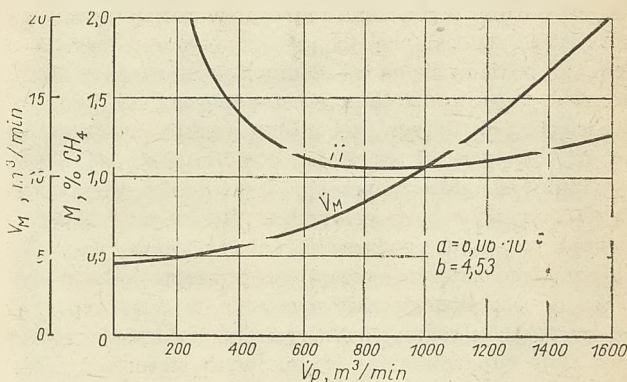
Przez zróżniczkowanie tego równania wykazać można, że wartość stężenia metanu osiąga minimum, gdy wartość natężenia przepływu powietrza (będąca tym samym wartością optymalną) wynosi

$$\dot{V}_{p \text{ opt}} = \sqrt{\frac{b}{a}} \quad (14)$$

Rozwiązanie układu równań (3) i (14) pozwala wykazać, że wielkość wydzielania metanu, odpowiadająca optymalnej wielkości natężenia przepływu powietrza, wynosi

$$\dot{V}_{M \text{ opt}} = 2b \quad (15)$$

Przykładowo kształtowanie się wydzielania metanu oraz stężenia metanu w prądzie powietrza zużytego ze ściany w zależności od natężenia przepływu powietrza dla danych $a = 6,06 \cdot 10^{-6}$ oraz $b = 4,53$ przedstawiono na rysunku 9.



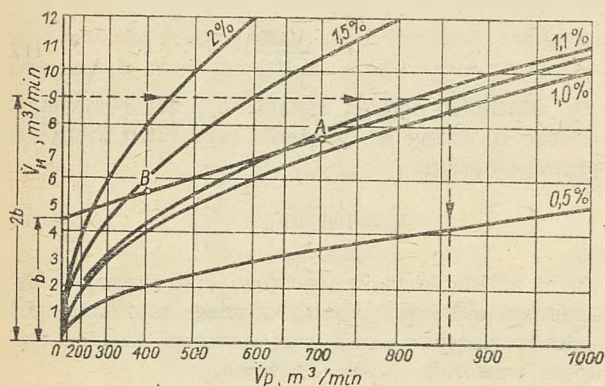
Rys. 9. Zależność wydzielania metanu $\dot{V}_M$ oraz stężenia metanu w prądzie powietrza zużytego M od natężenia przepływu powietrza $\dot{V}_p$ (przykład)

Stwierdzenie faktu, że istnieje optymalna wielkość natężenia przepływu powietrza, której przekroczenie powoduje wzrastanie stężenia metanu w prądzie powietrza zużytego ze ściany, wyjaśniają zaobserwowane przez niektórych badaczy a także przez autora — przypadki wzrastania stężenia metanu w wyniku zwiększenia natężenia przepływu powietrza bądź spadku stężenia metanu w wyniku zmniejszenia natężenia przepływu powietrza. Zjawisko to nie było dotychczas wyjaśnione.

Zależności określone wzorami (14) i (15) pozwoliły na opracowanie metodyki prostego wyznaczenia opty-

malnego natężenia przepływu powietrza. Metodę tę przedstawiono w postaci przykładu na rysunku 10.

Na wykres w układzie V_p , V_M z kwadratową podziałką na osi odciętych nanosi się wielkość wydzielania metanu wynoszącą przykładowo $7,5 \text{ m}^3/\text{min}$ przy natężeniu przepływu powietrza $700 \text{ m}^3/\text{min}$ (punkt A).



Rys. 10. Przykład wyznaczenia optymalnej wielkości natężenia przepływu powietrza

Następnie w określony sposób zmniejsza się natężenie przepływu powietrza (w rozpatrywanym przykładzie do $400 \text{ m}^3/\text{min}$). Po ustabilizowaniu się nowej wartości stężenia metanu oblicza się wielkość wydzielania metanu (w przykładzie $5,5 \text{ m}^3/\text{min}$) i punkt B odpowiadający nowym wartościom łączy linią prostą z punktem A. Otrzymana linia prosta wyraża zależność wydzielania metanu od natężenia przepływu powietrza, gdyż wielkości natężenia przepływu powietrza na osi odciętych naniesione są w skali kwadratowej. Punkt przecięcia się otrzymanej linii z osią rzędnych wyznacza wartość b równania regresji. W rozpatrywanym przypadku wynosi ona $4,5 \text{ m}^3/\text{min}$. Zgodnie ze wzorem (15) odkłada się na osi rzędnych odcinek $2b = 9 \text{ m}^3/\text{min}$ i prowadzi linię prostą aż do punktu przecięcia z linią regresji i z tego punktu prostopadłe do osi odciętych. W ten sposób otrzymuje się wielkość optymalnego natężenia przepływu powietrza, wynoszącą w rozpatrywanym przypadku $860 \text{ m}^3/\text{min}$. Należy jeszcze raz silnie podkreślić, że otrzymana wartość optymalnego natężenia przepływu powietrza odnosi się tylko do określonego, zastosowanego w danym przypadku sposobu regulacji. Na rysunku naniesiono również linie odpowiadające jednakowym stężeniom metanu. Jak widać, otrzymanej wartości optymalnego natężenia przepływu powietrza nie można traktować w sposób sztywny. Bowiem ze zmniejszeniem natężenia przepływu powietrza do $600 \text{ m}^3/\text{min}$ stężenie metanu w prądzie powietrza zużytego wzrosło jedynie z $1,05\%$ do ok. $1,12\%$, czyli o około $0,07\%$. Tak więc — za wielkość optymalną można przyjąć w rozpatrywanym przykładzie natężenie przepływu powietrza w granicach $600\text{--}860 \text{ m}^3/\text{min}$.

Przedstawione w niniejszym artykule stwierdzenia nie obejmują ani zagadnień wpływu poszczególnych systemów eksploatacji i schematów przewietrzania na zagrożenie metanowe w rejonach ścian, ani zagadnień związanych ze zwalczaniem lokalnych nagromadzeń metanu. Te bardzo obszerne i ważne zagadnienia wymagają zdaniem autora oddzielnego, szerszego omówienia.

9. Podsumowanie

1. Podjęto badania wpływu natężenia przepływu powietrza na wydzielanie metanu. Badania przeprowadzono w silnie metanowych kopalniach: Brzeszcze, 1 Maja, Silesia i Bielszowice. Do badań wybrano ściany o zróżnicowanym wydzielaniu metanu w granicach od $1,25$ do $33,5 \text{ m}^3/\text{min}$.
2. Stwierdzono w przypadku wszystkich przeprowadzonych badań wpływ natężenia przepływu powietrza na wydzielanie metanu. W niektórych przypadkach stwierdzono nawet, że ze wzrostem natężenia przepływu powietrza wzrosło nie tylko wydzielanie metanu, ale również jego stężenie w zużytym prądzie powietrza.
3. Stwierdzono, że wydzielanie metanu zależy nie tylko bezpośrednio od wielkości natężenia przepływu powietrza, ale również od sposobu regulacji. Najsilniejszą zależność stwierdzono przy regulowaniu natężenia przepływu powietrza tamą w prądzie powietrza zużytego, najslabszą zaś — przy regulacji tamą w prądzie powietrza świeżego. W tym przypadku stężenie metanu było w przybliżeniu odwrotnie proporcjonalne do natężenia przepływu powietrza.
4. Wyniki badań wskazują więc na to, że zmiana wydzielania metanu ze zmianą natężenia przepływu powietrza nie jest spowodowana zmianą zasięgu przewietrzania zrobów, lecz zmianą zasięgu drenażu naruszonego eksploatacją górotworu, wynikającą wskutek zmiany stosunków depresyjnych w rejonie ścian.
5. Wysznięto hipotezę, że zależność wydzielania metanu V_M natężenia przepływu powietrza V_p może być charakteryzowana wzorem ogólnym

$$\dot{V}_M = a \cdot \dot{V}_p^2 + b$$

Wyniki przeprowadzonych badań potwierdzają tę hipotezę.

6. Wychodząc z ogólnego wzoru zależności wydzielania metanu od natężenia przepływu powietrza, stwierdzono istnienie optymalnej wielkości natężenia przepływu powietrza dla każdej ściany. Przekroczenie tej optymalnej wielkości powoduje nie tylko wzrost absolutnej wielkości wydzielania metanu, lecz także wzrost stężenia metanu w prądzie powietrza zużytego. Przedstawiono sposób określania optymalnej wielkości natężenia przepływu powietrza.

10. Wnioski

Wyniki badań, przedstawione w niniejszym artykule pozwalają na sformułowanie następujących wniosków:

- Z uwagi na czynnik zagrożenia metanowego najbardziej korzystnym miejscem zabudowania ewentualnie stosowanych tam regulacyjnych są wyrobiska przyścianowe prądu powietrza zużytego (chodniki nadścianowe).
- W kopalniach silnie metanowych konieczne jest, aby opory wentylacyjne dróg z prądami powietrza świeżego były jak najmniejsze.
- Wyniki przeprowadzonych badań można wykorzystać przy projektowaniu układów automatyzacji przewietrzania w kopalniach silnie metanowych.

Literatura

1. Czyczula L.: Rozkład czasoprzestrzenny stężenia metanu w wyrobisku kopalnianym przy zmiennych warunkach przewietrzania. Zeszyty Problemowe Górnictwa, z. 2, 1973.
2. Krach A., Trutwin W.: Układ automatycznej regulacji stężenia metanu w bocznicy wentylacyjnej. Zeszyty Problemowe Górnictwa, z. 2, 1973.
3. Matuszewski J., Myszor H.: Określenie możliwości opanowania zagrożenia metanowego w ścianach. Bezpieczeństwo pracy w Górnictwie 1976, nr 3.
4. Myszor H.: Wpływ zmian ciśnienia barometrycznego na wydzielanie metanu ze ściany. Przegląd Górniczy 1969, nr 10.
5. Myszor H.: Uwagi o kształtowaniu się stężenia

metanu w chodniku nadścianowym przy zmniejszeniu ilości powietrza w prądzie przewietrzającym ścianę. Przegląd Górniczy 1970, nr 6.

6. Myszor H.: Wpływ ciśnienia barometrycznego na wydajność odmetanowania. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej, Górnictwo, z. 52, 1972.

7. Myszor H.: Essais du degagement du grisou en fonction du debit d'air dans le courant balayant une taille. Archiwum Górnictwa, z. 3, 1972.

8. Myszor H.: Badanie wpływu natężenia przepływu powietrza w prądzie przewietrzającym ścianę na wydzielanie się metanu. Zeszyty Problemowe Górnictwa, z. 2, 1973.

9. Trutwin W.: Wpływ warunków przewietrzania na stężenie metanu w wyrobiskach kopalnianych. Zeszyty Problemowe Górnictwa z. 2, 1973.

622.445.621.63

Efektywność ekonomiczna regulacji wentylatorów głównych przez zmianę kąta nachylenia łopatek

Mgr inż. Wiktor Majewski, inż. Witold Kaczmarek

Treść: Przeanalizowano zagadnienie rzeczywistego przebiegu zmian parametrów kopalnianej sieci wentylacyjnej i związany z tym problem lepszego przystosowania wentylatorów przewietrzania głównego do bieżących wymogów tej sieci. Na podstawie obszernego materiału statystycznego określono wysokość kosztów energii zużywanej na pracę wentylatorów głównego przewietrzania, a następnie podjęto próbę określenia efektów ekonomicznych, uzyskiwanych przez stosowanie regulacji pracy wentylatorów za pomocą zmiany kąta nachylenia łopatek.

1. Wprowadzenie

W ostatnich latach obserwuje się w górnictwie światowym wzmożone zainteresowanie zagadnieniami sterowania i automatyzacji procesu przewietrzania kopalni. W nowoczesnych kopalniach o wysokim stopniu koncentracji wydobywania zautomatyzowanie systemu przewietrzania wydaje się nieodzowne. Jak wynika z badań A. Frycza [1], konieczne jest stosowanie takich wentylatorów głównego przewietrzania, których charakterystyki przebiegać będą możliwie stromo, tak aby wentylatory mogły sprostać potrzebom dużego zakresu regulacji spiętrzeń. Wentylator powinien mieć tak dobrany obszar wysokiej sprawności, by wszystkie punkty pracy wentylatora w różnych okresach eksploatacji mogły się w tym obszarze mieścić. Jak się przewiduje, zmiany parametrów pracy wentylatora głównego przebiegać będą w sposób prawie ciągły i w stosunkowo krótkich odstępach czasu. Wynika z tego konieczność automatycznej regulacji pracy wentylatora w czasie pełnego ruchu, którą uzyskać można przez:

- zmianę kąta ustawienia łopatek np. przez zastosowanie hydraulicznego sterowania łopatkami;
- zmianę liczby obrotów przez zmianę prędkości obrotowej silnika napędowego np. w układzie tyrystorowej kaskady asynchronicznej;
- kombinację obu wymienionych sposobów regulacji,

tj. zarówno przez zmianę kąta ustawienia łopatek, jak i zmianę liczby obrotów.

Obecnie produkowane wentylatory głównego przewietrzania wyposażone są w łopatki przestawialne, przy czym zmiany kąta ustawienia łopatek nie można dokonać automatycznie bez wyłączania wentylatora z ruchu. Czynność ta wykonywana jest ręcznie i trwa 1÷3 dni. Sterowanie łopatkami wentylatora w czasie jego pełnego ruchu zostało już rozwiązane konstrukcyjnie za granicą. W Polsce badania nad tym zagadnieniem były prowadzone w Głównym Instytucie Górnictwa.

Badania i prace konstrukcyjne związane z automatyczną regulacją pracy wentylatora przez zmianę liczby obrotów były prowadzone początkowo w GIG, a obecnie prowadzi je Ośrodek Badawczo-Rozwojowy w EMAG. Efektem działalności GIG było opracowanie urządzenia do regulacji wentylatora WOK-4j z silnikiem asynchronicznym pierścieniowym o mocy 100 kW w układzie tyrystorowej kaskady asynchronicznej oraz przeprowadzenie badań eksploatacyjnych i wdrożenie w kop. Murcki. Obecnie prowadzi się również prace nad możliwością zastosowania tyrystorowego układu regulacji liczby obrotów wentylatora z silnikiem synchronicznym.

Rozwiązanie problemu regulacji pracy wentylatora i jego dostosowania do sieci wentylacyjnej umożliwi nie tylko włączenie wentylatora do układu kompleksowej automatyzacji przewietrzania kopalni, ale po-

nadto pozwoli na dalsze zwiększenie ekonomicznej efektywności przewietrzania kopalń.

2. Metoda określania efektów ekonomicznych stosowania regulacji pracy wentylatora głównego

W artykule podaje się próbę określenia efektów ekonomicznych stosowania regulacji pracy głównego wentylatora za pomocą zmiany kąta nachylenia łopatek. Przyjęto tę metodę regulacji dlatego, że aktualnie jest ona (w pewnym stopniu) technicznie zrealizowana. Obecnie bowiem produkowane, jak i stosowane wentylatory są wyposażone w przestawialne łopatki.

Efekty ekonomiczne stosowania regulacji wynikają z wyeliminowania strat energetycznych występujących przy pracy wentylatorów o niezmiennym kącie nachylenia łopatek. Obliczenie efektów polega więc na wyznaczeniu różnicy w kosztach energii wentylatorów pracujących stale bez zmiany kąta nachylenia łopatek (a więc nie dostosowanych do sieci wentylacyjnej) i wentylatorów dostosowywanych do sieci na drodze regulacji kąta nachylenia łopatek. W celu wyznaczenia tych kosztów konieczna jest znajomość rzeczywistego przebiegu zmian parametrów wentylacyjnych sieci, tj. spiętrzeń i wydajności w dłuższym, co najmniej kilkuletnim okresie pracy kopalni. Nałożony na charakterystyki odpowiednich wentylatorów wykres przebiegu tych zmian będzie stanowić podstawę wyliczeń zużycia energii w poszczególnych, przyjętych odcinkach czasu (latach).

3. Przebieg zmian parametrów wentylacyjnych sieci

Sieć wentylacyjna kopalni jest układem dynamicznym, ulegającym — wskutek zmiany położenia frontu robót górniczych, wydobywania, gazowości, głębokości i innych czynników — ciągłym zmianom w czasie. Zmiany te wpływają bezpośrednio na parametry punktów pracy wentylatora (spiętrzenie, wydajność).

Materiał podstawowy do wyprowadzenia krzywej przebiegu zmian wymienionych parametrów stanowiły dane statystyczne zebrane z ponad 50 kopalń, w tym ze wszystkich kopalń zjednoczeń: Rybnickiego, Bytomskiego, Zabrzeńskiego i Jaworznicko-Mikołowskiego. Podstawą do wyznaczenia przebiegu zmian tych parametrów i następnie sporządzenia ich wykresu były zebrane dla 161 szybów dane za okres lat 1965÷1974, dotyczące:

- wydajności $\dot{V}_0, \dot{V}_1, \dot{V}_2, \dots, \dot{V}_9$
- spiętrzeń $\Delta p_{c0}, \Delta p_{c1}, \Delta p_{c2}, \dots, \Delta p_{c9}$

gdzie indeksy: 0, 1, 2, ..., 9 oznaczają kolejne lata analizowanego okresu.

Przebieg tych zmian w czasie, czyli dynamikę zjawiska, zbadano statystycznie, posługując się metodą indeksów prostych o podstawie stałej. Obliczono indeksy wydajności i spiętrzeń dla każdego szybu, przyjmując za podstawę indeksu rok 1965

$$\frac{\dot{V}_1}{\dot{V}_0} \cdot \frac{\Delta p_{c1}}{\Delta p_{c0}} \quad \text{w pierwszym roku}$$

$$\frac{\dot{V}_2}{\dot{V}_0} \cdot \frac{\Delta p_{c2}}{\Delta p_{c0}} \quad \text{w drugim roku}$$

$$\frac{\dot{V}_9}{\dot{V}_0} \cdot \frac{\Delta p_{c9}}{\Delta p_{c0}} \quad \text{w dziewiątym roku.}$$

W ten sposób obliczono dla każdego szybu dwa szeregi: indeksu wydajności i indeksu spiętrzenia. Następnie, po wstępnej analizie i odrzuceniu pewnej liczby przypadków nietypowych, wyprowadzono za pomocą maszyny cyfrowej, równania regresji dla każdego szybu w postaci ogólnej

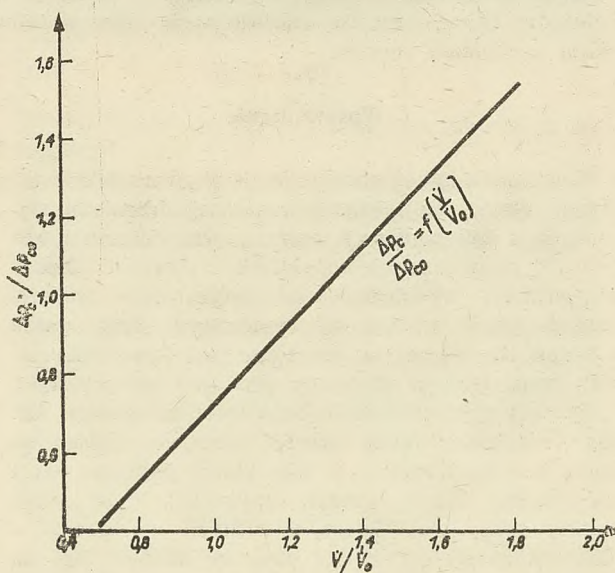
$$\frac{\Delta p_c}{\Delta p_{c0}} = f \left(\frac{\dot{V}}{\dot{V}_0} \right)$$

Otrzymane w ten sposób równania usystematyzowano i wnikliwie przeanalizowano. Przeprowadzona klasyfikacja tych równań pozwoliła wyodrębnić grupy charakteryzujące się podobnymi przebiegami funkcji. Do dalszych obliczeń przyjęto grupę o największej liczbie przypadków (szybów), z której wyprowadzono równanie reprezentatywne o postaci

$$\frac{\Delta p_c}{\Delta p_{c0}} = 1,0170 \frac{\dot{V}}{\dot{V}_0} - 0,0838 \quad (1)$$

Na podstawie tego równania sporządzono wykres funkcji przebiegu zmian parametrów wentylacyjnych sieci w układzie współrzędnych indeksu wydajności i spiętrzeń

$$x = \frac{\dot{V}}{\dot{V}_0}; \quad y = \frac{\Delta p_c}{\Delta p_{c0}} \quad (\text{rys. 1})$$



Rys. 1. Przebieg zmian parametrów sieci wentylacyjnej

4. Przygotowanie charakterystyk wentylatorów

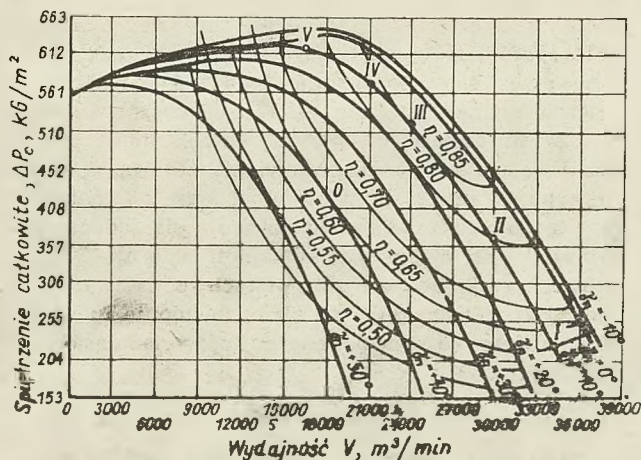
Dla potrzeb analizy należało zaadoptować charakterystyki wentylatorów do układu współrzędnych indeksu wydajności i spiętrzeń, bowiem w tym układzie wykreślono funkcję przebiegu zmian parametrów wentylacyjnych sieci. Do obliczeń przyjęto reprezentatywne dla typoszeręgu wentylatorów obecnie produkowa-

Tablica 1
NOMINALNE PARAMETRY PRACY
WENTYLATORÓW

Typ wentylatora	Prędkość obrotowa n obr/min	Wydajność m^3/s	Śpiętrzenie całkowite Δp_c N/m^2	Sprawność wentylatora %
WPK-5,3	300	366,6	3139	88,5
	375 *)	458,3	4905	88,5
WPK-2,6	500	74,1	1952	86
	600	89	2814	86
	750 *)	111,1	4390	86
WOK-3,2	600 *)	250	2060	88,5

*) Do obliczeń przyjęto charakterystyki dla tych wartości.

nych, charakterystyki wentylatorów promieniowych: WPK-5,3 i WPK-2,6 oraz wentylatora osiowego WOK-3,2 (tablica 1, rys. 2 — podano przykładowo tylko charakterystykę wentylatora WPK-5,3).



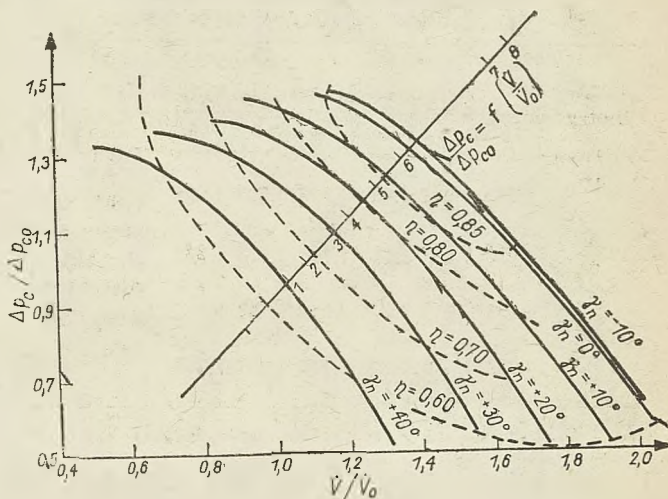
Rys. 2. Charakterystyka wentylatora promieniowego WPK-5,3 przy $n = 375$ obr./min.

W charakterystykach przyjętych wentylatorów wyznaczono punkty O, leżące jednocześnie na krzywych sprawności $\eta_0 = 0,65$ oraz na krzywych charakterystyki (dla WPK-5,3 — krzywa $\gamma_n = +40^\circ$). Założono, że jest to początkowy punkt pracy wentylatora (Δp_{co} , $\dot{V}_0$).

Tok postępowania przy przekształceniu charakterystyki wentylatora w wykres charakterystyki w układzie współrzędnych indeksu wydajności i spiętrzeń jest następujący:

Na każdej krzywej charakterystyki odpowiadającej różnym kątom nachylenia łopatek wybrano kilka dowolnych punktów (nie mniej niż 5), mieszczących się w zakresie pracy stabilnej; odczytano ich współrzędne Δp_c i $\dot{V}$ oraz określono wartości sprawności η w tych punktach. Otrzymane wartości Δp_c , $\dot{V}$, i η podzielono przez współrzędne punktu początkowego Δp_{co} i $\dot{V}_0$ oraz η_0 , uzyskując wartości spiętrzeń $\frac{\Delta p_c}{\Delta p_{co}}$, wydajności $\frac{\dot{V}}{\dot{V}_0}$

i sprawności $\frac{\eta}{\eta_0}$. Obliczone w ten sposób wartości punktów naniesiono na układ osi współrzędnych indeksu wydajności i spiętrzeń, a po połączeniu odpowiednich punktów otrzymano wykres krzywych charakterystyki (rys. 3).



Rys. 3. Charakterystyka wentylatora WPK-5,3 i wykres przebiegu zmian parametrów sieci wentylacyjnej dla przypadku pracy z regulacją

5. Koszt energii wentylatorów z regulacją

Ustalenie kosztu energii dla wentylatorów o regulowanej wydajności polega na określeniu rzeczywistej mocy niezbędnej do przewietrzenia kopalni danym wentylatorem, czasu pracy wentylatora oraz kosztu jednostkowego energii. Obliczenia przeprowadzono za pomocą wykresów charakterystyk wentylatorów i naniesionej na nie funkcji przebiegu zmian parametrów wentylacyjnych sieci (p. rys. 3).

Na wykres funkcji przebiegu zmian parametrów wentylacyjnych sieci naniesiono punkty o odczytanych, które są uśrednionymi indeksami wydajności dla poszczególnych lat analizowanego okresu. Wartości te zestawiono w tablicy 2. Współrzędne tych punktów posłużyły do obliczenia względnej mocy dla każdego roku wg wzoru

$$\frac{N_i}{N_0} = \frac{\dot{V}_i}{\dot{V}_0} \cdot \frac{\Delta p_{ci}}{\Delta p_{co}} \cdot \frac{\eta_0}{\eta} \quad (2)$$

Tablica 2

ZESTAWIENIE UŚREDNIONYCH WARTOŚCI WYDAJNOŚCI $\dot{V}$ I INDEKSÓW WYDAJNOŚCI $\frac{\dot{V}}{\dot{V}_0}$

$\dot{V}_1$	$\dot{V}_0$	$\frac{\dot{V}_1}{\dot{V}_0}$	$\dot{V}_2$	$\frac{\dot{V}_2}{\dot{V}_0}$	$\dot{V}_3$	$\frac{\dot{V}_3}{\dot{V}_0}$	$\dot{V}_4$	$\frac{\dot{V}_4}{\dot{V}_0}$	$\dot{V}_5$	$\frac{\dot{V}_5}{\dot{V}_0}$	$\dot{V}_6$	$\frac{\dot{V}_6}{\dot{V}_0}$	$\dot{V}_7$	$\frac{\dot{V}_7}{\dot{V}_0}$	$\dot{V}_8$	$\frac{\dot{V}_8}{\dot{V}_0}$	$\dot{V}_9$	$\frac{\dot{V}_9}{\dot{V}_0}$
4685	4836	1,0322	5055	1,0790	5414	1,1556	5615	1,1985	5971	1,2745	6332	1,3515	7467	1,5938	7719	1,6476	8395	1,7919

Koszt zużytej energii obliczono z wzoru

$$E_i = N_i \cdot T \cdot k_e \tag{3}$$

gdzie
 E_i — koszt zużytej energii, zł
 N_i — moc, kW
 T — czas pracy, godz.
 k_e — jednostkowy koszt energii, zł/kWh
indeks i — kolejne lata analizowanego okresu.

Średni jednostkowy koszt energii w PW przyjęto 0,50 zł/kWh. Obliczenia wykonano dla przyjętych wentylatorów WPK-5,3; WPK-2,6; WOK-3,2. Przykładowo podaje się (tabl. 3) tylko obliczenia dla wentylatora

Tablica 3
OBLICZENIA PRZYKŁADOWE
DLA WENTYLATORA WPK-5,3

Para- metry	Punkty wykresu przebiegu zmian parametrów wentylacyjnych sieci								
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
$\frac{\Delta p_c}{\Delta p_{co}}$	0,963	1,014	1,089	1,133	1,209	1,288	punkty poza obszarem charakte- rystyki wentyla- tora		
$\frac{\dot{V}}{\dot{V}_o}$	1,032	1,079	1,156	1,198	1,275	1,352			
$\frac{\eta_o}{\eta}$	1,006	0,950	0,879	0,840	0,783	0,745			
$\frac{N_i}{N_o}$	0,999	1,039	1,107	1,140	1,207	1,297			

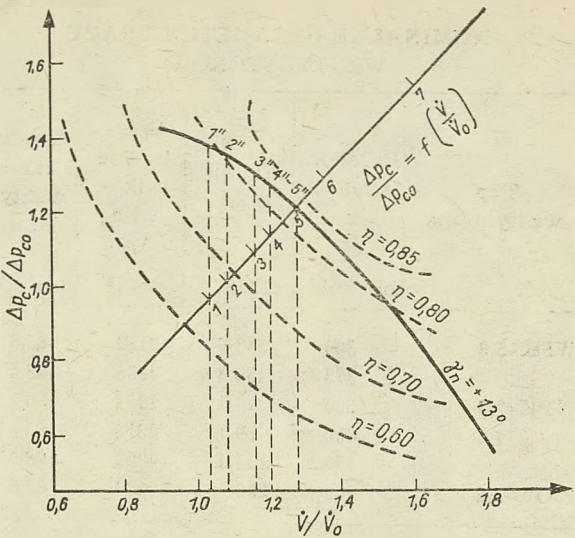
$E_1 = 4379,12 N_o; E_2 = 4552,57 N_o; E_3 = 4846,91 N_o; E_4 = 4993,20 N_o;$
 $E_5 = 5286,66 N_o; \sum_{i=1}^5 E_i = 24058,46 N_o.$

WPK-5,3. Pod tablicą 3 zestawiono (obliczone na podstawie zawartych w niej danych) wartości rocznych kosztów energii w poszczególnych latach oraz podano sumę tych kosztów na okres 5 lat.

6. Koszt energii wentylatorów bez regulacji

Z obserwacji przeprowadzonych w kopalniach wynika, że zmiany kąta nachylenia łopatek dokonuje się praktycznie co kilka lat.

Do celów analizy przyjęto, że regulacja kąta ustawienia łopatek wentylatora następuje co 5 lat. W tej sytuacji wentylator nastawiony na docelową wydajność w piątym roku dostarczać będzie w latach poprzednich nadmiernie ilości powietrza. Dla uzyskania koniecznej, wystarczającej ilości powietrza stosuje się kosztowny w skutkach zabieg dławienia zasuwą. Przedstawiony stan faktyczny dostarcza przesłanek do obliczenia kosztu energii pobieranej przez wentylator w okresie 5 lat jego pracy bez zmiany kąta ustawienia łopatek. Do obliczeń wykorzystano charakterystyki wentylatorów oraz wykres funkcji zmian parametrów wentylacyjnych sieci w układzie indeksu wydajności i śpiętrzeń. Na wykresach umieszczono tę krzywą charakterystyki wentylatora, która przecina wykres funkcji przebiegu zmian parametrów wentylacyjnych sieci w punkcie odpowiadającym wartościom wydajności i śpiętrzenia w piątym roku (punkt 5 na rys. 4). Punkt pracy wentylatora znajduje się po 5 latach w punkcie 5". Zapotrzebowanie powietrza wynosi wte-



Rys. 4. Charakterystyka wentylatora WPK-5,3 i wykres przebiegu zmian parametrów sieci wentylacyjnej dla przypadku pracy bez regulacji

dy $\dot{V}_5$ przy śpiętrzeniu Δp_{c5} , czyli parametry pracy wentylatora odpowiadają ściśle zapotrzebowaniu przez kopalnię — punkt 5 pokrywa się z punktem 5". Taki, niezmienny stan pracy wentylatora trwa jednak od początku, tzn. od punktu 1 (na krzywej przebiegu zmian parametrów wentylacyjnych sieci), kiedy to żądane przez sieć — kopalnię — ilości powietrza są znacznie niższe i wynoszą $\dot{V}_1$. W celu uzyskania żądanej i wystarczającej dla pierwszego roku ilości powietrza $\dot{V}_1$ stosuje się zabieg dławienia zasuwą, wskutek czego punkt pracy wentylatora wędruje po charakterystyce do punktu 1", gdzie uzyskuje się żadaną wydajność $\dot{V}_1$, ale o zbyt wysokim śpiętrzeniu Δp_{c1} ". Śpiętrzenie wynikające z rzeczywistych potrzeb (rzędna punktu 1) jest znacznie mniejsze; następuje tu wskutek dławienia dysypacja energii odpowiadająca różnicy śpiętrzeń

$$\Delta p_{c1}'' - \Delta p_{c1}$$

Odczytane na wykresie odpowiednie wartości parametrów wentylacyjnych sieci w kolejnych latach pięcioletniego okresu zestawiono w tablicy 4. Wartości te

Tablica 4
WPK-5,3

Para- metry	Punkty pracy na charakterystyce $\gamma_n = 15^\circ$, WPK-5,3				
	1"	2"	3"	4"	5"
$\frac{\Delta p_c}{\Delta p_{co}}$	1,378	1,352	1,303	1,270	1,209
$\frac{\dot{V}}{\dot{V}_o}$	1,032	1,079	1,156	1,199	1,275
$\frac{\eta_o}{\eta}$	0,822	0,809	0,785	0,788	0,783
$\frac{N_i}{N_o}$	1,169	1,180	1,197	1,199	1,207

$E_1'' = 5120,22 N_o; E_2'' = 5169,28 N_o; E_3'' = 5245,05 N_o;$
 $E_4'' = 5255,56 N_o; E_5'' = 5286,66 N_o; \sum_{i=1}^5 E_i'' = 26076,77 N_o.$

służą do obliczenia koniecznej energii dla danego roku N_i'' z wzoru

$$\frac{N_i''}{N_o} = \frac{Q_i}{Q_o} \frac{\Delta p_i''}{\Delta p_o} \frac{\eta_o}{\eta_i''} \quad (4)$$

i z kolei koszt energii obliczono z wzoru

$$E_i'' = N_i'' \cdot T \cdot k_e \quad (5)$$

(Znaczenie symboli jak we wzorze (3); indeks '' odnosi się do stanu pracy wentylatora bez regulacji).

Pod tablicą 4 zestawiono (obliczone na podstawie zawartych w niej danych) wartości rocznych kosztów energii w poszczególnych latach oraz podano sumę tych kosztów za okres 5 lat.

7. Wyniki analizy — efekt regulacji wentylatora

Wymierne efekty stosowania regulacji wentylatorów głównego przewietrzania równają się różnicy kosztów energii zużywanej przez wentylator pracujący bez regulacji i kosztów energii zużywanej przez wentylator z regulacją jego pracy

$$\Delta E = \sum_{i=1}^{i=n} E_i'' - \sum_{i=1}^{i=n} E_i \dots \quad (6)$$

gdzie

ΔE — koszt zaoszczędzonej energii, zł,

E_i'' — koszt zużytej energii przez wentylator bez regulacji, zł,

E_i — koszt zużytej energii przez wentylator z regulacją, zł.

Tablica 5

PARAMETRY POCZĄTKOWEGO PUNKTU PRACY WENTYLATORÓW

Wentylator	$\dot{V}_o, \text{m}^3/\text{s}$	$\Delta p_{co}, \text{kG}/\text{m}^2$	η_o
WPK-5,3	300	426,28	0,65
WPK-2,6	70	372,07	0,65
WOK-3,2	175	78,00	0,65

Ze względu na to, że w tablicach 3 i 4 podano moc względną $\frac{N_i}{N_o}$, w obliczeniach należy uwzględnić moc N_o , którą wyliczono z parametrów początkowego punktu pracy wentylatora (tabl. 5) wg znanego wzoru

$$N_o = \frac{\dot{V}_o \Delta p_{co}}{102 \eta_o} \quad (7)$$

Obliczoną moc N_o wynosi dla wentylatorów: WPK-5,3... $N_o = 1928,87 \text{ kW}$; WPK-2,6... $N_o = 392,83 \text{ kW}$; WOK-3,2... $N_o = 205,88 \text{ kW}$.

Wyniki obliczeń dla przyjętych trzech typów wentylatorów WPK-5,3; WPK-2,6 i WOK-3,2, odnoszące się tylko do jednego urządzenia, zestawiono w tablicach 6, 7 i 8.

Tablice 6 i 7 podają roczne koszty energii dla przypadku pracy wentylatorów bez regulacji i z regulacją w okresie pięciu lat pracy. Wielkość tych kwot wskazuje na duże znaczenie zagadnienia i potencjał możliwości do uzyskania oszczędności w kosztach energii.

Tablica 6
ZESTAWIENIE ROCZNYCH KOSZTÓW ENERGII DLA WENTYLATORÓW PRACUJĄCYCH BEZ REGULACJI

Typ wentylatora	Koszty dla poszczególnych lat					Koszty po 5 latach mln zł
	mln zł					
	1	2	3	4	5	
WPK-5,3	9,87	9,97	10,11	10,13	10,21	50,29
WPK-2,6	2,09	2,16	2,24	2,13	2,13	10,75
WOK-3,2	1,49	1,47	1,44	1,38	1,25	7,03

Tablica 7
ZESTAWIENIE ROCZNYCH KOSZTÓW ENERGII DLA WENTYLATORÓW O REGULOWANYM PUNKCIE PRACY

Typ wentylatora	Koszty dla poszczególnych lat.					Koszty po 5 latach mln zł
	mln zł					
	1	2	3	4	5	
WPK-5,3	8,45	8,78	9,35	9,63	10,21	46,42
WPK-2,6	1,72	1,83	1,92	1,99	2,13	9,59
WOK-3,2	0,94	0,97	1,05	1,12	1,25	5,33

W tablicy 8 zestawiono obliczone efekty uzyskane wskutek wyeliminowania strat ponoszonych z tytułu niestosowania regulacji pracy wentylatorów.

Ze względu na fakt, że kopalnie nowo budowane są i będą kopalniami o wielkim dobowym wydobyciu — kilkunastu a nawet kilkudziesięciu tysięcy ton —

Tablica 8
ZESTAWIENIE EFEKTÓW MOŻLIWYCH DO OSIĄGNIĘCIA WSKUTEK WYELIMINOWANIA STRAT PONOSZONYCH Z TYTUŁU NIESTOSOWANIA REGULACJI PRACY WENTYLATORÓW

Okres pracy	Efekty (lub straty) dla wentylatorów. młn zł		
	WPK-5,3	WPK-2,6	WOK-3,2
Po 1 roku	1,42	0,37	0,55
Po 2 latach	2,61	0,70	1,05
Po 3 latach	3,37	1,02	1,44
Po 4 latach	3,87	1,16	1,70

instalowane na ich szybach wentylacyjnych wentylatory będą urządzeniami o wielkich wydajnościach odpowiadających parametrom wentylatora WPK-5,3, a więc koszty energii będą rzędu wielkości podanych w tablicach. Wynika stąd wniosek o bezwzględnej konieczności stosowania regulacji pracy wentylatorów, bowiem wielkości możliwych do zaoszczędzenia sum na kosztach energii (jak i samej energii) tylko jednego urządzenia sięgają kwoty 3,8 młn zł po czterech latach.

8. Wnioski

Przeprowadzone obserwacje i dokonana analiza ekonomiczna stosowania regulacji pracy wentylatorów

głównego przewietrzania w warunkach Górnośląskiego Zagłębia Węglowego pozwalają na sformułowanie następujących wniosków:

1. Stosowanie w praktyce codziennej kopalni regulacji pracy wentylatorów głównego przewietrzania pozwoli na osiągnięcie znacznych w skali resortu oszczędności w kosztach energii. Efekty uzyskane z tego tytułu — tylko dla jednego wentylatora — wyniosą po czterech latach:

- dla wentylatora WPK-5,3 3,8 mln zł
- dla wentylatora WPK-2,6 1,1 mln zł
- dla wentylatora WOK-3,2 1,7 mln zł

2. Wielkość obliczonych kosztów energii wentylatorów głównych wskazuje na duże znaczenie zagadnienia instalowania wentylatorów o odpowiednich charakterystykach, takich, aby przewidywane w okresie najbliższych lat zmiany położenia punktu pracy wentylatora mieściły się w obszarze maksymalnych sprawności.

3. Regulacji parametrów pracy wentylatora przez zmianę kąta ustawienia łopatek (obecnie w warunkach ręcznego przestawiania łopatek przy zatrzymanym wentylatorze) należy dokonywać znacznie częściej, niż to jest praktykowane — w zasadzie nierzadziej niż raz do roku.

Absolutnie niedopuszczalna — z ekonomicznego punktu widzenia — jest praktyka „regulacji” metodą dławienia zasuwy.

4. Celowe wydaje się — w świetle obliczonych efektów — kontynuowanie prac badawczo-konstrukcyjnych oraz szybkie wdrażanie gotowych rozwiązań technicznych automatycznej regulacji pracy wentylatora. Warunkiem nieodzownym kompleksowej automatyzacji całego procesu przewietrzania kopalni jest pełna automatyzacja wentylatora głównego. Ma to szczególne znaczenie dla nowo budowanych kopalni o dużej koncentracji wydobycia.

Literatura

1. Frycz A.: Zeszyty Problemowe Górnictwa, t. 10, nr 226. Politechnika Śląska, Gliwice 1974.
2. Budryk W.: Wentylacja kopalń. Katowice 1951.
3. Lesok H., Piesiur J.: Ekonomiczna regulacja wydajności wentylatorów powietrza. Energetyka 1974, nr 4.
4. Zabrzańska Fabryka Maszyn Górniczych „PO-WEN” Wentylatory. Prospekt.

622.233:621-59

Automatyczne sterowanie dołowymi maszynami wiertniczymi

Mgr inż. Wanda Banaszczyńska, mgr inż. Teresa Kramarowska, dr inż. Bogusław Żyborowski

Treść: Przedstawiono cyfrowy system sterowania umożliwiający automatyczną regulację położenia wysięgników samobieżnej maszyny wiertniczej typu Cobre zgodnie z metryką strzałową. Przedstawiono analizę procesu naprowadzania wysięgników, omówiono konstrukcję, parametry techniczne oraz szczegółowy algorytm pracy zaprojektowanego systemu.

1. Wstęp

Automatyzacja procesów sterowania jest szczególnie uzasadniona wówczas, gdy przynosi bezpośrednie efekty ekonomiczne wyrażające się wzrostem produkcji i obniżeniem jej kosztów (niezależnie od innych korzyści o charakterze pozaekonomicznym). Przykładem takiego procesu, którego zautomatyzowanie powinno przynieść efekty ekonomiczne, jest sterowanie maszynami górnymi.

Jednym z ważniejszych etapów w procesie wydobywania rudy miedzi w kopalniach Zagłębia Legnicko-Głogowskiego jest przygotowywanie w złożu otworów dla ładunków wybuchowych. Samobieżna maszyna wiertnicza typu Cobre, przeznaczona do wykonywania tych otworów, wyposażona jest w dwie wiertarki zamocowane na wysięgnikach sterowanych hydraulicznie. Szerokie możliwości ruchowe wysięgników pozwalają na naprowadzenie wiertła na dowolny punkt ściany przodku z uwzględnieniem z góry zadanych metryką strzałową parametrów liniowych i kątowych wierconego otworu strzałowego. Z uwagi na szereg specyficznych dla kopalni warunków środowiskowych dokładność realizowanego obecnie ręcznego sterowania

jest niewielka, niekiedy w znacznym stopniu odbiegająca od założonych wymagań, co powoduje mniejszy niż teoretycznie możliwy postęp przodku. Zakład Doświadczalny Budowy Maszyn Górniczych przy Zakładach Mechanicznych Legmet zaproponował automatyzację sterowania wysięgnikami maszyn górniczych, zaś opracowania urządzenia sterującego podjął się Ośrodek Badawczo-Rozwojowy Pomiarów i Automatyki Elektronicznej MERA-ELMAT (obecnie MERA-EL-WRO).

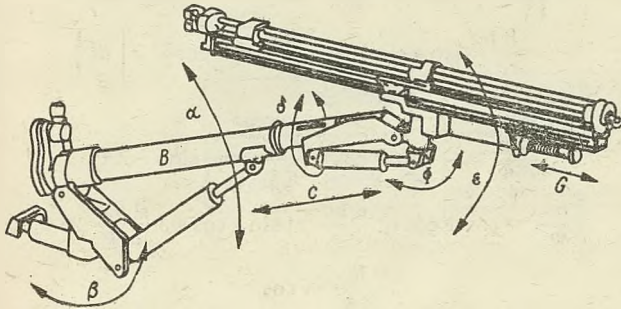
Przyjęto koncepcję automatyzacji wiercenia otworów strzałowych za pomocą elektronicznego cyfrowego systemu sterowniczego i sprawdzono ją w toku prób, którym poddano uproszczony model urządzenia sterującego. Badania potwierdziły poprawność przyjętej koncepcji, prawidłową współpracę urządzenia sterującego z maszyną wiertniczą i osiągnięcie przewidywanej dokładności sterowania.

Opracowany cyfrowy system sterowania, zapewniający automatyczne sterowanie procesem odtwarzania w złożu zaprogramowanej metryki strzałowej, przekazany został po próbach laboratoryjnych do badań eksploatacyjnych w Kombinacie Górniczo-Hutniczym Miedzi. Zdaniem autorów istnieje możliwość łatwej

modyfikacji opracowanego systemu dla zastosowań w innych gałęziach przemysłu górniczego i z tego względu wydaje się celowe zapoznanie szerszego ogółu z niektórymi szczegółami organizacji i oprogramowania systemu.

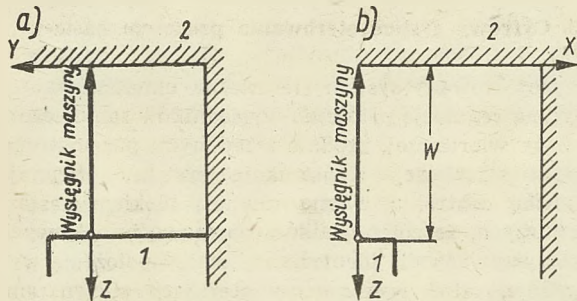
2. Analiza procesu naprowadzania

Wysięgnik samobieżnej maszyny wiertniczej (rys. 1) składa się z szeregu członów połączonych z sobą przegubami. Główny człon wysięgnika — ramię ma konstrukcję teleskopową umożliwiającą zmianę jego pod-



Rys. 1. Możliwości ruchowe ramienia maszyny wiertniczej

stawowej długości B o odcinek C ($0 \div C_{max}$), przy czym możliwy jest także wzajemny obrót obu części ramienia względem siebie o kąt δ . Ustawienie wiertarki w dowolnym położeniu wymaga, oprócz wymienionych ruchów, uniesienia ramienia głównego w płaszczyźnie



Rys. 2. Schematy uproszczone położenia maszyny z nastawami zerowymi

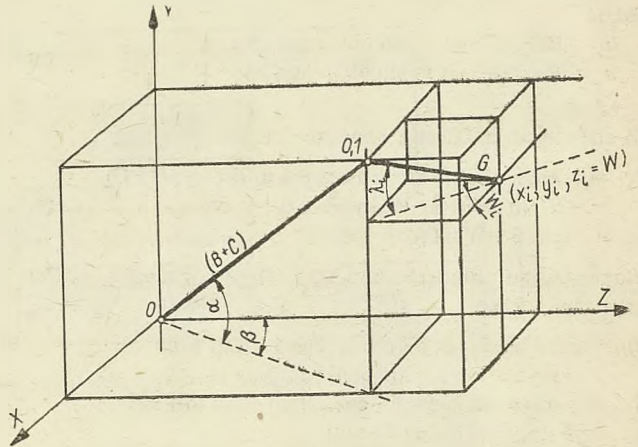
pionowej przez zmianę kąta α , jego obrotu w płaszczyźnie poziomej o kąt β oraz zmiany położenia ramienia krótkiego o długości G o kąty ϵ , Φ w dwóch przegubach umocowanych na końcu członu głównego o osiach wzajemnie prostopadłych. Napęd wszystkich członów wysięgnika zapewniają siłowniki zasilane z sieci hydraulicznej maszyny wiertniczej. Jak można zauważyć, dla uzyskania właściwych współrzędnych danego otworu strzałowego niezbędne są odpowiednie nastawy katowe we wszystkich przegubach wysięgnika maszyny. Oznaczamy współrzędne i -tego otworu strzałowego przez: x_i , y_i , λ_i , w_i gdzie

x_i — odległość i -tego otworu od linii pionowej leżącej na płaszczyźnie ściany przodku, przechodzącej przez wierzchołek wiertła w położeniu wyjściowym wysięgnika;

y_i — odległość i -tego otworu od linii poziomej leżącej na płaszczyźnie ściany przodku, przechodzącej przez wierzchołek wiertła w położeniu wyjściowym wysięgnika;

w_i — kąt między płaszczyzną ściany przodku a rzutem i -tego otworu na płaszczyznę poziomą równoległą do osi przodku;

λ_i — kąt między osią przodku a rzutem i -tego otworu na płaszczyźnie pionowej równoległej do osi przodku.



Rys. 3. Układ przestrzenny lokalizacji części wysięgnika

Przyjmując podane oznaczenia oraz długości poszczególnych członów wysięgnika maszyny wiertniczej, otrzymujemy układ równań opisujący współrzędne i -tego otworu na ścianie przodku w funkcji wartości wymaganych kątów ustawienia członów ramienia

$$\left. \begin{aligned} x_i &= (B+C) \cos \alpha \sin \beta - G \cos \lambda_i \sin w_i \\ W &= (B+C) \cos \alpha \sin \beta + G \cos \lambda_i \cos w_i \\ y_i &= (B+C) \sin \alpha + G \sin \lambda_i \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

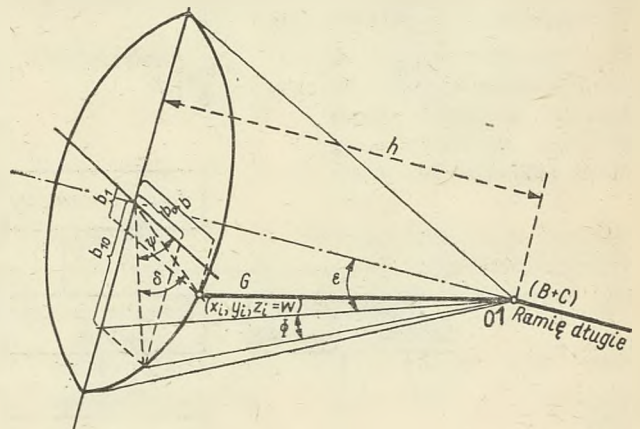
gdzie W — odległość czoła maszyny od ściany przodku.

Rozwiązując układ równań (1), wyznacza się wartości kątów α , β oraz wielkość niezbędnego wydłużenia ramienia C .

$$\beta = \arctg \frac{x_i - G \sin \lambda_i \sin w_i}{W - G \cos \lambda_i \cos w_i};$$

$$\alpha = \arctg \frac{(y_i + G \cos \lambda_i) \cos \beta}{W - G \cos \lambda_i \cos w_i}$$

$$C = \frac{W - G \cos \lambda_i \cos w_i}{\cos \alpha \cos \beta} - B$$



Rys. 4. Układ przestrzenny ramienia krótkiego G z uwzględnieniem ruchów ϵ i Φ oraz obrotu wokół osi ramienia długiego δ

Układ równań (1) przy uwzględnieniu pozycji ramienia krótkiego G (rys. 4) leżącego na poboczniczy stożka powstałego przez obrót wysięgnika o kąt wokół osi ramienia długiego przybiera postać

$$\left. \begin{aligned} x_i &= (B+C) \cos \alpha \sin \beta + h \cos \alpha \sin \beta - b_1 \sin \alpha \\ &\quad \sin \beta - b \cos \beta \\ W &= (B+C) \cos \alpha \cos \beta + h \cos \alpha \cos \beta - b_1 \sin \alpha \\ &\quad \cos \beta + b \cos \beta \\ y_i &= (B+C) \sin \alpha + h \sin \alpha + b \cos \alpha \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

gdzie

$$\left. \begin{aligned} b_1 &= R \sin (\delta - \psi) = \sin \delta b_0 - \cos \delta b_o \\ b &= R \cos (\delta - \psi) = \sin \delta b_{10} - \cos \delta b_o \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

(rys. 4)

Z rozwiązania układu równań (2) otrzymujemy

$$\left. \begin{aligned} h &= x_i \cos \alpha \sin \beta + W \cos \alpha \cos \beta + y_i \sin \alpha - (B+C) \\ b_1 &= -x_i \sin \alpha \sin \beta - W \sin \alpha \cos \beta + y_i \cos \alpha \\ b &= x_i \cos \beta + W \sin \beta \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Rozwiązując układ równań (3) i (4) wyznaczamy b_{10} i b_o (rys. 4)

$$\begin{aligned} b_o &= \cos \alpha \sin \lambda_i \sin \delta + \cos \lambda_i [\cos \delta \sin (\beta + w_i) \\ &\quad - \sin \alpha \sin \delta \cos (\beta + w_i)] \\ b_{10} &= -\cos \alpha \sin \lambda_i \cos \delta + \cos \lambda_i [\sin \delta \sin (\beta + w_i) \\ &\quad + \sin \alpha \cos \delta \sin (\beta + w_i)] \end{aligned}$$

Wartości b_o i b_{10} pozostają także funkcją kątów ϵ , Φ
 $b_{10} = G \cos \Phi \sin \epsilon$; $b_o = G \sin \Phi$; $h = G \cos \Phi \cos \epsilon$

Otrzymujemy stąd wartości parametrów ruchów ϵ i Φ wymagane dla osiągnięcia zadanych metryką współrzędnych i -tego otworu x_i , y_i , λ_i , w_i

$$\epsilon = \arctg \left(\frac{b_{10}}{h} \right) \quad \Phi = \arctg \left(\frac{b_o}{1 - b_o^2} \right)$$

Ustawienie wiertła na ścianie obarczone jest błędami ustawienia, które można określić na podstawie zależności

$$\begin{aligned} dx &= \cos \alpha \sin \beta dC + (B+C) [-\sin \alpha \sin \beta d\alpha \\ &\quad + \cos \alpha \cos \beta] d\beta - G [-\sin \lambda \sin w d\lambda \\ &\quad + \cos \lambda \cos w dw] \\ dy &= \sin \alpha dC + (B+C) \cos \alpha d\alpha + G \cos \lambda d\lambda \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} d\lambda &= [1 - (h \sin \alpha + b_o \cos \alpha \sin \delta - b_{10} \cos \alpha \cos \delta)^2]^{-\frac{1}{2}} \\ &\quad + (h \cos \alpha - b_o \sin \alpha \sin \delta + b_{10} \sin \alpha \cos \delta) d\alpha \\ &\quad + (b_o \cos \alpha \cos \delta + b_{10} \cos \alpha \sin \delta) d\delta \\ &\quad + \left(\sin \alpha \frac{\partial h}{\partial \Phi} + \cos \alpha \sin \delta \frac{\partial b_o}{\partial \Phi} \right. \\ &\quad \left. - \cos \alpha \cos \delta \frac{\partial b_{10}}{\partial \Phi} \right) d\Phi + \left(\sin \alpha \frac{\partial h}{\partial \epsilon} \right. \\ &\quad \left. + \cos \alpha \sin \delta \frac{\partial b_o}{\partial \epsilon} - \cos \alpha \cos \delta \frac{\partial b_{10}}{\partial \Phi} \right) d\epsilon \end{aligned}$$

Oznaczając pomocniczo przez

$$z = b_o \cos \delta + b_{10} \sin \delta$$

$$s = h \cos \alpha - b_o \sin \alpha \sin \delta + b_{10} \sin \alpha \sin \delta$$

otrzymujemy

$$\begin{aligned} dw &= -d\beta + \frac{1}{s^2 + z^2} \left\{ -[-h \sin \alpha - b_o \cos \alpha \sin \delta \right. \\ &\quad \left. + b_{10} \cos \alpha \cos \delta] z d\alpha + [(-b_o \sin \delta + b_{10} \cos \delta) s \right. \\ &\quad \left. + (b_o \sin \alpha \cos \delta + b_{10} \sin \alpha \sin \delta) z] d\delta \right. \\ &\quad \left. + \left[\left(-\frac{\partial b_o}{\partial \Phi} \cos \delta + \frac{\partial b_{10}}{\partial \Phi} \sin \delta \right) s + \left(\frac{\partial h}{\partial \Phi} \cos \alpha \right. \right. \right. \\ &\quad \left. \left. - \frac{\partial b_o}{\partial \Phi} \sin \alpha \sin \delta + \frac{\partial b_{10}}{\partial \Phi} \sin \alpha \cos \delta \right) z \right] d\Phi \right. \\ &\quad \left. + \left[\left(\frac{\partial b_o}{\partial \epsilon} \cos \delta + \frac{\partial b_{10}}{\partial \epsilon} \sin \delta \right) s - \left(\frac{\partial h}{\partial \Phi} \cos \alpha \right. \right. \right. \\ &\quad \left. \left. - \frac{\partial b_o}{\partial \epsilon} \sin \alpha \sin \delta + \frac{\partial b_{10}}{\partial \epsilon} \sin \alpha \cos \delta \right) z \right] d\epsilon \right\} \end{aligned}$$

przy czym

$$\frac{\partial h}{\partial \Phi} = -\sin \Phi \cos \epsilon; \quad \frac{\partial h}{\partial \epsilon} = -\sin \epsilon \cos \Phi,$$

$$\frac{\partial b_o}{\partial \Phi} = \cos \Phi \cos \epsilon, \quad \frac{\partial b_o}{\partial \epsilon} = \sin \epsilon \cos \Phi, \quad \frac{\partial b_{10}}{\partial \Phi} = 0,$$

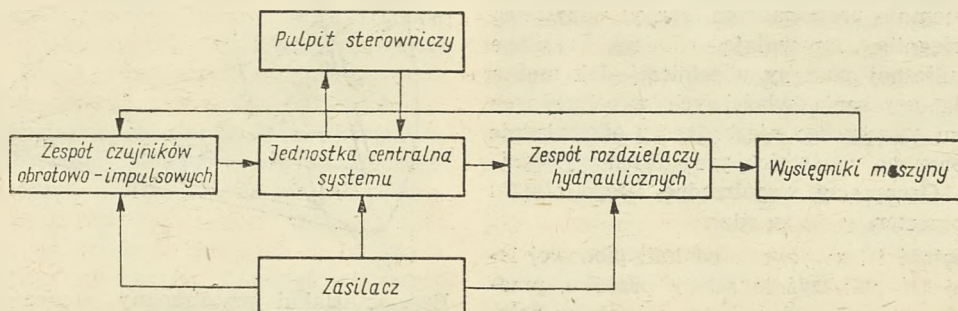
$$\frac{\partial b_{10}}{\partial \epsilon} = \cos \epsilon$$

Przedstawiona analiza matematyczna jest podstawą obliczeń wykonanych na maszynie cyfrowej, przeprowadzonych dla uzyskania wielkości niezbędnych nastawów katowych poszczególnych członów wysięgników oraz błędów ustawienia. Obliczenia przeprowadzono dla pewnych typów maszyn wiercących oraz różnych wariantów metryk strzałowych z przyjętą kolejnością procesu nastaw.

3. Cyfrowy system sterowania procesem nastaw

Zaprojektowany system sterowania umożliwia automatyczną regulację położenia wysięgników samobieżnej maszyny wiertniczej, zgodnie z zadanymi parametrami metryki strzałowej. Konstrukcja systemu obejmuje jednostkę centralną, zwaną również blokiem nastaw wiertniczych, zespół czujników obrotowo-impulsowych wykorzystywany dla identyfikacji zmian położenia wysięgników, człon wykonawczy sterujący siłownikami oraz pulpit sterowniczy (rys. 5).

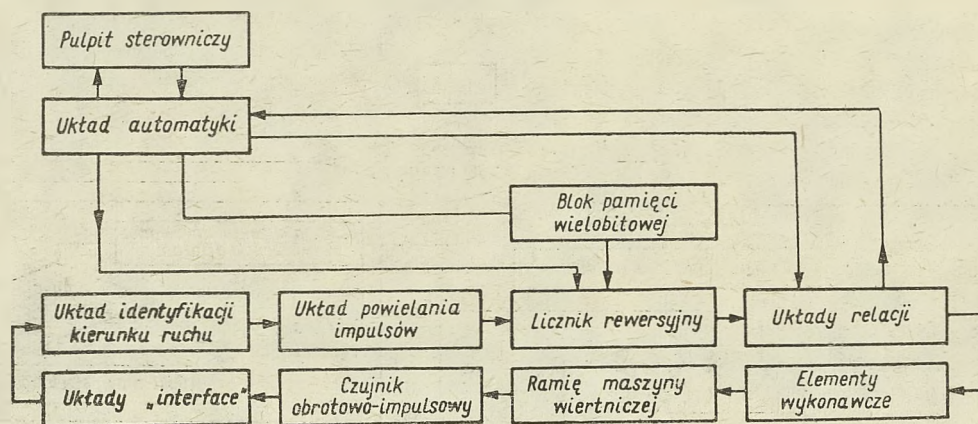
Podstawowym zespołem konstrukcyjnym sterującym całością pracy systemu jest jednostka centralna, będąca urządzeniem dwutorowym umożliwiającym sterowanie sześcioma kanałami (ruchami) każdego z torów (wysięgników). Zmiany położenia wysięgnika niezbęd-



Rys. 5. Schemat blokowy systemu

ne dla przemieszczenia wiertarki zgodnie z metryką strzałową, wymagają odpowiednich przyrostów parametrów poszczególnych ruchów α , β , ϵ , Φ , δ i C.

Zespół przeznaczony dla regulacji pojedynczego ruchu (rys. 6) obejmuje blok pamięci wielobitowej, układ identyfikacji kierunku ruchu, układ powielania impulsów, licznik rewersyjny, układy relacji, układy „interface”, czujnik obrotowo-impulsowy, ramię maszyny wiertniczej, elementy wykonawcze.



Rys. 6. Schemat blokowy kanału (zespołu regulacji jednego ruchu)

pulsów, licznik rewersyjny oraz układ relacji generujący sygnały sterujące dla elementów wykonawczych. Całość współpracuje z odpowiednio zainstalowanym na maszynie czujnikiem obrotowo-impulsowym. Blok pamięci wielobitowej zawiera zbiór przyrostów parametru danego ruchu wymaganych dla naprowadzenia wiertła na wszystkie kolejne punkty obwierzanej ściany zgodnie z metryką strzałową. Przy przejściu do każdego kolejnego otworu wpisywane są do liczników rewersyjnych odpowiednie wartości przyrostów; znaki rejestrowane są w układach relacji. Sterowanie wysięgnikiem realizowane jest w taki sposób, że przy zbliżaniu się do współrzędnych zadanych metryką strzałową zawartość liczników ulega zmniejszeniu. Proces naprowadzania kończy się w momencie wyzerowania wszystkich liczników toru.

Urządzenie wyposażone jest w rejestry rodzaju pracy, umożliwiające szeregowo, równoległe lub szeregowo-równoległe sterowanie poszczególnymi ruchami wysięgnika oraz w blok samotestujący, którego zadaniem jest identyfikacja niektórych uszkodzeń pamięci, układów relacji i zespołów adresowych. Elementem uzupełniającym jest pole odczytowe pozwalające na kontrolę stanu aktualnego wybranego licznika.

Konstrukcja systemu pozwala na ingerencję operatora w proces naprowadzania w dowolnym momencie czasowym. Sygnał informujący o przejściu do sterowania ręcznego, przekazany z pulpitu sterowniczego, przerywa sprzężenie między układami relacji jednostki centralnej a blokami wykonawczymi. Przemieszczenia wysięgnika, wymuszone działaniem operatora, podlegają rejestracji w licznikach. Po zakończeniu sterowania ręcznego urządzenie automatycznie powraca do poprzednio wykonywanego programu. Taka koncepcja pracy systemu podyktowana została wymogami eksploatacyjnymi maszyny wiertniczej. Czynniki takie, jak:

— charakter złoża nie pozwalający na ścisłe trzymanie się metryki strzałowej,

— lokalne przeszkody (nierówna płaszczyzna obrywu, niewypały, brak możliwości rozparcia itd.) narzuca-

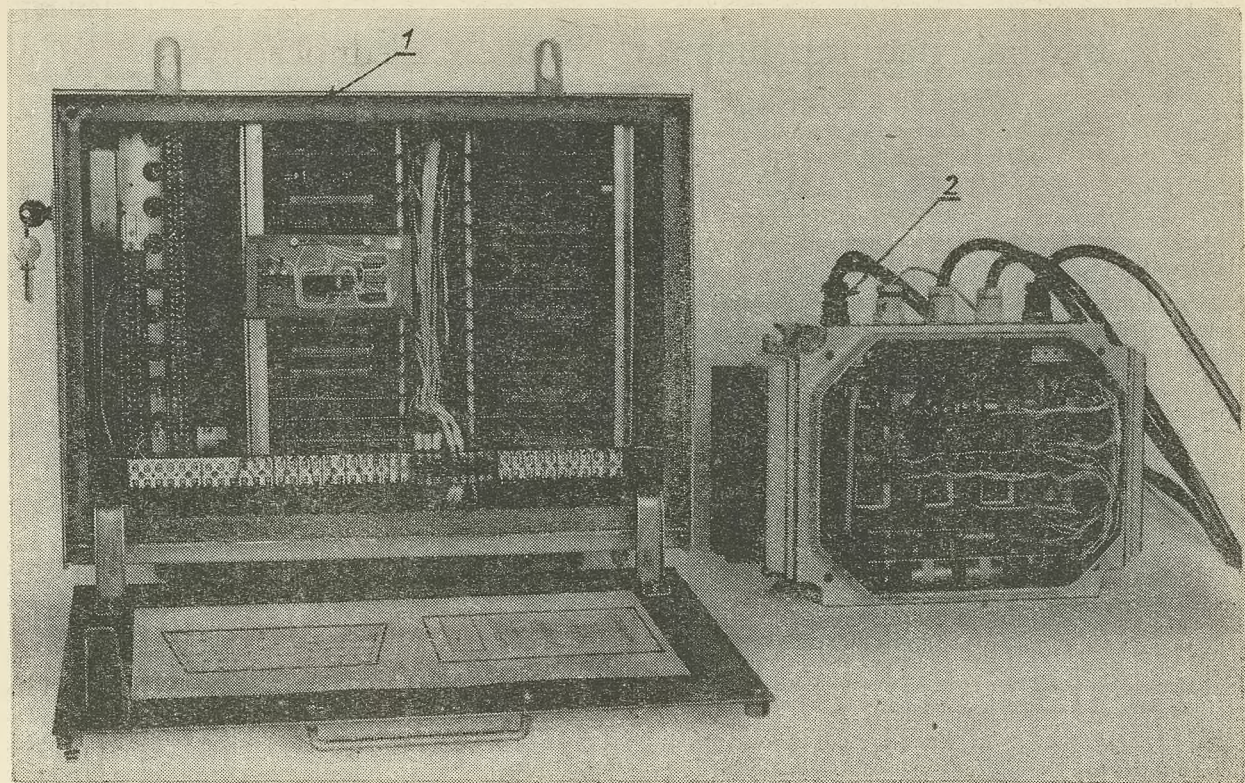
ją konieczność przesunięcia pojedynczych otworów w stosunku do zaplanowanej siatki metryki.

Dodatkowo odwiercaniu towarzyszy szereg czynników zmuszających do przerywania wiercenia np.: uszkodzenie koronki wiertła, zatkanie przepływu chłodziwa, zaklinowanie żerdzi. Czynniki te wymagają też reali-

zacji konstrukcji dopuszczającej ingerencję operatora. Odpowiednia rejestracja przemieszczenia ramienia wywołanego działaniem operatora stanowi podstawę cyklu pracy dającego możliwość powrotu do poprzednio wykonywanego programu bez naruszania jego struktury i wprowadzania dodatkowych błędów w rozmieszczeniu otworów. Szczegółowy algorytm pracy jednostki centralnej przedstawiono na rysunku 7, a wykonany model jednostki centralnej i zasilacza na rysunku 8.

4. Parametry techniczne

Sterowanie jednostki	— manipulatory umieszczone na pulpicie sterowniczym
Zasilanie	— 5 V/10 A; 12 V/3,5 A
Obudowa	— PR10 — Rp
Liczba torów	— 2 (praca niezależna dla każdego wysięgnika)
Liczba kanałów	— 6 w każdym torze
Liczba wierconych otworów	— maksymalnie 30 dla toru
Kolejność wiercenia	— programowana indywidualnie dla toru
Rodzaj pracy	— dwutorowa niezależna dla kanałów w torze szeregowo-równoległym lub szeregowo-równoległym programowane indywidualnie dla torów
Testowanie	— słowa adresowe pamięci — słowa wyjściowe pamięci sygnałów sterujących układów relacji
Wykorzystanie czujników dla kanałów	— α , β — CPP 50 ϵ , Φ — CPP 20 — δ — CPP 4 C — czujnik produkcji Legmet



Rys. 8. Model jednostki centralnej i zasilacza

Pojemności liczników — dla kanałów $\alpha, \beta, \epsilon, \Phi \pm 1600$
 $\delta \pm 16000$
 $C \pm 256000$

Programowanie — słowo 12 bitowe + 1 bit znaku
 nastaw

Pojemność pamięci — 80 słów 13 bitowych dla ka-
 żdego kanału w torze

Rozdzielczość progra- — $\alpha, \beta - 0,002$ rd $\delta - 0,004$ rd
 mowania dla kana- $\epsilon, \Phi - 0,005$ rd $C - 1,25$ mm
 łów

5. Zakończenie

Przedstawione rozwiązanie cyfrowego systemu sterowania dołowymi maszynami wiertniczymi zapewnia automatyczne sterowanie procesem odtwarzania w złożu zaprogramowanej metryki strzałowej. Konstrukcja jednostki centralnej pozwala na niezależną współpracę systemu z każdym wysięgnikiem, zaprogramowanie dowolnej kolejności wiercenia poszczególnych otworów, wybranie jednego z trzech rodzajów sterowania ruchami w obrębie każdego toru oraz umożliwia niezbędną ingerencję operatora w cykl pracy zestawu i powrót do poprzednio wykonywanego programu.

Ze względu na wymaganą dużą bezawaryjność urządzenia rozumianą zarówno w sensie małej częstości uszkodzeń, jak i szybkiej diagnostyki i serwisu, przewidziano kompleks następujących środków technicz-

nych: układy scalone, zabezpieczenia antykorozyjne, hermetyczna obudowa, dołączane pole odczytowe oraz pakiet samokontroli.

Literatura

1. Misiurewicz P., Grzybek M.: Półprzewodnikowe układy logiczne. Warszawa 1975, WNT.
2. Łakomy M., Zabrodzki J.: Cyfrowe układy scalone TTL. Warszawa 1974, PWN.
3. Wagner F.: Liczniki elektroniczne w przemysłowych układach sterowania. Warszawa 1971, WNT.
4. Praca zbiorowa pod redakcją Jerry Eimbindera. Pamięci półprzewodnikowe scalone. Warszawa 1975, WNT.
5. Poradnik inżyniera automatyka. Warszawa 1969, WNT.
6. Automatyzacja w przemyśle maszynowym. Poradnik. Warszawa 1970, WNT.
7. PN-63/E-08106: Osłony urządzeń elektroenergetycznych. Stopnie ochrony przed dotknięciem, przedstawianiem się obcych ciał stałych oraz wody. Wymagania i badania techniczne.
8. PN-70/E-08107. Elektryczne urządzenia przeciw-wybuchowe. Urządzenia i obwody iskrobezpieczne dla przemysłu chemicznego i górnictwa. Wymagania i badania.
9. Instrukcja. Przetwornik obrotowo-impulsowy serii CPP. Polskie Zakłady Optyczne.

Badania nad tapaniami w Stanach Zjednoczonych Ameryki Północnej*)

Dr inż. Wacław Zuberek

Treść: Omówiono rejony USA, w których występują tapania w kopalniach węgla i rud. Przedstawiono hipotezy powstawania tapani, najciekawsze wyniki obserwacji sejsmologicznych oraz stosowane metody zwalczania tapani w USA, a w szczególności strzelania wstrząsowe.

1. Wstęp

W Stanach Zjednoczonych Ameryki Północnej tapania występują zarówno w kopalniach rud, jak i w niektórych kopalniach węgla. Ze względu jednak na niewielką głębokość amerykańskich podziemnych kopalń węgla tapania nie są tam zbyt częste. Istnieje szereg udokumentowanych przykładów tapani z wcześniejszego okresu [11, 12, 16, 18] występujących również na niewielkich głębokościach eksploatacji, wywołanych głównie powszechnie stosowanym w USA filarowo-komorowym systemem wybierania.

Tapania występowały również w innych amerykańskich zagłębiach, jak np. w głębokich kopalniach miedzi w Michigan [20], w kopalniach węgla w Kentucky i Wirginii, ale ze względu na zaniechanie eksploatacji lub zmianę systemu wybierania nie stwarzają już dzisiaj większego zagrożenia.

Zaobserwowano także przypadki tapani w granitowo-gnejsowych kamieniołomach i tunelach na skutek wysokich poziomych naprężeń tektonicznych [20].

Pomimo tego, że problematyka tapani w amerykańskim górnictwie należy raczej do spraw drugorzędnych, prowadzi się badania nad mechanizmem, prognozowaniem i zwalczaniem tych zjawisk, między innymi przez Ośrodek US Bureau of Mines w Denver [2, 7, 13], Ośrodek US Geological Survey w Denver [6, 14, 15], Ośrodek US Bureau of Mines w Spokane, Oddział Mechaniki Górnotworu Uniwersytetu Minnesota w Minneapolis [4, 5] oraz często bezpośrednio w zainteresowanych kopalniach.

2. Tapania w kopalniach rud (Zagłębia Coeur d'Alene, płn. Idaho)

W Zagłębiu Coeur d'Alene eksploatuje się jedno z największych na świecie złóż cynku, ołowiu i srebra. Złoże to ma charakter żyłowy o dużym nachyleniu żył (do 70°) i zmiennej ich miąższości. Żyły rudonośne przecinają utwory prekambryjskie, w większości kwarcyty serii Belt, o dużej wytrzymałości na ściskanie. Maksymalna głębokość eksploatacji przekracza 2000 m,

*) W 1974 r. Autor uczestniczył w ramach współpracy między Głównym Instytutem Górnictwa a US Bureau of Mines w badaniach sejsmoakustycznych prowadzonych przez Mineral Engineering Department of the Pennsylvania State University (Wydział Inżynierii Mineralnej Stanowego Uniwersytetu Pensylwanii).

W czasie pobytu w Stanach Zjednoczonych Autor zwiedził również szereg innych ośrodków badawczych w USA i w Kanadzie, co pozwoliło mu zapoznać się z aktualnym stanem badań sejsmoakustycznych oraz badań w zakresie tapani.

a najczęściej stosowanym systemem eksploatacji jest system filarowy z podsadzką (cut and fill). W kopalni Galena w latach 1956÷1971 wystąpiło 128 silnych tapani o niszczących skutkach [2].

Badania na próbkach obciążanych w prasach zrywających i sztywnych wykazały, że gwałtowny lub niegwałtowny sposób pęknięcia próbki w momencie osiągnięcia wytrzymałości jest określony przez stosunek sztywności próbki K_p do sztywności układu obciążenia K_o .¹⁾ Jeżeli $|K_p| > |K_o|$ (prasa zwyczajna), to w momencie osiągnięcia wytrzymałości próbka pęka gwałtownie. W przeciwnym razie $|K_p| < |K_o|$ (prasa sztywna), proces pęknięcia próbki po osiągnięciu wytrzymałości zachodzi w sposób niegwałtowny.

W sposób analogiczny Blake [2] rozpatrzył zagadnienie tapani w filarach, traktując filary jako struktury skalne zgniatane w układzie obciążenia — w tym przypadku przez górotwór otaczający filar.

(Sztywność filaru na jednostkę jego długości określał Blake jako

$$K_f = \frac{F_1}{U_1} = \frac{\bar{\sigma} \cdot l}{U_1} \quad (1)$$

gdzie

F_1 — całkowity nacisk na filar,

U_1 — średnie przemieszczenie filaru pod wpływem tego nacisku,

$\bar{\sigma}$ — średnie naprężenie filaru,

l — długość filaru.

Sztywność otaczającego górotworu obliczał w sposób następujący

$$K_g = \frac{F_1 - F_2}{U_1 - U_2} \quad (2)$$

gdzie

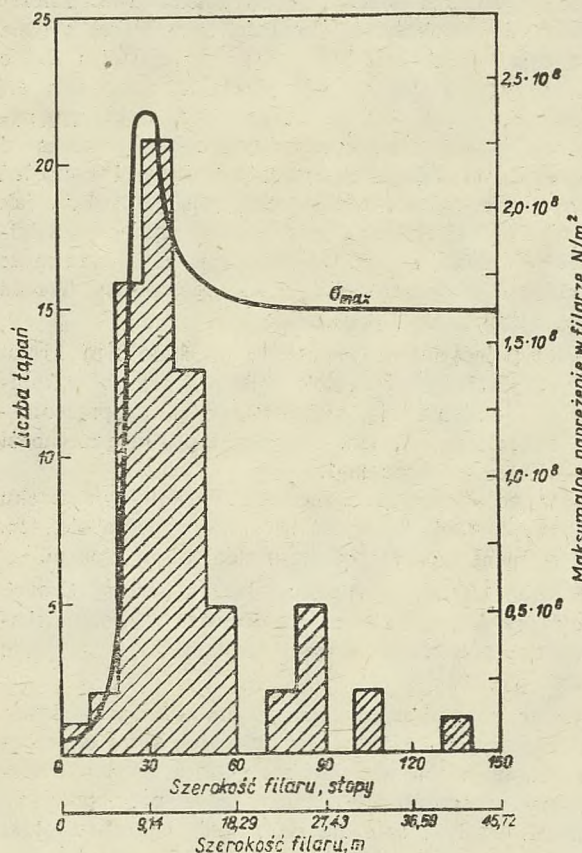
F_1, U_1 — jak we wzorze (1),

F_2, U_2 — nacisk i przemieszczenie w przypadku wybrania filaru i wypełnienia go podsadzką.

Blake [2] wyznaczał sztywność filarów i górotworu, modelując układ eksploatacji metodą elementów skończonych i określając naprężenia i przemieszczenia w poszczególnych punktach górotworu. Otrzymał, że począwszy od pewnych „krytycznych” rozmiarów filarów (w tamtych warunkach 6 m) sztywność filaru jest zawsze większa od sztywności układu obciążającego, co oznacza, że dla filarów o rozmiarach większych od wartości krytycznej przekroczenie wytrzymałości filaru zawsze jest związane z gwałtownym, niestabilnym wyzwoleniem energii. Z drugiej strony modelowanie eks-

¹⁾ Przez sztywność rozumie się zwykle wielkość określającą zdolność ciała lub konstrukcji do przeciwstawiania się odkształceniu wywołowanemu obciążeniem zewnętrznym.

ploatacji pozwoliło na wyznaczenie maksymalnych i średnich naprężeń głównych w filarze i wykazało, że wyraźny wzrost naprężeń eksploatacyjnych rozpoczyna się w miarę skracania wymiarów filaru (w tamtych warunkach dla wymiarów mniejszych od 17 m z maksimum przy 11 m). Wyniki tej analizy porównane ze statystyką tapani wykazały zaskakującą zgodność. Przedstawiono je na rysunku 1.



Rys. 1. Wykres maksymalnych naprężeń głównych i częstotliwości występowania tapani w funkcji szerokości filaru wg Blake'a [2]

Na podstawie tych wyników obserwacji Blake wysunął hipotezę, że tapania występują wówczas, gdy spełnione są dwa warunki:

- naprężenia w filarze osiągają wartość równą wytrzymałości,
- sztywność otaczającego filar górotworu jest mniejsza od sztywności filaru.

Warunkiem koniecznym, ale nie wystarczającym do wystąpienia tąpnięcia jest warunek pierwszy, gdyż tylko oba warunki łącznie są konieczne i dostateczne dla wystąpienia tąpnięcia. Według Blake'a hipoteza ta jest słuszna zarówno dla skał kruchych o wysokiej wytrzymałości, jak i dla skał kruchych o niskiej wytrzymałości; tłumaczy więc również zjawisko tapani w kopalniach węgla.

Na podstawie tej hipotezy zapobieganie tapaniom może polegać albo na zmniejszaniu naprężeń w filarze, na przykład przez właściwy system lub kolejność wybierania, albo na zmniejszaniu sztywności filaru, tak aby była ona mniejsza od sztywności układu obciążającego.

3. Tapania w kopalniach węgla w USA

Tapania w kopalniach węgla w USA występują w następujących zagłębiach:

- wschodnio-centralna część stanu Utah (kopalnie Geneva, Columbia),
- zachodnia część stanu Kolorado (kopalnie Somerset, Dutch Creek),
- dystrykt Gary — Zachodnia Wirginia.

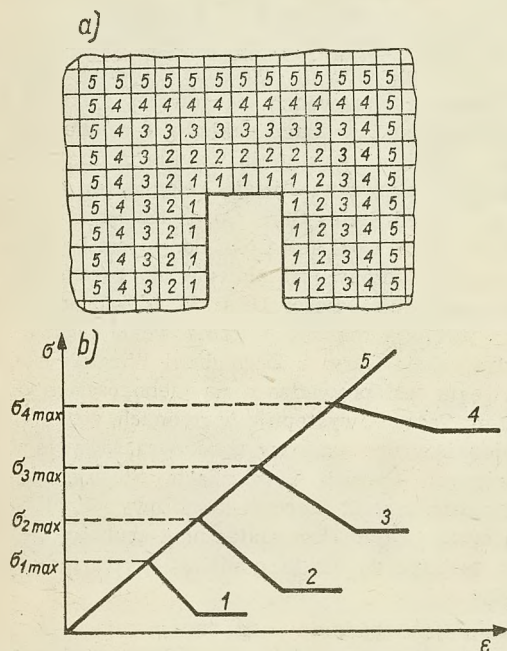
Zarówno w Utah, jak i w Kolorado pokłady węgla występują w podobnych warunkach geologicznych, tj. w terenie górzystym na wysokości ponad 2000 m nad poziomem morza w górnokredowej formacji Mesaverde, tektonicznie bardzo skomplikowanej i pociętej licznymi uskokami, dawkami i intruzjami. Złoże jest udostępniane sztolniami i pochylniami, a grubość nadkładu waha się od 100 do 800 m. Eksploatacja jest prowadzona przeważnie tylko w jednym pokładzie grubości 4,5–7 m, głównie systemem filarowo-komorowym. Obecnie wprowadza się również systemy ścianowe. W stropie i w spągu pokładu w rejonach zagrożonych tapaniami występują zwykle grube warstwy mocnych piaskowców. Węgiel eksploatowany m.in. przez — United States Steel Corp., Kaiser Steel Corp., Mid Continental Coal and Coke Co. — jest typu koksowego i przeznaczony jest głównie dla przemysłu stalowego zachodniej części USA. W niektórych kopalniach występują również wyrzuty węgla i gazu.

W dystrykcie Gary w Zachodniej Wirginii eksploatacja węgla jest prowadzona na głębokościach od 250 do 450 m. Tapania występują w rejonach, gdzie w stropie zalegają grube warstwy piaskowca, głównie w pozostawionych filarach i reszkach. Stosuje się tam w większości system filarowo-komorowy [20, 5]. Skłonny do tapani pokład Pocahontas nr 4 grubości 2–2,7 m należy zaliczyć do węgla o niskiej wytrzymałości na ściskanie.

Wcześniejsze badania nad tapaniami w zagłębiu Utah [15] dotyczyły wpływu czynników geologicznych (strukturalnych i stratygraficznych) na występowanie tapani. Stwierdzono, że niektóre z tapani były bezpośrednio związane z występowaniem uskoku. Stwierdzono również, że tarcie na kontakcie pomiędzy pokładem a skałami stropowymi oddziałuje na deformację pokładu węglowego i stąd również na występowanie tapani [15]. W rejonach tych stwierdzono wysoką aktywność wstrząsów przy czym ogniska wielu z nich były związane z czynną eksploatacją, ale znajdowały się znacznie głębiej, tj. 500–1500 m poniżej poziomu eksploatacji [6]. Smith i inni [17], którzy potwierdzili te obserwacje, tłumaczą to zjawisko na podstawie kryterium pęknięcia Coulomba—Naviera. Badania geofizyczne wykazały, że w tym rejonie mogą występować wysokie naprężenia poziome (wyższe od pionowych). W wyniku eksploatacji pokładu następuje w górotworze poniżej eksploatowanego pokładu zmniejszenie naprężeń pionowych, co powoduje, że koło Mohra większa średnica, przekraczając kryterium pęknięcia Coulomba—Naviera, doprowadzając do wstrząsów w rejonach zmian rozkładu stanu naprężeń w górotworze poniżej poziomu czynnej eksploatacji.

Crouch i Fairhurst [5] proponują przyjąć, że nadmiar energii wyzwolonej w procesie odkształcenia się górotworu jest bezpośrednią miarą wielkości energii wyzwolonej w czasie tąpnięcia w pokładzie węglowym. Hipoteza ta jest rozwinięciem prac południowoafry-

kańskich, przy czym różnica polega na tym, że w przypadku pokładu węglowego należy uwzględnić jego odkształcalność pod wpływem stanu naprężeń. Zakłada się, że zmiany energii zachodzące w trakcie eksploatacji pokładu są związane głównie z odkształcaniem się pokładu. Odkształcanie to może zachodzić stabilnie lub niestabilnie, zależnie od tego czy pokład jest w stanie absorbować tę wielkość energii, która została wyzwolona przez górotwór w procesie odkształcania. W ten sposób autorzy formułują udział energii akumulowanej w górotworze w procesie powstawania tępów przy eksploatacji pokładów węglowych. W celu ilustracji tej interesującej hipotezy autorzy przytaczają przykład [5], w którym rozpatrywany jest model wyrobiska w pokładzie węglowym (rys. 2).



Rys. 2. Sposób przyporządkowania strefom calizny węglowej pełnych charakterystyk $\sigma-\epsilon$ w zależności od odległości od wyrobiska wg Croucha i Fairhursta [5] a — model wyrobiska w caliznie, b — charakterystyki naprężenie—odkształcenie dla różnych stref calizny węglowej

Zakładając, że pełna charakterystyka „naprężenie — odkształcenie” calizny wokół wyrobiska jest jedynie funkcją odległości od wyrobiska, podzielono caliznę na

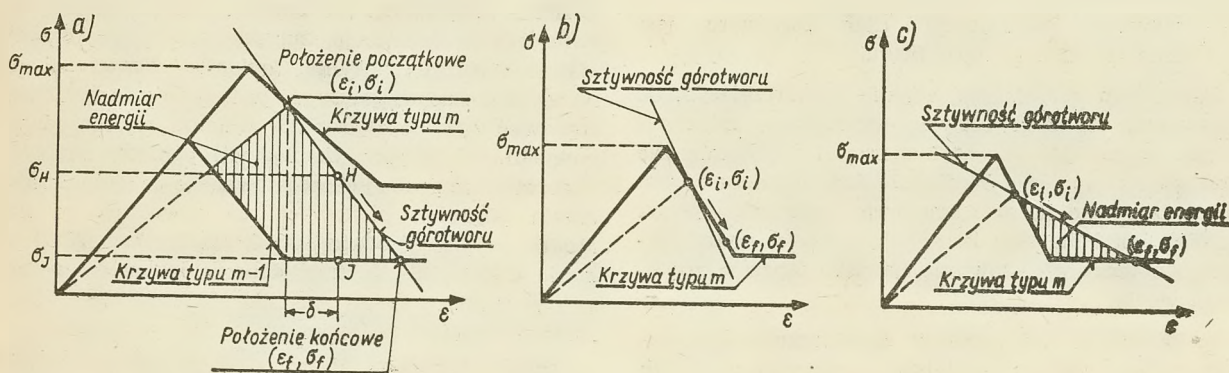
elementy oznaczone cyframi od 1 do 5. W dalszym ciągu autorzy założyli dla poszczególnych elementów przebieg wyidealizowanych pełnych charakterystyk „naprężenie—odkształcenie” zilustrowany na rysunku 2b. Charakterystyki $\sigma-\epsilon$ aproksymowano liniami prostymi w celu ułatwienia obliczeń nadmiaru wyzwolonej energii. W sąsiedztwie wyrobiska (strefy 1÷3) po osiągnięciu wytrzymałości na ściskanie $\sigma_{\max}$, naprężenie w caliznie maleje liniowo z odkształcaniem. Dopiero w pewnej odległości od wyrobiska (która zależy od szerokości i wysokości wyrobiska) calizna wykazuje właściwości liniowo-sprężyste (strefa 5). Po każdym kroku eksploatacji górotwór odkształca się i wytwarza się w nim stan równowagi, w którym naprężenia i odkształcenia w różnych strefach zależą od geometrii wyrobiska, grubości nadkładu i naprężeń pierwotnych, właściwości sprężystych górotworu, jak również pełnej charakterystyki „naprężenie—odkształcenie” dla danej strefy. Odkształcenie górotworu może przebiegać w sposób stabilny lub niestabilny. Trzeba przeanalizować dwa przypadki:

- w pojedynczym elemencie po kolejnym kroku eksploatacji na skutek zbliżenia się do wyrobiska zmienia się charakterystyka „naprężenie—odkształcenie”, tzn. element typu m przechodzi w element typu $m-1$,
- w pojedynczym elemencie, po kolejnym kroku eksploatacji zależność $\sigma-\epsilon$ nie zmienia się, tzn. element typu m pozostaje elementem typu m .

W pierwszym przypadku, jak sugerują Crouch i Fairhurst [5], odkształcenie górotworu wywołane eksploatacją powoduje zawsze niestabilne wyzwolenie energii (rys. 3a).

Obszar zakreskowany na rysunku 3a przedstawia wielkość energii na jednostkę objętości, która nie może być akumulowana w pokładzie i która musi być wyzwolona w sposób niestabilny, gdyż przy przejściu z charakterystyki $\sigma-\epsilon$ dla typu m do charakterystyki dla typu $m-1$ tylko energia pod charakterystyką $\sigma-\epsilon$ dla elementu $m-1$ może być akumulowana stabilnie w elemencie. (Przez położenie początkowe i końcowe należy tutaj rozumieć stan elementu przed i po kolejnym kroku eksploatacji).

W drugim przypadku, tzn. jeżeli typ m pozostaje typem m po kolejnym kroku eksploatacji, energia wyzwolana w wyniku odkształcenia górotworu może być albo akumulowana stabilnie w elemencie, albo wy-



Rys. 3. Stabilne i niestabilne odkształcanie pokładu wg Croucha i Fairhursta [5] a — nadmiar energii wyzwolanej w elemencie, który w wyniku zbliżenia się frontu eksploatacji zmienia charakterystykę $\sigma-\epsilon$; b — przypadek wysokiej sztywności górotworu; c — przypadek niskiej sztywności górotworu

zwolona w sposób niestabilny w zależności od tego czy sztywność górotworu jest większa (rys. 3b), czy mniejsza (rys. 3c) od końcowej sztywności elementu. Po przekroczeniu wartości wytrzymałości elementu górotworu σ_{max} przyrost odkształcenia δ elementu wiąże się z naprężeniami σ_H wskutek nacisku ze strony górotworu, podczas gdy w elemencie mogą tylko istnieć naprężenia niższe σ_J , co oczywiście prowadzi do sytuacji, kiedy energia musi zostać wyzwolona w sposób niestabilny. W przypadku odwrotnym przy wysokiej sztywności górotworu nacisk ze strony górotworu nie wystarcza do odkształcenia elementu poza wartość odpowiadającą charakterystyce $\sigma-\epsilon$ i sytuacja jest stabilna, tzn. zachodzi proces kontrolowanego pęknięcia bez gwałtownego wyzwolania energii. Wielkość energii wyzwolanej w obu przypadkach (rys. 3a, c) bezpośrednio zależy od sztywności górotworu, która z kolei zależy od geometrii układu frontów eksploatacyjnych w otoczeniu wyrobiska oraz od efektywnego modułu sprężystości górotworu w sąsiedztwie pokładu. Sztywność górotworu, jak podkreślają *Starfield* i *Fairhurst* [18], zależy od szerokości wyrobiska i może zmieniać się z upływem czasu: maleje w miarę eksploatacji pokładu w sąsiedztwie elementu albo w miarę zwiększonego zgniotu pokładu.

W ten sposób *Crouch* i *Fairhurst* [5] wiążą wzajemnie sztywność i deformację pokładu. Zgniot pokładu węglowego prowadzi do niższej sztywności, co z kolei zwiększa wartość niestabilnie wyzwolanej energii, która jest bezpośrednią miarą natężenia tąpnięcia. Zgodnie z tą hipotezą energia wyzwolana w formie tąpnięcia wywodzi się z górotworu, a nie z pokładu.

Woodruff [20] podaje, że fakt, iż tąpnięcia czasami występują z pewnym opóźnieniem po strzelaniu, może być tłumaczony pętlaniem skał.

4. Modelowanie eksploatacji w aspekcie możliwości występowania tąpnięć

W Oddziale Civil and Mineral Engineering Uniwersytetu Minnesota prowadzi się od szeregu lat prace nad modelowaniem wpływu eksploatacji na naprężenia i odkształcenia górotworu. Rozwój metod analitycznych pozwolił przy przyjęciu pewnych założeń upraszczających, a mianowicie:

- odkształcenia i naprężenia w górotworze powstałe w wyniku eksploatacji są liniowo sprężyste,
- pokład jest jednorodny, izotropowy lub poprzecznie izotropowy i zalega stosunkowo głęboko.

na teoretyczne wyznaczanie naprężeń i odkształceń w pokładzie i górotworze, wywołanych daną konfiguracją eksploatacji, traktując wyeksploatowany obszar jako dyslokacje w ciągłym górotworze i odpowiednio precyzując warunki brzegowe. Rozwiązanie można uzyskać albo na drodze numerycznej, albo na drodze analogowej. Obydwie metody uzupełniono przez przyjęcie nieliniowych pełnych charakterystyk $\sigma-\epsilon$ dla pewnych obszarów pokładu lub złoża. Elektryczny analog opornościowy sprzężono z minikomputerem, tworząc system hybrydowy (analogowo-cyfrowy), łączący w sobie prostotę i szybkość maszyny analogowej z możliwością programowanego wprowadzania parametrów za pomocą minikomputera [5, 10]. Program cyfrowy przystosowano do obliczenia wielkości wyzwolanej energii

przy założonych charakterystykach $\sigma-\epsilon$. Wprowadzane charakterystyki były hipotetyczne ze względu na brak odpowiednich pomiarów „in situ”, ale, jak stwierdzają *Crouch* i *Fairhurst* [5], metodą prób i błędów można uzyskać pełne charakterystyki $\sigma-\epsilon$ poszczególnych elementów pokładu zbliżone do rzeczywistości. Wyniki modelowania kilku typowych sekwencji eksploatacji potwierdzają ogólnie znane obserwacje praktyczne, m.in. że:

- maksimum wyzwolanej niestabilnie energii występuje w pewnej, krytycznej odległości od zrobow,
- nadmiar wyzwolanej energii w czasie eksploatacji pewnego pola pokładu zależy od sposobu wybierania tego pola, a zatem istnieją możliwości optymalizacji sposobu eksploatacji,
- przy eksploatacji systemem ścianowym nadmiar energii jest wyzwolany w sposób znacznie bardziej równomierny aniżeli przy eksploatacji systemem filarowo-komorowym; eksploatacja systemem ścianowym jest zatem najkorzystniejsza ze względu na unikanie tąpnięć, ale nie eliminuje całkowicie występującego zagrożenia, w szczególności na dużych głębokościach eksploatacji.

Podobne prace modelowe przeprowadził *Crouch* [4] dla systemu filarowego z podsadzką, stosowanego w głębokich kopalniach rud, w celu porównania dwóch sposobów eksploatacji ze względu na zagrożenie tąpnięciami, a mianowicie:

- stosowanie podsadzki o wysokim module sprężystości (np. utwardzanej przez dodawanie cementu),
- odprężenia filaru przez np. strzelanie wstrząsowe w momencie osiągnięcia jego krytycznych rozmiarów, a zatem zmniejszanie efektywnego modułu sprężystości filaru.

Przez odpowiednią symulację systemu filarowego z podsadzką (cut and fill) i przyjmując właściwe stałe sprężystości górotworu oraz naprężenia pierwotne określił on ilość wyzwolanej energii przy:

- różnych, pełnych charakterystykach $\sigma-\epsilon$ dla żyły rudonośnej,
- różnych wartościach modułu sprężystości podsadzki,
- różnym stopniu „odprężenia” filaru w momencie osiągnięcia rozmiarów krytycznych, zmniejszając odpowiednio jego moduły sprężystości.

Uzyskiwane wyniki pozwoliły stwierdzić [4], że utwardzanie podsadzki (zwiększanie jej modułu) nie jest skutecznym sposobem zwalczania zagrożenia tąpnięciami, gdyż znaczne powiększanie modułu podsadzki tylko nieznacznie zwiększa sztywność górotworu w momencie osiągnięcia przez filar rozmiarów krytycznych. A zatem, aby podsadzka była skutecznym środkiem zwalczania tąpnięć, musi ona odpowiednio przejąć obciążenia filaru, tak aby znacznie zmniejszyć naprężenia w filarze, gdyż w przeciwnym razie energia będzie wyzwolana w sposób niestabilny i będą występować tąpnięcia.

Wyniki modelowania pozwoliły również stwierdzić, że „odprężenie” filaru, np. przez strzelanie wstrząsowe jest skuteczniejszą metodą oraz że istnieje w danych warunkach pewien krytyczny stopień odprężenia filaru, niezbędny do minimalizacji wielkości wyzwolanej energii podczas dalszej eksploatacji.

5. Geofizyczne obserwacje tępnię oraz pomiary stanu naprężeń „in situ”

Oprócz ciągłych obserwacji sejsmoakustycznych prowadzonych w kilku kopalniach rud i węgla (opisanych dosyć szczegółowo wcześniej¹⁾), przeprowadza się również obserwacje sejsmologiczne.

Duvall i Stephenson [7, 13] analizowali na drodze teoretycznej energię sejsmiczną wywołaną w czasie tępnię i strzelań, opierając się na obliczeniach pracy wykonanej przez istniejące pole naprężeń w przypadku gwałtownego powiększenia otworu kulistego i wyrobiska cylindrycznego; zakładali przy tym model tępnięcia jako nagłe usunięcie skały w pobliżu wyrobiska, które w wyniku daje poszerzenie wyrobiska. Jeżeli się założy istnienie jednorodnego pola naprężeń S wokół otworu kulistego, którego promień w wyniku tępnięcia lub strzelania ulega poszerzeniu od wartości a do wartości c ($c > a$), to wzrasta energia odkształcenia na jednostkę objętości, w związku z czym zostaje wykonana praca przez istniejące pole naprężeń. Przyjmując, że różnica pomiędzy wartością energii wynikającej z gwałtownego poszerzenia wyrobiska od promienia a do promienia c oraz całkowitej energii odkształcenia obliczonej dla przypadku istnienia wyrobiska o promieniu c jest bezpośrednio energią sejsmiczną wywołaną w wyniku tępnięcia²⁾, autorzy wprowadzają, że dla otworu kulistego

$$W_s = \frac{3}{4} \frac{S^2(1+\nu)}{E} V_{ac} \left(1 - \frac{a^3}{c^3}\right) \quad (3)$$

zaś dla wyrobiska cylindrycznego

$$W_s = \frac{S^2(1+\nu)}{E} V_{ac} \left(1 - \frac{a^2}{c^2}\right) \quad (4)$$

gdzie

W_s — wywołana energia sejsmiczna,

V_{ac} — objętość usuniętego górotworu w wyniku poszerzenia średnicy wyrobiska,

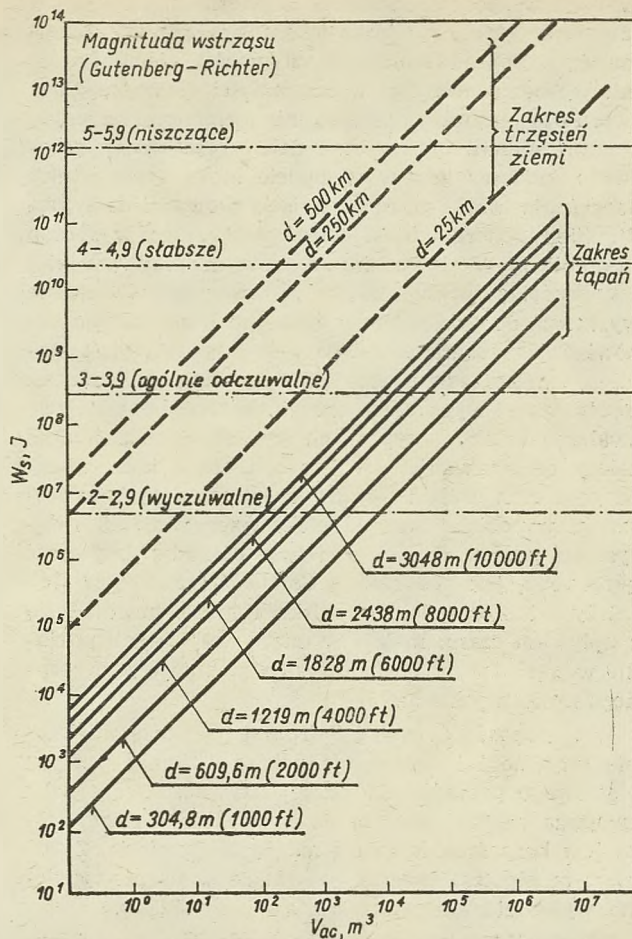
E — moduł Younga,

ν — stała Poissona.

Na podstawie tych wzorów sporządzono wykres (rys. 4) zależności energii W_s jako funkcji objętości zniszczonej skały dla różnych głębokości zalegania d , przyjmując S równe ciśnieniu hydrostatycznemu oraz moduł sztywności $G = 2,76 \times 10^{10}$ N/m² dla zakresu głębokości, w którym obserwowane są tępnięcia oraz $G = 6,9 \times 10^{10}$ N/m² dla głębokości typowych dla trzęsień Ziemi. Poziome linie przerywane przedstawiają oszacowanie energii sejsmicznej dla trzęsień Ziemi na podstawie ich magnitudy (ze wzoru Gutenberga—Richtera).

Z wykresu wynika, że tępnięcia, które w wyniku dają powiększenie przekroju wyrobiska o objętości od $3,0 \times 10^3$ do $3,0 \times 10^4$ m³, odpowiadają zakresowi energii dających się odczuć trzęsień Ziemi, a tępnięcia, które powodują poszerzenie wyrobiska od $3,0 \times 10^5$ do $3,0 \times 10^6$ m³ górotworu, odpowiadają zakresowi ogólnie odczuwalnych trzęsień Ziemi.

Przedstawione rozważania autorzy [7] przeprowadzili również dla podziemnych eksplozji, w wyniku których



Rys. 4. Energia sejsmiczna W_s w funkcji objętości V_{ac} zniszczonego w czasie tępnięcia lub trzęsienia Ziemi górotworu wg modelu Duvalla i Stephensona [7]; d — głębokość zalegania ogniska

następuje skruszenie skały i powiększenie średnicy otworu. Prócz energii sejsmicznej wywołanej detonacją ładunku MW istnieje również energia sejsmiczna wywołana w wyniku powiększenia otworu wskutek eksplozji. W trakcie analizy autorzy doszli jednak do wniosku, że 0,028 m³ (1 stopa³) materiału wybuchowego szybko detonującego może wyzwolić około $1,9 \times 10^7$ J energii sejsmicznej, co w porównaniu z obliczoną energią sejsmiczną wywołaną wskutek powiększenia otworu jest bardzo dużo, gdyż autorzy szacują, że ta właśnie ilość materiału przy ciśnieniu $6,896 \times 10^6$ N/m² może wyzwolić zaledwie $9,2 \times 10^4$ J energii wskutek zwiększenia średnicy otworu strzałowego. Na podstawie tych danych autorzy twierdzą, że energia wynikająca z powiększenia średnicy otworów strzałowych zaczyna wpływać na wielkość obserwowanej energii w znacznym stopniu na większych głębokościach, tzn. tam, gdzie ciśnienie hydrostatyczne jest rzędu $2,7 \times 10^7$ N/m², a więc na głębokościach eksploatacji powyżej 1200 m [7].

W rejonie głębokich kopalń rud w Coeur d'Alene zainstalowano trzy stacje sejsmograficzne (sejsmometry Sprengnether Mark III o powiększeniu ok. 50 000) w celu rejestracji wstrząsów wywołanych tępnięmi, a obsługiwane przez Ośrodek Badawczy US Bureau of Mines w Spokane (Stan Washington). US Geological Survey posiada lokalne sieci sejsmograficzne w rejonie tąpających kopalń węgla w Utah i w Kolorado (sejs-

¹⁾ Zuberek W.: Stan badań sejsmoakustycznych w USA oraz kierunki ich rozwoju. Przegląd Górniczy 1976, nr 7/8.

²⁾ Założenie to nie jest zupełnie ścisłe, gdyż energia sejsmiczna stanowić będzie tylko część wywołanej energii w tym procesie.

mometry *Willmore*). W dystrykcie Sunnyside (Utah) lokalizowano do 500 wstrząsów rocznie [6]. Rejestrowana aktywność była znacznie większa i wynosiła czasami do 95 wstrząsów dziennie. Opisano przykład tąpnięcia, w którym sejsmometr oddalony od ogniska tąpnięcia o niecałe 300 m rejestrował przed tąpnięciem ponad 1000 wstrząsów dziennie, w większości o niewielkiej energii. *Dunrud* i *Osterwald* [6] stwierdzili, że tąpnięcia występują w czasie okresowego maksimum aktywności sejsmicznej, ale zwykle przy nagłym spadku dziennej liczby wstrząsów przy jednoczesnym wzroście ich amplitudy. Zbudowano również przewoźne laboratorium sejsmiczne z rejestracją magnetyczną i oscylograficzną, wykorzystywane do okresowych pomiarów aktywności sejsmicznej w terenach górniczych.

Dokładność lokalizacji epicentrow ognisk wstrząsów za pomocą sieci sejsmometrów nie była zbyt duża i wynosiła od 170–300 m, a dokładność lokalizacji głębokości ogniska była jeszcze mniejsza. Pomimo tego stwierdzono, że część ognisk wstrząsów występowała od 300 do 2000 m poniżej poziomu eksploatacji. Aby wyjaśnić naturę i pochodzenie tych wstrząsów zespół sejsmologów z Uniwersytetu Utah i Columbia przeprowadził w 1970 r. szczegółowe pomiary sejsmologiczne [17] za pomocą sieci przenośnych sejsmografów o okresie 4,5 Hz i powiększeniu do $13 \cdot 10^6$ przy 10 Hz i trójkątnej sieci sejsmometrów pionowych o okresie 4,8 Hz i powiększeniu 10^6 przy 10 Hz z rejestracją magnetyczną. Za pomocą tego systemu rejestrowano setki wstrząsów dziennie o magnitudach od $-0,5$ do $+2,8$, a analizę z konieczności ograniczono do pewnych wybranych odcinków zapisu. Wyniki lokalizacji ognisk wstrząsów potwierdziły obserwacje, że hypocentra ognisk wstrząsów są związane ściśle z eksploatacją górnictw, ale występują często od 500 do 1500 m poniżej poziomu wybierania pokładu.

Analiza mechanizmu wstrząsów w ognisku na podstawie pierwszych wejść fal *P* wykazała, że kierunek nacisku i rozciągania w ognisku wstrząsów był zgodny z tektoniką rejonu i że może istnieć związek między naprężeniami wywołującymi wstrząsy a istniejącymi naprężeniami tektonicznymi w tym rejonie.

Wykorzystując teorię *Brune'a*, wyznaczono dla niektórych wstrząsów spadki naprężeń i parametry ogniska na podstawie gęstości widma przemieszczenia bezpośredniej fali poprzecznej dla odległości hypocentralnych od 1,3 do 3 km [17]. W taki sposób oszacowano moment sejsmiczny i promień dyslokacji kołowej w ognisku, a dalej spadek naprężenia i średnie przemieszczenie w ognisku. Wyniki obliczeń pozwoliły stwierdzić, że w obszarze kopalni Geneva i Columbia (Utah) dla wstrząsów o magnitudzie od $+1,2$ do $2,8$ promień dyslokacji kołowej w ognisku wynosi τ odpowiednio od 66 do 89 m, spadek naprężeń od $0,3 \cdot 10^5$ do $9,6 \cdot 10^5$ N/m², a średnie przemieszczenie w ognisku od 0,1 do 3,0 mm (*Smith* i inni [17]).

Wstrząsy z rejonu Sunnyside wykazują 3- do 10-krotnie większy spadek naprężenia od wstrząsów w sąsiednim rejonie centralnej Nevady, co próbuje się tłumaczyć tym, że rejon górniczy znajduje się w stanie regionalnych naprężeń ściskających, wynikających prawdopodobnie z poziomego ściskania, wobec czego obserwuje się przy wstrząsach większe spadki naprężenia przy mniejszych rozmiarach źródła [17].

Do najbardziej rozpowszechnionych metod pomiaru naprężeń „in situ” stosowanych w USA należą [9]:

- otworowy czujnik odkształceń typu BDG (konstrukcji US Bureau of Mines, produkowany seryjnie przez firmę Terrametrics),
- tensometryczny czujnik typu „doorstopper” (konstrukcji pld. afrykańskiej CSIR, również produkowany seryjnie),
- fotosprężysty czujnik naprężeń.

Do wyznaczania naprężeń „in situ” rzadziej stosowane są:

- siłowniki płaskie,
- metoda hydraulicznego szczelinowania,
- czujnik *Griswolda*,
- dwuosiowy czujnik fotosprężysty,
- trójosiowy czujnik tensometryczny (konstrukcji pld. afrykańskiej CSIR),
- sonda US Geological Survey,
- czujniki hydrauliczne (konstrukcji US Bureau of Mines) — typ cylindryczny CPC oraz typ płaski BPC,
- oraz inne.

Pomiary naprężeń „in situ” metodą pomiaru odkształcenia obwiercanego otworu w głębokich zagrożonych tąpniętami kopalniach rud wykazały istnienie wysokich naprężeń poziomych, znacznie wyższych od naprężeń pionowych (*Ageton* [1], *Blake* [2], *Chan* [3]).

Ogólnie biorąc, stwierdzono, że w starych utworach krystalicznych występują wysokie naprężenia poziome wywołane albo wpływami tektonicznymi, albo utrwalone w górotworze wskutek pierwotnie głębokiego załęgania skał i kolejnego ich wypiętrzania połączonego z erozją; ale również i w młodszych utworach osadowych, nie odkształconych tektonicznie, mogą istnieć na niewielkich głębokościach wysokie naprężenia poziome (równe lub przewyższające naprężenia pionowe), powstałe w wyniku procesu zanurzania i kolejnego wypiętrzania i erozji serii osadowej. Określenie metodami tradycyjnymi naprężeń „in situ” w niejednorodnych spękanych skałach anizotropowych przy wysokich naprężeniach ściskających napotyka duże trudności techniczne w związku z pękaniem rdzenia i trudnością w określaniu modułu sprężystości. Duże nadzieje rokuje tutaj metoda hydraulicznego szczelinowania będąca ciągle w stadium doskonalenia, między innymi przez Wydział Inżynierii Mineralnej Uniwersytetu Wisconsin. Metoda ta jest prosta i polega na hydraulicznym szczelinowaniu odcinka otworu. Mierzac ciśnienie cieczy konieczne do szczelinowania, ciśnienie cieczy konieczne do utrzymania szczeliny w rozwarciu oraz kierunek propagacji szczeliny, można oszacować wartości naprężeń głównych bez znajomości modułu sprężystości [8].

6. Metody zwalczania tąpnięć

Jest oczywiste, że główną przyczyną powstawania tąpnięć w kopalniach węgla USA jest stosowany tam powszechnie system filarowo-komorowy.

Właściwe zaprojektowanie eksploatacji jest najbardziej skutecznym środkiem zapobiegania tąpniętom. Przejście jednak na eksploatację systemem ścianowym jest utrudnione w warunkach amerykańskich głównie względami ekonomicznymi, wobec czego często poszukuje się rozwiązań pośrednich. Odnośnie do systemu filarowo-komorowego podano cały szereg zaleceń [11, 12, 16, 20] zmierzających do zmniejszania skutków tąp-

pań; zalecenia te nie będą jednak tutaj omawiane ze względu na ich mniejszą przydatność w polskich warunkach.

Przeprowadzono również w kopalniach Zachodniej Wirginii próby odprężania filarów metodą wiercen szerokokodymasyjnych [19] (Φ otworu 609,6 mm) i wtłaczaniem wody [5] w pokład grubości 1,3 do 2,6 m, zalegający na głębokości 230–460 m. Po osiągnięciu początkowo pewnych sukcesów metod tych obecnie zaniechano ze względu na to, że wiercenie tego typu w naprężonym filarze stwarzało duże niebezpieczeństwo, a wtłaczanie wody nie zmniejszało wyraźnie zagrożenia. Obecnie eksploatacja w najbardziej zagrożonych filarach jest zwykle zaniechana, pomimo tego że zawierają one spore zasoby węgla [5]. W zagrożonych łapaniami kopalniach Utah stosowano do kontrolowanego wyzwiania łapań strzelania komufletowo-wstrząsowe [16].

W celu zwalczania zagrożenia łapaniami w kopalniach rud stosuje się metodę sejsmoakustyczną do wykrywania i lokalizacji stanu zagrożenia, a w rejonach koncentracji naprężeń stosuje się strzelania wstrząsowe w celu zmniejszenia sztywności filaru i kontrolowanego rozładowania akumulowanej w nim energii. Opierając się na sejsmicznych pomiarach prędkości, Blake [2] wyznaczał po strzelaniu zmniejszenie się efektywnego modułu sprężystości, co po wprowadzeniu go do modelu górotworu pozwalało mu na określenie wartości naprężeń w filarze i sztywności filaru po strzelaniu wstrząsowym, a przez porównanie — na ocenę skuteczności strzelania i stabilności filaru po strzelaniu wstrząsowym.

Mechanizm działania strzelania wstrząsowego Crouch [4] tłumaczy następująco: w wyniku strzelania następuje zmniejszenie modułu sprężystości danej partii górotworu (dlatego też nazywa się tam te strzelania strzelaniami „odprężającymi”), a nowe położenie równowagi danej partii górotworu przedstawia przecięcie krzywej o nowym module sprężystości z prostą reprezentującą sztywność układu obciążającego (rys. 5) o nachyleniu charakterystycznym dla stanu górotworu przed strzelaniem. Jeżeli punkt przecięcia leży wewnątrz obszaru ograniczonego aktualną pełną charakterystyką $\sigma-\epsilon$, stan równowagi po strzelaniu jest stabilny i proces niszczenia struktury górotworu został wstrzymany, gdyż nacisk ze strony górotworu nie jest wystarczający dla wywołania odkształcenia określonego charakterystyką $\sigma-\epsilon$. Jeżeli punkt przecięcia leży powyżej charakterystyki $\sigma-\epsilon$, położenie równowagi po strzelaniu jest niestabilne, co się wiąże z koniecznością wyzwolenia nadmiaru energii w postaci wstrząsów, łapań i odprężeń — aż do osiągnięcia ostatecznego położenia równowagi na charakterystyce $\sigma-\epsilon$ (rys. 5c).

Istnieją zatem trzy możliwości przejścia górotworu w nowy stan równowagi po strzelaniu wstrząsowym:

- strzelanie wstrząsowe o tzw. krytycznym stopniu odprężenia (rys. 5a), gdzie przejście górotworu zachodzi w sposób stabilny bez gwałtownego wyzwolenia nadmiaru energii i w ten sposób osiąga się żądane zmniejszenie modułu sprężystości;
- strzelanie wstrząsowe o tzw. podkrytycznym stopniu odprężenia (rys. 5b), gdzie przejście górotworu zachodzi w sposób stabilny, ale wiąże się albo z niewielkim zmniejszeniem modułu sprężystości, albo jest przeprowadzane przy niskich naprężeniach w górotworze i może nie być skuteczne;
- strzelanie wstrząsowe o tzw. ponadkrytycznym stopniu odprężenia (rys. 5c), prowokujące łapania i wstrząsy, może zatem wywołać niszczące skutki w wyrobisku.

Krytyczny stopień odprężenia górotworu zależy zatem od wielkości naprężenia w górotworze przed strzelaniem, wytrzymałości górotworu, nachylenia charakterystyki $\sigma-\epsilon$ w rejonie powyżej wytrzymałości górotworu i sztywności górotworu obciążającego daną partię. Aby strzelanie wstrząsowe było skuteczne, powinno być przeprowadzane przy stanie naprężeń w górotworze bliskim jego wytrzymałości.

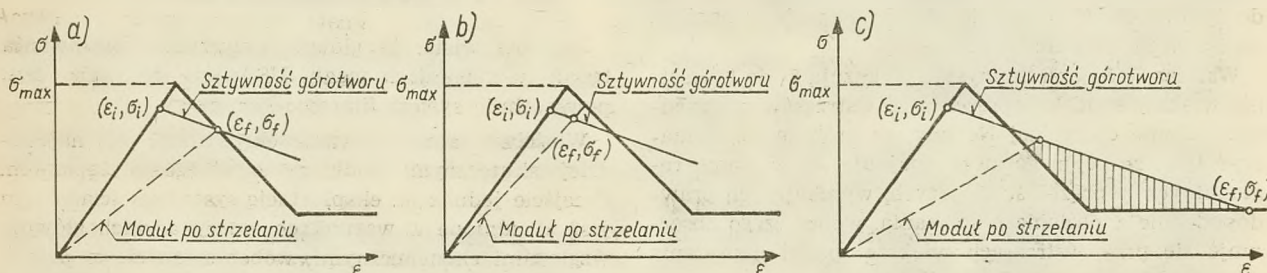
Jeżeli natomiast przeprowadza się strzelanie wstrząsowe zbyt wcześnie, tzn. przy niskich naprężeniach w górotworze, obszar zostanie odciążony tylko czasowo i będzie ciągle skłonny do łapań. Istnieje zatem konieczność optymalizacji strzelań wstrząsowych np. metodami geofizycznymi.

Metoda sejsmoakustyczna jest szczególnie predysponowana do wskazania odpowiedniego momentu i miejsca strzelania, rejestrując wielkość niestabilnie wyzwolonej energii sejsmicznej i zmiany efektywnego modułu sprężystości górotworu metodami seismologii.

7. Zakończenie

Istnieje pilna potrzeba sformułowania fizycznych modeli zjawiska łapania i prób ilościowego ujęcia procesu, przyjmując nawet bardzo uproszczone założenia.

Na szczególną uwagę zasługują metody matematycznego modelowania eksploatacji i ilościowej oceny stanu zagrożenia łapaniami, które mogą już dzisiaj znaleźć szerokie zastosowanie praktyczne przy podejmowaniu eksploatacji w szczególnie zagrożonych partiach. Pełniejsze wykorzystanie możliwości i metod geofizyki, jak np. dokładnej lokalizacji ogniska impulsu lub wstrząsu i określenia ich energii sejsmicznej, rozmiaru



Rys. 5. Mechanizm strzelania wstrząsowego wg Croucha [4]

a — o krytycznym stopniu odprężenia górotworu; b — o podkrytycznym stopniu odprężenia górotworu; c — o ponadkrytycznym stopniu odprężenia górotworu; (ϵ_i, σ_i) stan przed strzelaniem, (ϵ_f, σ_f) — stan po strzelaniu

ogniska i spadku naprężenia w ognisku wstrząsu, pomiary modułu sprężystości górotworu w połączeniu z pomiarami składowych tensora naprężenia „in situ” pozwolą na bliższe sformułowanie mechanizmu tąpnięć, jak również przyczynią się do opanowania tego zjawiska.

Literatura

1. Ageton R.W.: Stress Ellipsoid Determination in Rock — Burst Prone Area at 4000 Foot Depth, Galena Mine, Wallace, Idaho. US Bureau of Mines RI nr 6997, 1967.
2. Blake W.: Rock — Burst Mechanics. Quarterly of the Colorado School of Mines 1972, t. 67, nr 1.
3. Chan S.M.: A Case Study of In Situ Rock Deformation Behavior for the Design of Ground Support System. University of Idaho, Bureau of Mining Research UIBMR-3 Final Report, 1972.
4. Crouch S.L.: Analysis of Rockbursts in Cut and Fill Stopes. Maszynopis, 1974.
5. Crouch S.L., Fairhurst C.: The Mechanics of Coal Mine Bumps. US Bureau of Mines Contract Report nr H0101778, 1973.
6. Dunrud C.R., Osterwald F.W.: Seismic Study of Coal Mine Bumps. Carbon and Emery Counties, Utah. Transactions SME, AIME 1965, s. 182.
7. Duvall W.I., Stephenson D.E.: Seismic Energy Available from Rockbursts and Underground Explosions. Transactions SME, AIME 1965, s. 35.
8. Haimson B.C.: Determination of In Situ Stresses Around Underground Excavations by Means of Hydraulic Fracturing. Final Technical Report, ARPA Contract nr H 0220080, 1974.
9. Hall C.J., Hoskins J.R.: A Comparative Study of Selected Rock Stress and Property Measurement In-

struments. University of Idaho, Bureau of Mining Research, Final Technical Report nr UI-BMR-2 1972.

10. Hardy M.P., Crouch S.L., Fairhurst C., Sinha K.P.: A Hybrid Computer System Simulating Inelastic Seam Behavior. Proc. of the IIIrd Int. Congress of ISRM 1974 t. 2B, s. 1015.

11. Holland C.T.: Cause and Occurrence of Coal Mine Bumps. Mining Engineering 1958, s. 994.

12. Holland C.T., Thomas E.: Coal Mine Bumps Some Aspects of Occurrence, Cause and Control. US Bureau of Mines Bull, nr 535, 1954.

13. Obert L., Duvall W.I.: Rock Mechanics and the Design of Structures in Rock. J. Wiley and Sons Inc. 1967.

14. Osterwald F.W., Dunrud C.R., Bennetti J.B. Jr., Maberry J.O.: Instrumentation Studies of Earth Tremors Related to Geology and to Mining at the Somerset Coal Mine, Colorado. Geological Survey Professional Paper nr 762, 1972 r.

15. Osterwald F.W., Dunrud C.R.: Geology Applied to the Study of Coal Mine Bumps at Sunnyside Utah. Transaction SME, AIME 1965, s. 168.

16. Peperakis J.: Mountain Bumps at the Sunnyside Mines. Mining Engineering 1958, s. 982.

17. Smith R.B., Winkler P.L., Anderson J.G., Scholz C.: Source Mechanisms of Microearthquakes Associated with Underground Mines in Eastern Utah. Bull. Seismolog. Soc. of American 1974, t. 64, nr 4, s. 1295.

18. Starfield A.M., Fairhurst C.: How High Speed Computers Advance Design of Practical Mine Pillar System. Engineering and Mining J. 1968, t. 169, nr 5, s. 78.

19. Talman W. G., Schroder J. L. Jr.: Control of Mountain Bumps in the Pocahontas No 4 Seam. Mining Engineering 1958, s. 888.

20. Woodruff S.D.: Methods of Working Coal and Metal Mines. Pergamon Press Inc. 1966, t. 1.

Przegląd Zagraniczny

ROZWÓJ CEN I KOSZTÓW AMERYKAŃSKIEGO WĘGLA

W związku z tym zagadnieniem ukazały się w Stanach Zjednoczonych AP dwa raporty:

- „An economic analysis of price increases in the US. Coal Industry” — opracowany przez profesorów Bartha i Benetta z Uniwersytetu im. Waszyngtona na zlecenie amerykańskich elektrowni,
- „A study of coal prices” — dzieło Rady d/s Stabilizacji Cen i Płac przy prezydencie USA.

Na raportach tych opiera się artykuł zachodnio-niemieckiego ekonomisty dr. Harald Giesela, omawiający w nr 17/1976 czasopisma Glückauf rozwój cen amerykańskiego węgla.

W latach 1949÷1969 ceny węgla loco kopalnia utrzymywały się praktycznie na jednakowym poziomie. Znaczny wzrost wydajności amerykańskich kopalń węgla pozwolił na zniwelowanie w wielkim stopniu rosnących kosztów produkcji. Tak więc np. w roku 1948 liczba zatrudnionych w amerykańskich kopalniach, które wyprodukowały w tym roku 600 mln tkr. węgla

(1 tona krótka = 907 kg) wynosiła 440 tys. osób, a w roku 1972, w którym poziom produkcji kształtował się prawie na tym samym poziomie, załoga kopalń liczyła ok. 150 tys. osób. W roku 1948 przeciętna wydajność w amerykańskich kopalniach wynosiła 6,29 tkr/rdn, a w roku 1969 — 19,90 tkr/rdn, osiągając tym samym swój najwyższy poziom. Udział wydobywania kopalń odkrywkowych w ogólnym wydobyciu węgla w Stanach Zjednoczonych AP, który z początkiem lat 50 kształtował się na poziomie 25% — w chwili obecnej wynosi 50%.

Po 20-letnim okresie stabilności ceny węgla amerykańskiego zaczęły ulegać od roku 1969 znacznemu wzrostowi. W roku 1975 przeciętna cena loco kopalnia kształtowała się na poziomie \$ 19 za 1 tkr, tj. w porównaniu do 1969 r. była prawie czterokrotnie wyższa. Autorzy amerykańskich raportów doszli do wspólnego wniosku, że zwyżka cen węgla w Stanach Zjednoczonych AP od czasu wybuchu kryzysu naftowego pod

koniec roku 1973 spowodowana została nie tylko odpowiednim wzrostem kosztów produkcji, lecz także brakiem konkurencji na rynku energetycznym, na którym wzrosły ceny wszystkich paliw.

W roku 1975 wzrost cen amerykańskiego węgla na rynku „spotowym” (rynek transakcji jednorazowych) uległ zahamowaniu. Stało się to wskutek recesji gospodarczej, w efekcie czego doszło do spadku zapotrzebowania na energię.

W tymże roku wydobycie węgla (bez antracytu) w Stanach Zjednoczonych AP wyniosło 640 mln tkr. Stanowiło to nowy rekord w powojennej historii amerykańskiego górnictwa węglowego, choć był on niewiele wyższy od poziomu wydobycia osiągniętego w 1947 — ok. 631 mln tkr. Zasadniczy wpływ na rozwój wydobycia węgla miały wydane na przestrzeni minionych 30 lat ustawy, których działanie w znacznym stopniu osłabiło pozycję konkurencyjną amerykańskiego węgla. Szczególnie niekorzystny wpływ miały: wydane przez rząd w roku 1966 zezwolenie na import ciężkiego oleju opałowego, ustawa o ochronie naturalnego środowiska w 1970 r. oraz wydane w 1960 r. przepisy w zakresie bezpieczeństwa i higieny pracy w górnictwie węglowym.

Po okresie spadku konsumpcji węgla w latach 1945 do 1961 zaznaczył się od roku 1962 znowu pewien wzrost, wyłącznie jednak na skutek zwiększonego spalania w elektrowniach. W roku 1975 elektrownie zużyły 406 mln tkr. węgla, tj. 63% ogólnego wydobycia węgla, podczas gdy w roku 1960 zużycie kształtowało się jedynie na poziomie ok. 90 mln tkr., tj. 18% ogólnej produkcji tego nośnika energii. W chwili obecnej 45% ogólnej energii elektrycznej w Stanach Zjednoczonych

AP wytwarzają elektrownie węglowe. Odnośnie do kosztów wydobycia węgla należy przede wszystkim stwierdzić, że różnią się one znacznie w kopalniach podziemnych od kosztów w kopalniach odkrywkowych, przy czym w przypadku każdego z obu tych typów kopalń występują jeszcze poważne różnice w zależności od warunków geologicznych i techniki urobku. Wg szacunków Instytutu *Battelle'a* w roku 1975 koszty produkcji w kopalniach podziemnych wahały się w granicach od 9÷27 \$ za tonę kr., a w kopalniach odkrywkowych od 2÷23 \$, przy czym najwyższe koszty notowano w kopalniach znajdujących się na wschodzie. Na rozwój kosztów od roku 1969 silny wpływ wywierały znacznie wzrastające koszty robocizny i zmniejszająca się jednocześnie wydajność, do czego przyczyniły się wyżej wspomniane ustawy. W roku 1975 wydajność pracy na robotnikodniówkę była o 24% niższa aniżeli w roku 1969.

Do zasadniczego polepszenia rentowności w amerykańskim górnictwie węglowym doszło wskutek wymienionej wyżej tendencji zwykłej cen węgla już w 1970 r., a w 1974 r. amerykańskie górnictwo węglowe stało się atrakcyjne dla obcego kapitału.

Zysk netto osiągnięty przez amerykańskie górnictwo węglowe uległ w roku 1974 w porównaniu do 1973 r. 14-krotnemu zwiększeniu — do poziomu 2,80 \$ za tkr. Standard and Poor's Index podaje w odniesieniu do czterech tow. górniczych, że tzw. „rate of return on investment”, tj. roczna stopa zysku od zainwestowanego kapitału tych towarzystw kształtowała się w roku 1954 w wysokości 25,23% wobec 10,61% w roku 1973 i tym samym była znacznie wyższa aniżeli przeciętna roczna stopa zysku całego amerykańskiego przemysłu (14,18%).

PRZYSZŁE ZAPOTRZEBOWANIE NA WĘGIEL KOKSOWY W ŚWIECIE

Według oceny International Iron and Steel Institute na dorocznej konferencji, która odbyła się jesienią 1976 w Osace, konsumpcja stali w świecie podnieść się może z 635 mln t w roku 1975 do 1128 mln t w roku 1985. Ogólne zapotrzebowanie na energię ze strony światowego przemysłu stalowego w roku 1985 ocenione zostało na około 780 mln t paliwa umownego. W stosunku do jego obecnego poziomu oznacza to wzrost o 230 mln t p.u., z czego ok. 160 mln t p.u. stanowić ma węgiel koksowy. Zapotrzebowanie na węgiel koksowy ze strony światowego przemysłu żelaza i stali w roku 1985 zostało ocenione następująco (mln. t):

	1973 r.	1985 r.
Uprzemysłowione kraje		
kapitalistyczne	280	340
Kraje rozwijające się	28	55
Kraje socjalistyczne	160	230
Ogółem świat	468	625

Dla zapewnienia podaży węgla koksowego światowa zdolność produkcyjna musiałaby się zwiększyć o ok.

180 mln t kosztem co najmniej 7200 mln dol. Jednym z głównych tematów na obradach IISI były badania prowadzone nad możliwością wykorzystania węgla niekoksowych do produkcji koksu. W Japonii opracowano dwie metody produkcji tego rodzaju koksu, który może być użyty we wsadzie wielkopiecowym w proporcji dochodzącej do 50%.

Profesor *Werner Peters* z RFN oświadczył, że spośród 10 opracowywanych różnych metod produkcji koksu formowanego trzy osiągnęły już stadium roku-jące możliwość zastosowania ich na szerszą skalę. Zdaniem prof. *Petersa* do budowy zakładów produkujących koks formowany na skalę przemysłową przystąpić będzie można pod koniec bieżącego 10-lecia. Porównanie kosztów produkcji tego koksu z kosztami produkcji koksu metodami konwencjonalnymi wskazuje na wyraźną przewagę tego pierwszego, jeśli chodzi o koszty wsadu.

Leszek Bieńkowski

NOWOŚCI TECHNICZNE — INFORMACJE PRASY ZAGRANICZNEJ

Poszukiwania nowych źródeł energii

Elektrownie wiatrowe. Agencja d/s Badań i Postępu, ERDA, USA zbuduje na etapie prób przemysłowych cztery rozwiązania „elektrowni wiatrowych” o jednostkowej mocy 125 KW do 1,5 MW, z czego jedna miała być zbudowana pod koniec roku 1976. Każdy system będzie pracował przez dwa lata, odprowadzając energię do sieci państwowej, po czym zostanie przeprowadzona weryfikacja przemysłowa systemu i jego upowszechnienie. Elektrownie wiatrowe wymagają względnie stałych wiatrów o prędkości ok. 32 km/h. Trwają poszukiwania takich miejsc w Stanach Zjednoczonych. *Wiadomości handlowe USA, XI 1976 r.*

Ośrodek badawczy Saab-Scania, Szwecja, zaprojektował elektrownię wykorzystującą energię wiatru. Siłę napędową generatora dostarczy wiatrak wyposażony w dwa śmigła o promieniu 50 m każde, umieszczone na stalowej wieży o wysokości 90 m. Przy wiatrach o przeciętnej prędkości, występujących na wybrzeżu Szwecji, śmigła będą się obracać z prędkością 18 obr. na min, co spowoduje wytworzenie w generatorze prądu o mocy 4 MW. Szwedzcy specjaliści obliczyli, że 10 tys. takich elektrowni wiatrowych mogłoby zaspokoić zapotrzebowanie Szwecji na energię elektryczną i uwolnić ją od konieczności importu ropy naftowej.

Nowe zastosowania, nowi odbiorcy dla węgla

USA. Prognoza rozwoju produkcji i zużycia węgla do 1990 r. przewiduje wzrost zapotrzebowania na węgiel do celów przeróbki karochemicznej w USA z 1,2 do 10 mln t/r. w ciągu najbliższych 15 lat.

Na zlecenie rządu firma COALCON, USA, przystąpiła do budowy zakładu wiodącego, produkującego paliwa gazowe i płynne. Zakład przerabiać będzie 2 600 t węgla dziennie.

Wielka Brytania. W. Brytania intensyfikuje badania nad zastosowaniem węgla w postaci spreparowanego pyłu do napędu turbinowych silników samochodowych.

Badania nad możliwościami oszczędzania energii w USA

Wysokosprawne szczeliwo do osprzętu sieci grzewczej. Firma Union Carbide opracowała i produkuje uniwersalne szczeliwo GRAFOIL do uszczelniania zaworów i połączeń rurociągów gorącej wody i pary, o wysokich walorach technicznych.

GRAFOIL jest elastyczną folią grafitową wytrzymałą na temperatury — 240°C do 2500°C i ciśnienia do 250 barów, odporną na działanie chemiczne, przy czym zachowuje wysoką jakość przez wiele lat.

Folia izolacyjna do okien. Folia produkcji firmy General Solar International Corp. jest wykonana z mocnego poliestru przezroczystego lub barwionego. Przepuszcza ona promieniowanie tylko w jednym kierunku — do wewnątrz mieszkań. Materiał został opracowany z przeznaczeniem na ekrany solarne dla statków kosmicznych i może być z powodzeniem zastosowany

do izolacji powierzchni okien mieszkalnych. Pozwala to na oszczędność 20÷60% ciepła ogrzewania mieszkań.

Nowa energooszczędna świetlówka. Z inspiracji agencji d/s Badań i Postępu, ERDA, USA, opracowano świetlówkę Litek, która daje oszczędności ok. 70% energii w stosunku do konwencjonalnych punktów świetlnych tego samego natężenia światła. Dodatkową zaletą nowej świetlówki jest wydłużona trwałość obliczona na dziesięciolecie oraz przyjemne białe światło. Obliczono, że zastosowanie tych świetlówek w całych Stanach Zjednoczonych A.P. spowoduje oszczędność ropy naftowej około 80 tys. t/d.

Wiadomości handlowe USA, VI 1976 r.

NOWE TECHNOLOGIE I UKŁADY MECHANIZACJI

Wybieranie węgla przez zwiercanie pokładów

Firma Badger Manufacturing Corp., Summersville, West Virginia — USA, skonstruowała prostą wiertnicę o nazwie Coalbadger, która w próbnej eksploatacji osiągnęła pozytywne wyniki produkcyjne.

Wiertnica umożliwia wybieranie pokładów cienkich i stromych o złych warunkach stropowych, które nie kwalifikują się do przemysłowej eksploatacji metodami konwencjonalnymi. Wiertnica może być użyta do wiercenia szerokodymensyjnych otworów m.in. do: odmetanowania, odwadniania, wentylacji, instalacji rur i kabli, itp.

Próby przeprowadzono w filarze węglowym o wymiarach 305×46 m w dwóch pokładach grubości 1,7 m i 1,4 m. Uzyskano wskaźnik 60% wykorzystania zasobów w pokładzie 1,7 m, a w pokładzie 1,4 m — 71,5%. W wychodzie sortymentów 80% ziarn miało wymiary ponad 6,3 mm. Poziom hałasu, wibracji i zapylenia był niższy niż przy innych zespołowych maszynach wybierkowych. Stosowano otwory długości równej szerokości filara, tj. 46 m; szerokość chodnika udostępniającego wynosiła 6,1 m.

Dane techniczne:

- wymiary wiertnicy 4,1×3,35 m,
- potrzebny gabaryt wyrobiska udostępniającego: szerokość 5,2 m, wysokość 1,1 m,
- średnica otworu urabiającego 1,2 m
- długość żerdzi 1,8 m
- wymagana obsada 2 wiertaczy
- wydajność 250 t/zm.

Następne dwie wiertnice tego typu zostały wprowadzone w kopalniach West Virginia.

INFORMACJE

Międzynarodowa wystawa górnicza, W. Brytania, Birmingham, 10÷15 X 1977 r.

Imprezy tego typu są organizowane przez radę producentów maszyn i urządzeń górniczych W. Brytanii co 5 lat.

W ramach wystawy odbędzie się konferencja naukowo-techniczna w czasie 11÷13 X 1977 r. Tematyka imprezy będzie następująca.

- Łączność radiowa i zdalne sterowanie procesami w kopalni.
- Przekazywanie i komputerowe przetwarzanie informacji.
- Czujniki i przekazywniki.
- Środowisko.
- Transport i przeróbka.
- Skomputeryzowane systemy zarządzania, sterowania i informacji.
- Przepisy prawne dot. bezpieczeństwa i ochrony zdrowia.
- Badanie i rozwój techniki górniczej.

Informacji udziela i zgłoszenia przyjmuje Richard West, Director International Mining Exhibition, Brintex Exhibitions Ltd., 178-202 Great Portland Street, London WIN 6NH.

Symposium n.t. sposobów i urządzeń wiertniczych firmy KLEMM, RFN, zorganizowane przez Z.O. SITG, Katowice 16 XII 1976 r.

Przedmiotem symposium były następujące tematy:

- Nowe hydrauliczne urządzenia wiertnicze.
- System wiertniczy EXSUBO.
- Wiercenia udarowe głębokich otworów.
- Wiercenia ślimakowe.
- Rachunek ekonomiczny i analiza porównawcza sposobów wiertniczych opracowanych przez firmę KLEMM.

Specjaliści firmy wygłosili referaty, ilustrowane przeźrocami i modelami, w których przedstawili wysołą przydatność i nowoczesność swoich rozwiązań.

Międzynarodowe targi — wystawa n.t. ochrony środowiska, Düsseldorf, NRF, 7÷12 II 1977 r.

- Na imprezę złożyły się cztery elementy funkcyjne:
- Targi sprzętu pomiarowego i do zwalczania zanieczyszczenia wód i powietrza.
 - Kongres n.t. „Energia a środowisko”.
 - Centrum informacji — „Info — Center” zajmujące się nauką i badaniami w służbie środowiska.

- Seminarium dla specjalistów przemysłu i władz kontroli w zakresie problemów ochrony środowiska.

Tematyka imprezy obejmowała:

- utrzymanie czystości powietrza,
- utrzymanie czystości wód,
- zapobieganie i utylizacja śmieci i odpadów miejskich i przemysłowych,
- zwalczanie hałasu w środowisku pracy i naturalnym środowisku człowieka.

Do imprezy zgłosiło się 330 instytucji zajmujących się zagadnieniami ochrony środowiska w 14 krajach. NOWEA Presse — Informationen.

Międzynarodowe sympozjum solne, Hamburg 29 V÷1 VI 1978 r.

Tematyka sympozjum dotyczy soli (NaCl) i obejmuje:

- Geologię, technologię, mineralogię i geochemię złóż soli.
- Górnictwo, geofizykę, mechanikę górotworu złóż soli oraz prawo i przepisy górnicze dotyczące eksploatacji tych złóż.
- Nowoczesne i specjalne metody eksploatacji złóż soli, m.in. metodę parową, komorową, wykorzystanie podziemnych kavern, podziemne magazynowanie itp.
- Technologie produkcji soli, odparowanie wody morskiej, wykorzystanie produktów ubocznych.
- Rynki solne, wyżywienie i inne jej wykorzystanie, problemy ochrony środowiska.

Będzie to pierwsze symposium na ten temat na terenie Europy. Poprzednie sympozja odbywały się w Stanach Zjednoczonych AP. Przewiduje się wygłoszenie 120 referatów i bogaty program wycieczkowo-techniczny. Językami urzędowymi będą angielski i niemiecki.

Zgłoszenia w sprawie uczestnictwa należy kierować do:

V. Internationales Salz-Symposium 1978
C/O Kaliverein e. V. Theaterstr. 15
Postfach 3266, D-3000 Hannover, RFN.

Oracował:

mgr inż. Robert Pacer

**Oszczędna gospodarka surowcami i materiałami
zadaniem każdego członka
Stowarzyszenia Inżynierów i Techników Górnictwa**

Informacje

KONFERENCJA NAUKOWO-TECHNICZNA NA TEMAT „NOWE KONSTRUKCJE I TECHNOLOGIE WYKONYWANIA OBUDÓW WYROBISK KORYTARZOWYCH”

Dynamiczny rozwój bazy surowcowej kraju, a w szczególności górnictwa węgla kamiennego oraz rud metali nieżelaznych i surowców chemicznych, stawia niezwykle trudne zadania przed przedsiębiorstwami wykonawstwa kapitałnych wyrobisk górniczych. Dotyczy to zarówno istniejących kopalń, jak również nowo budowanych, w tym w Lubelskim Zagłębiu Węglowym.

Przechodzenie z eksploatacją na większe głębokości wymagać będzie stosowania coraz większych przekrojów poprzecznych wyrobisk, jak również poprawy jakości stosowanych obudów.

W związku z tymi problemami odbyła się w listopadzie 1976 r. konferencja naukowo-techniczna, zorganizowana pod patronatem Głównej Komisji Budownictwa Górniczego przy Zarządzie Głównym Stowarzyszenia Inżynierów i Techników Górniczego — przez Zarząd Oddziału SITG w Mysłowicach oraz Ośrodek Badawczo-Rozwojowy Budownictwa Górniczego „Budo-kop” — Mysłowice.

Tematem konferencji były „Nowe konstrukcje i technologie wykonywania obudów wyrobisk korytarzo-

wych”. Szczególną uwagę w opracowanych oraz opublikowanych 15 referatach zwrócono na:

- zwiększenie podporności i stabilizacji obudów,
- wprowadzanie nowych rodzajów obudów charakteryzujących się korzystną współpracą z górotworem,
- obniżenie zużycia materiałów,
- doskonalenie technologii wznoszenia obudów,
- stosowanie obudów zwiększających trwałość wykonywanych wyrobisk oraz dalszą poprawę bezpieczeństwa pracy przy ich wykonywaniu.

Ożywiona dyskusja pozwoliła na ocenę aktualnego stanu jak również na sprecyzowanie wniosków i zadań w zakresie robót górniczych na najbliższe lata.

W konferencji wzięło udział 220 osób — przede wszystkim specjaliści z przedsiębiorstw robót górniczych, GIG oraz z wyższych uczelni.

W konferencji wzięli m.in. udział: I Sekretarz KM PZPR w Mysłowicach — *tow. F. Piekorz*, naczelny dyrektor Zjednoczenia Budownictwa Górniczego — *dr inż. J. Małoszewski* oraz sekretarz generalny Zarządu Głównego SITG — *mgr inż. K. Orzechowski*.

XLVIII POSIEDZENIE STAŁEJ KOMISJI PRZEMYSŁU WĘGLOWEGO RWPG

XLVIII posiedzenie Stałej Komisji Przemysłu Węglowego RWPG odbyło się w miejscowości Wolzig w NRD w dniach 12÷15 października 1976 r. W posiedzeniu uczestniczyły delegacje Bułgarii, Czechosłowacji, Mongolii, NRD, Polski, Rumunii, Węgier i ZSRR. W charakterze obserwatora na posiedzeniu był obecny przedstawiciel SRW.

Obradom XLVIII posiedzenia Komisji przewodniczył minister górnictwa PRL — *mgr inż. Jan Kulpiński*, a w części końcowej obrad — podsekretarz stanu w MG — *doc. dr Benon Stranz*. Rolę gospodarza pełnił minister przemysłu węglowego i energetyki NRD — *Klaus Siebold*.

Komisja rozpatrzyła zadania wynikające z uchwał XXX sesji RWPG oraz kolejnych posiedzeń nadrzędnych instancji RWPG. W wyniku uchwał nadrzędnych instancji RWPG działalność Komisji koncentruje się przede wszystkim na opracowaniu propozycji do długoterminowych, celowych programów współpracy.

Materiały opracowywane w tym zakresie będą uwzględniać:

- zwiększenie wydobywania i przeróbki węgla energetycznych i koksowych,
- stworzenie wspólnym wysiłkiem krajów RWPG mocy produkcyjnych w celu zaspokojenia wzrastającego zapotrzebowania na węgiel,
- racjonalne wykorzystanie paliw węglowych,
- zapewnienie przemysłom węglowym krajów RWPG nowoczesnych maszyn i urządzeń górniczych.

Obecnie wspólne wysiłki jednostek naukowych i projektowych krajów RWPG będą koncentrować się na

rozwiązywaniu podstawowych, węzłowych zagadnień rozwoju techniki w przemyśle węglowym.

Połączone wysiłki uczonych krajów RWPG pozwolą dzięki kooperacji i socjalistycznemu podziałowi prac na osiągnięcie w szybszym czasie i przy mniejszych nakładach nowych rozwiązań technicznych, zapewniających znaczny wzrost wydajności pracy i polepszenie wskaźników techniczno-ekonomicznych całego górnictwa węglowego.

Wspólnym wysiłkiem kraje RWPG podejmują rozwiązanie tak ważnych zadań, jak opracowanie środków technicznych i technologii ekonomicznie uzasadnionej eksploatacji węgla na dużych głębokościach i w złożonych warunkach górnictwo-geologicznych oraz opracowanie urządzeń do kompleksowej mechanizacji procesów produkcyjnych w górnictwie węglowym.

Należy również znaleźć skuteczne rozwiązania zapewniające bezpieczne warunki pracy w kopalniach. Dotyczy to szczególnie metod i środków zapobiegania nagłym wyrzutom węgla i skał, wybuchom gazu i pyłu węglowego oraz innym zagadnieniom BHP.

W kierunkach współpracy naukowo-technicznej krajów RWPG do 1990 r. należy zapewnić ściśle jej powiązanie z współpracą gospodarczą. Spodziewane efekty współpracy naukowo-technicznej powinny stać się podstawą współpracy w sferze produkcji. Komisja zapoznała się ze stanem prac badawczych nad możliwością zagospodarowania złoża Tawan-Tołgoj w Mongolii. Ustalono, że delegacja MRL wspólnie z ekspertami krajów RWPG opracuje referat o wynikach prac prowadzonych na złożu Tawan-Tołgoj z konkretnymi propozycjami ewentualnych sposobów i terminów zago-

spodarowania węgla koksowych tego złoża przy współudziale zainteresowanych krajów RWPG.

Wyniki tych prac zostaną rozpatrzone na XLIX posiedzeniu Komisji.

W czasie posiedzenia Komisji uzgodniono, że w 1977 roku zostanie zorganizowana w Katowicach międzynarodowa konferencja krajów RWPG na temat doskonalenia organizacji pracy w przemyśle węglowym. Założeniem organizacji konferencji jest uwzględnienie przede wszystkim tematyki związanej z wymianą doświadczeń produkujących zespołów i brygad górniczych w zakresie robót eksploatacyjnych, przygotowawczych i budowlano-montażowych. Wiele uwagi poświęcono również zagadnieniom nowych metod przeróbki i przetwórstwa węgla na uszlachetnione rodzaje paliwa.

Komisja rozpatrzyła sprawozdanie Centrum Koordynacyjnego d/s Nowych Metod Utylizacji Węgla o kierunkach badań w zakresie ekonomicznego i bardziej racjonalnego zużycia węgla.

Stwierdzono, że w krajach RWPG w wyniku prac Centrum pogłębia się badanie nad tym zagadnieniem. Osiągnięto już szereg pozytywnych wyników. Na podkreślenie zasługuje ulepszanie technologii klasycznych metod koksowania węgla i produkcji koksu formowanego z węgla energetycznych oraz szereg prac z zakresu uwodorniania węgla, utleniania węgla kamiennych i brunatnych dla uzyskania adsorbentów — i inne. Opracowanie i wdrożenie do produkcji na dużą skalę niskoodpadowych i bezodpadowych technologii stawia za cel osiągnięcie najbardziej pełnego wykorzystania zasobów naturalnych przy minimalnym zanieczyszczeniu środowiska i zachowaniu wysokiego tempa rozwoju produkcji. Komisja stwierdziła, że na bazie zakończonych prac badawczych w zakresie nowych metod utylizacji węgla oraz posiadanych praktycznych doświadczeń w krajach RWPG można podjąć projektowanie i budowę odpowiednich przedsiębiorstw dla produkcji doświadczałnej i przemysłowej, przez co uzyska się rozszerzenie bazy surowcowej dla produkcji, polepszenie wskaźników ekonomicznych pracy przemysłu węglowego oraz ograniczenie zanieczyszczenia środowiska naturalnego.

Na posiedzeniu Komisji rozpatrzono również realizację zaleceń przyjętych przez organy RWPG w latach 1974-1975 oraz wyniki zakończonych prac rad naukowo-technicznych i Grupy Roboczej d/s Normalizacji.

Górnictwo węgla brunatnego NRD

Minister przemysłu węglowego i energetyki NRD poinformował uczestników XLVIII posiedzenia Komisji o głównych kierunkach rozwoju górnictwa węgla brunatnego, które stanowi podstawową bazę surowcową energetyki NRD. Kierunki te zostały określone na IX Zjeździe SED.

W dyrektywach IX Zjazdu SED wiele miejsca poświęcono rozwojowi energetyki i jej bazy surowcowej

w okresie ostatniego pięciolecia. Był to okres dalszej intensyfikacji rozwoju tej gałęzi gospodarki narodowej NRD.

Podstawowe kierunki rozwoju bazy energetycznej NRD zostały określone na VIII Zjeździe SED.

Konkretna realizacja tych kierunków znalazła wyraz:

- w znacznym zwiększeniu nakładów na przyspieszony rozwój bazy energetycznej,
- w orientowaniu się na węgiel brunatny będący najważniejszym nośnikiem energii w NRD.
- w postawieniu przed całą gospodarką narodową zadania racjonalnego wykorzystania energii.

W celu maksymalnego wykorzystania własnych zasobów węgla brunatnego podjęto przedsięwzięcia dla dalszych usprawnień gospodarowania nimi.

W tym zakresie osiągnięto m.in. wzrost wydajności maszyn i urządzeń odkrywkowych o 20÷25%, zwiększenie czasu maszynowego o 16% w odkrywkach z zastosowaniem przenośnikowego transportu nadkładu oraz o 4,6% w odkrywkach z transportem szynowym.

Istotnym czynnikiem wzrostu energetyki NRD jest współpraca z ZSRR. Należy tu wymienić dostawy radzieckich urządzeń energetycznych o wysokich parametrach technicznych i niezawodnych w eksploatacji oraz wspólną budowę takich obiektów energetycznych, jak Tirbach, Boksberg i Hagenwerder.

Podstawowym zadaniem przemysłu węgla brunatnego NRD w ramach gospodarki narodowej jest zapewnienie paliwa stałego z własnych zasobów przy minimalnych nakładach poprzez podniesienie wydajności i efektywności czynnych kopalń odkrywkowych i zakładów wzbogacania oraz poprzez budowę nowych odkrywek. Do roku 1980 planuje się zastąpienie zdolności produkcyjnych kopalń odkrywkowych w wymiarze około 78 mln t wydobycia rocznie.

W celu zapewnienia stabilnych dostaw energii elektrycznej na potrzeby ludności i gospodarki zakłada się w planie do 1980 roku osiągnięcie mocy dyspozycyjnej elektrowni wg stanu średnio za grudzień w wysokości nie mniej niż 86%, a w dużych elektrowniach nie mniej niż 90%. Przewiduje się również uruchomienie nowych mocy energetycznych w wymiarze około 5000 MW.

Uchwały XXX sesji RWPG określają również kierunki dalszego pogłębiania kooperacji prac naukowo-badawczych krajów RWPG, które w ramach przemysłu węgla brunatnego NRD przewidują rozwiązywanie zadań w dziedzinie:

- nowych metod utylizacji węgla,
- doskonalenia techniki i technologii eksploatacji węgla brunatnego,
- opracowania racjonalnych technologii napraw i obsługi technicznej w przemyśle węgla brunatnego.

Powyższy kompleks zagadnień zostanie również objęty długoterminowymi programami współpracy, do których Stała Komisja Przemysłu Węglowego RWPG opracowuje swoje propozycje.

Mgr Józef Rykała

GAŁECZKA S., NIECHCIAŁ T.: Wyniki produkcyjne ścian zmechanizowanych kopalni Ziemowit. Prz. gór. 1977, t. 33, nr 3, s. 89—93, rys. 5, tabl. 1, poz. bibl. 3.

Scharakteryzowano rozwój kompleksowej mechanizacji kopalni Ziemowit i na przykładzie dwóch ścian zobrazowano technologię i organizację robót oraz wyniki produkcyjne uzyskiwane dzięki modernizacji kompleksu ścianowego.

MYSZOR H.: Optymalne natężenie przepływu powietrza w wyrobisku ścianowym. Prz. gór. 1977, t. 33, nr 3, s. 105—113, rys. 10, tabl. 2, poz. bibl. 9.

Przedstawiono wyniki badań wpływu natężenia przepływu powietrza w prądzie przewietrzającym ścianę na wydzielanie metanu. Stwierdzono, że wydzielanie metanu wzrasta ze wzrostem natężenia przepływu powietrza, przy czym wielkość wydzielania zależy również od sposobu regulacji natężenia przepływu powietrza. Zmiana wielkości wydzielania metanu spowodowana jest więc zmianą stosunków depresyjnych w rejonie ściany, powodującą zmianę zasięgu drenażu naruszonego eksploatacją górotworu. Wysunięto hipotezę potwierdzoną wynikami przeprowadzonych badań, że zależność wydzielania metanu V_M od natężenia przepływu powietrza V_p może być dobrze charakteryzowana ogólnym wzorem

$$\dot{V}_M = a\dot{V}_p^{2+b}$$

Wysunięto hipotezę o istnieniu dla każdej ściany oraz dla określonego sposobu regulacji optymalnej wielkości natężenia przepływu powietrza. Przedstawiono metodykę wyznaczania optymalnej wielkości natężenia przepływu powietrza.

KRAWIEC A., DYBEŁ T., DOMŻAŁ J., OŻANA P.: Zasięg skutecznego nawadniania pokładu węglowego. Prz. gór. 1977, t. 33, nr 3, s. 93—100, rys. 6, tabl. 2, poz. bibl. 5.

Przedstawiono wyniki badań nad wyznaczeniem promienia skutecznego nawadniania pokładu węglowego w celu obniżenia naturalnej skłonności węgla do tapania. Zwrócono uwagę na konieczność znajomości promienia skutecznego nawadniania dla prawidłowego nawadniania calizny węglowej.

MAJEWSKI W., KACZMAREK W.: Efektywność ekonomiczna regulacji wentylatorów głównych przez zmianę kąta nachylenia łopatek. Prz. gór. 1977, t. 33, nr 3, s. 113—118, rys. 4, tabl. 8, poz. bibl. 4

Przeanalizowano zagadnienie rzeczywistego przebiegu zmian parametrów kopalnianej sieci wentylacyjnej i związany z tym problem lepszego przystosowania wentylatorów przewietrzania głównego do bieżących wymogów tej sieci. Na podstawie obszernego materiału statystycznego określono wysokość kosztów energii zużywanej na pracę wentylatorów głównego przewietrzania, a następnie podjęto próbę określenia efektów ekonomicznych, uzyskiwanych przez stosowanie regulacji pracy wentylatorów za pomocą zmiany kąta nachylenia łopatek.

HWAŁEK S.: Określenie kształtu wyrobiska chodnikowego w kopalni rudy miedzi. Prz. gór. 1977, t. 33, nr 3, s. 100—102, rys. 3, poz. bibl. 4.

Omówiono zależność kształtu wyrobiska chodnikowego w trzech charakterystycznych położeniach wyrobiska w profilu pionowym skał złoza: — w płaskowcach, z warstwą łupku ilastego w ociosach wyrobiska tuż przy stropie tegoż wyrobiska, — częściowo w płaskowcach, a częściowo w skałach węglanowych, z warstwą łupku ilastego występującego w połowie wysokości ociosów wyrobiska, — całkowicie w skałach węglanowych, przy czym warstwa łupku ilastego znajduje się w ociosach przy spągu wyrobiska. Na podstawie rozważań teoretycznych i trzyletnich obserwacji przyjęto, że najodpowiedniejszym kształtem wyrobiska jest trapez odwrócony, przy czym istotnym zagadnieniem jest określenie kąta nachylenia ociosu wyrobiska.

BANASZEWSKA W., KRAMAROWSKA T., ŻYBORSKI B.: Automatyczne sterowanie dołowymi maszynami wiertniczymi. Prz. gór. 1977, t. 33, nr 3, s. 118—123, rys. 8, poz. bibl. 9.

Przedstawiono cyfrowy system sterowania umożliwiający automatyczną regulację położenia wysięgników samobieźnej maszyny wiertniczej typu Cobre zgodnie z metryką strzałową. Przedstawiono analizę procesu naprowadzania wysięgników, omówiono konstrukcję, parametry techniczne oraz szczegółowy algorytm pracy zaprojektowanego systemu.

CHMURA K.: Możliwości bilansowania energii ziemskiego strumienia ciepła w Rybnickim Okręgu Węglowym. Prz. gór. 1977, t. 33, nr 3, s. 103—105, tabl. 1.

Artykuł jest informacją dotyczącą możliwości i sposobu poznania energii ziemskiego strumienia ciepłego na tle wstępnych analiz i badań przepływu ciepła z głębszych partii do przypowierzchniowych części skorupy ziemskiej na obszarze ROW.

ZUBEREK W.: Badania nad tapaniami w Stanach Zjednoczonych Ameryki Północnej. Prz. gór. 1977, t. 33, nr 3, s. 123—131, rys. 5, poz. bibl. 20.

Omówiono rejon USA, w których występują tapania w kopalniach węgla i rud. Przedstawiono hipotezy powstawania tapani, najciekawsze wyniki obserwacji sejsmologicznych oraz stosowane metody zwalczania tapani w USA, a w szczególności strzelania wstrząsowe.

