

Stanisław Prusek, Wojciech Masny*, Andrzej Walentek**

MODELOWANIE NUMERYCZNE GÓROTWORU WOKÓŁ WYROBISKA KORYTARZOWEGO NARAŻONEGO NA WPŁYWY CIŚNIEŃ EKSPLOATACYJNYCH

1. Wstęp

Utrzymanie stateczności korytarzowego wyrobiska przyścianowego narażonego na wpływ przesuwającego się frontu ściany jest, ważnym zagadnieniem z uwagi na zachowanie bezpieczeństwa i efektywność prowadzonych robót eksploatacyjnych. Stąd też już na etapie projektowania ważne jest, aby przewidzieć wielkość deformacji danego wyrobiska, a następnie podjąć odpowiednie kroki dla jego zabezpieczenia i wzmocnienia przed ewentualnym zniszczeniem.

Od lat naukowcy w kraju i zagranicą prowadzą liczne badania w zakresie prognozowania zaciskania oraz utrzymania stateczności wyrobisk przyścianowych [1, 2, 5, 7, 8, 12]. W wielu przypadkach stosuje się nadal wzory empiryczne, które uzyskano za pomocą powiązania statystycznego dużej ilości pomiarów oraz rozpoznanych wpływów. Z uwagi na duży rozwój techniki komputerowej dosyć często wykorzystuje się modelowanie numeryczne, które pozwala dokładniej poznać zjawiska zachodzące w górotworze, a także tworzyć ich bezpośrednią wizualizację [6, 10].

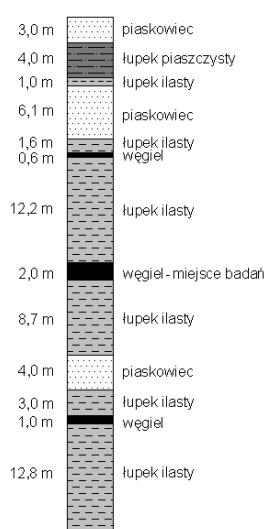
Największą trudność w numerycznym modelowaniu wyrobiska przyścianowego, utrzymanego za postępującym frontem eksploatacji, a więc w sąsiedztwie zrobów, sprawia zamodelowanie strefy zawału. Z literatury znane są różne sposoby rozwiązania tego problemu, a jednym z nich jest możliwość modelowania zrobów jako warstwę o niskich parametrach wytrzymałościowych [9, 13].

W niniejszym referacie zaprezentowano, na podstawie wyników dołowych badań deformacji chodnika przyścianowego w jednej z kopalń GZW, próbę modelowania numerycznego zachowania się wyrobiska korytarzowego narażonego na bezpośrednie wpływy ciśnień eksploatacyjnych.

* Główny Instytut Górnictwa, Katowice

2. Ogólna charakterystyka wyrobiska oraz rezultaty pomiarów jego zaciskania pionowego

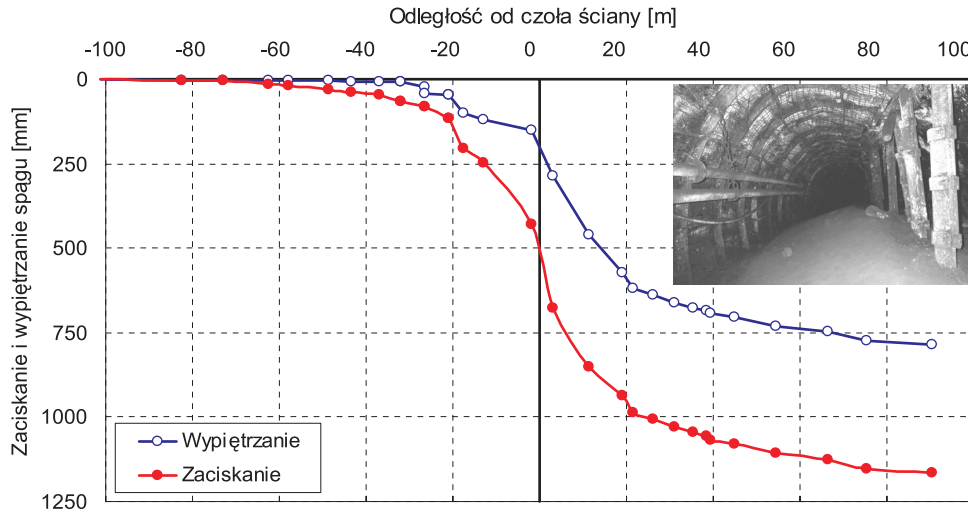
Rozpatrywane wyrobisko korytarzowe pełniło funkcję chodnika przyścianowego ściany zawałowej prowadzonej na wysokość 2,0 m, ze średnim postępem dobowym w granicach 3÷5 m. Chodnik zlokalizowany był na głębokości około 700 m. W stropie bezpośrednim wybieranego pokładu węgla występował łupek ilasty o grubości ok. 12,0 m i wytrzymałości na ściskanie 30,0 MPa. Spąg pokładu tworzył również łupek ilasty charakteryzujący się nieco niższymi parametrami wytrzymałościowymi — $R_c = 23,68$ MPa (rys. 1).



Rys. 1. Profil skał stropowych i spągowych eksploатовanego pokładu

Obudowę chodnika stanowiły stalowe odrzwia łukowe podatne ŁP9, wykonane z kształtownika V25, budowane z podziałką 1,0 m. Przed frontem eksploatacji (ok. 60 m) każde z odrzwi obudowy (łuki stropnicowe) przykatwiane były w osi jedną parą kotwi stalowych o długości 2,4 m. Za ścianą obudowa wyrobiska wzmocniana była od strony zrobów podciąganiem stalowym podbudowanym stojakami SV. Ponadto, wyrobisko oddzielone było od zrobów zawałowych jednym rzędem organów drewnianych.

W chodniku przyścianowym przeprowadzono pomiary konwergencji w zależności od położenia frontu eksploatacji. Pomiary wykazały, że w odległości około 90 m za czołem ściany zaciskanie pionowe wyniosło ok. 1150 mm, na co głównie składało się wypiętrzanie spągu — ok. 770 mm, natomiast osiadanie stropu wyniosło ok. 380 mm. Przebieg zaciskania pionowego oraz wypiętrzania skał spągowych, w zależności od położenia frontu eksploatacji przedstawiono na rysunku 2. Na osi poziomej wartości ujemne oznaczają odległości przed frontem, zaś wartości dodatnie to położenie punktów pomiarowych za ścianą.



Rys. 2. Przebieg zaciskania pionowego i wypiętrzania skał spagowych w chodniku przyścianowym w zależności od położenia frontu ściany

3. Obliczenia numeryczne wielkości deformacji wyrobiska korytarzowego narażonego na wpływ ciśnienia eksploatacyjnego

Sposób prowadzonych obliczeń numerycznych wielkości deformacji wyrobiska korytarzowego, narażonego na wpływ ciśnienia eksploatacyjnego, polegał na odpowiednim dobraniu parametrów modelu, pozwalających uzyskać porównywalne wartości przemieszczeń masywu skalnego w kierunku wybranej przestrzeni, z wartościami zmierzonej konwergencji (rys. 2).

Wszystkie obliczenia numeryczne wykonane zostały za pomocą programu Phase2 [11], opartym na metodzie elementów skończonych. Założono, że model górotworu będzie ośrodkiem sprężysto-plastycznym i izotropowym, a warunek stanu granicznego obliczano według kryterium Hoeka–Brownia [3, 4]

$$\sigma'_1 = \sigma'_3 + \sigma_{ci} \left(m_b \frac{\sigma'_3}{\sigma_{ci}} + s \right)^a \quad (1)$$

gdzie:

- σ'_1 i σ'_3 — efektywne naprężenie maksymalne i minimalne przy zniszczeniu, MPa,
- m_b — wartość stałej Hoeka–Brownia dla masywu skalnego,
- s i a — stałe, wyznaczone w oparciu o własności górotworu,
- σ_{ci} — wytrzymałość jednoosiowa próbki skalnej na ściskanie, MPa.

Stałe kryterium Hoeka–Brownna m_b , a i s wyznacza się z następujących zależności [3 i 4]:

$$m_b = m_i \cdot \exp\left(\frac{GSI - 100}{28 - 14D}\right) \quad (2)$$

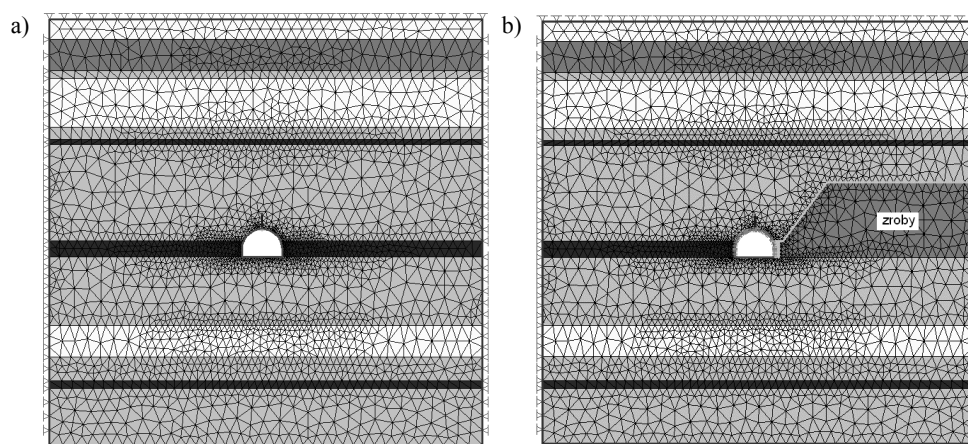
$$s = \exp\left(\frac{GSI - 100}{9 - 3D}\right) \quad (3)$$

$$a = \frac{1}{2} + \frac{1}{6}\left(e^{-GSI/15} - e^{-20/3}\right) \quad (4)$$

gdzie:

- m_i — stała dla nienaruszonej skały zależna od jej rodzaju, wyznaczana w oparciu o test trójosiowego ściskania lub na podstawie danych tabelarycznych,
- GSI — parametr jakości górotworu (*Geological Strength Index*) określany dla różnych warunków geologicznych,
- D — współczynnik zniszczenia zależny od rodzaju skał i sposobu urabiania, dla wyrobisk drażonych kombajnem $D = 0$.

Dla celów obliczeniowych wykonano dwa modele w postaci tarczy o wymiarach 60×60 m (rys. 3), w których układ oraz rodzaj skał otaczających wyrobisko przyjęto zgodnie z przedstawionym wcześniej profilem (rys. 1). Podstawowe wartości własności fizyko-mechanicznych warstw skalnych oraz parametry opisujące kryterium Hoeka–Brownna zestawiono w tabeli 1.



Rys. 3. Model górotworu przyjęty do obliczeń: a) model 1 — wyróbisko w obustronnym otoczeniu calizną węglową; b) model 2 — wyróbisko w jednostronnym otoczeniu zrobami

TABELA 1

Własności warstw skalnych przyjęte do obliczeń numerycznych

Rodzaj skały	Moduł Younga E MPa	Współczynnik Poissona ν	Wytrzymałość na ściskanie R_c MPa	Stała m_b	Stała s
węgiel	1771	0,30	15,73	0,814	0,0008
łupek ilasty — spąg	3070	0,24	23,68	1,134	0,0016
łupek ilasty — strop	4167	0,24	30,88	1,403	0,0022
łupek piaszczysty	5636	0,23	40,00	1,710	0,0031
piaskowiec	9751	0,21	60,00	2,321	0,0060
zroby zawałowe	750	0,40	5,00	0,345	0,0001

Z uwagi na brak możliwości zamodelowania w programie Phase2 kształtownika V obudowy ŁP, dla celów obliczeniowych przyjęto elementy belkowe o właściwościach stali. Grubość elementów belkowych wynikająca ze sztywności zginania EI dla kształtownika obudowy i jej rozstawu, wynosi 0,042 m przy podziałce odrzwi 1,0 m.

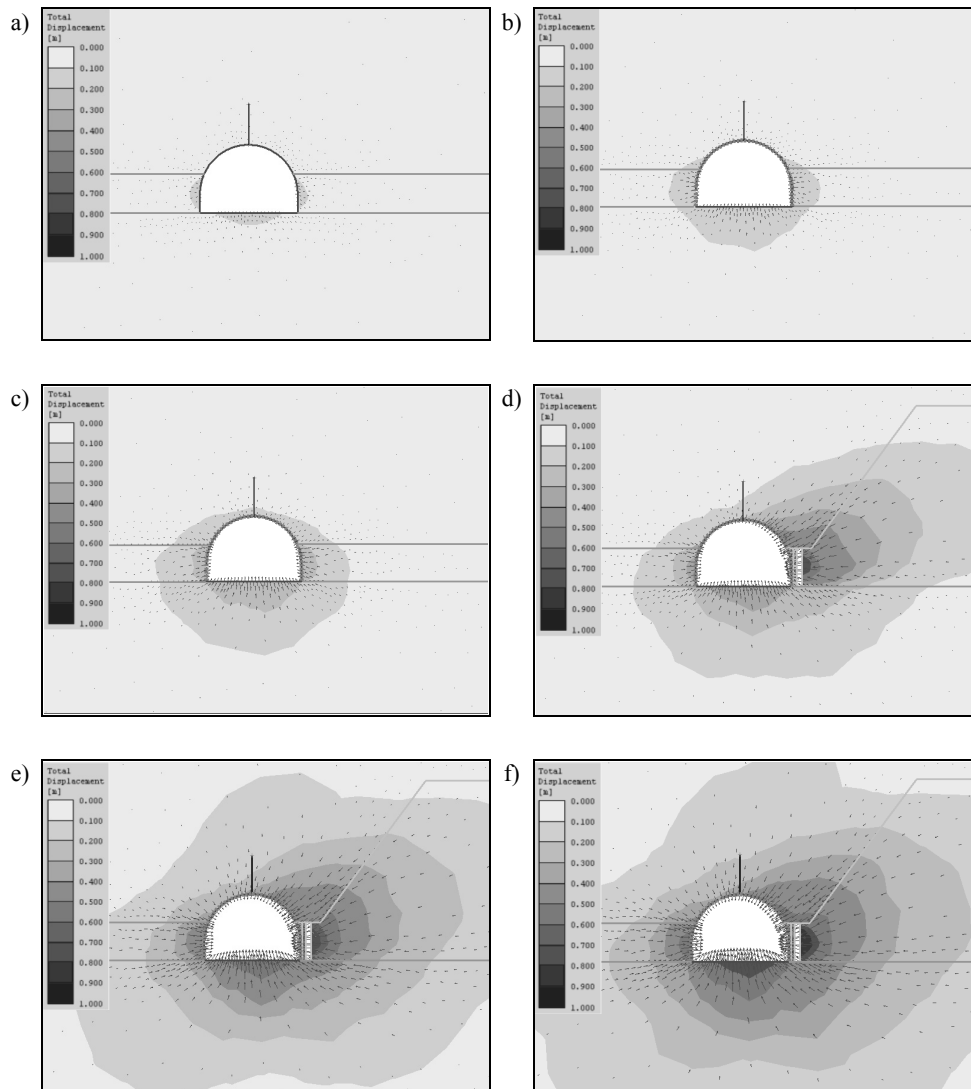
W modelach obliczeniowych uwzględniono także wzmocnienie obudowy za pomocą kotwi stalowych. Zamodelowano kotwie o następujących parametrach: długość 2,4 m, średnica żerdzi \varnothing 20 mm, moduł Younga $E = 205$ GPa, nośność 120 kN.

Ponadto, przyjęto warunki brzegowe, w postaci zerowych przemieszczeń na wszystkich krawędziach tarczy w kierunku pionowym i poziomym z uwzględnieniem naprężeń pierwotnych wynikających z głębokości położenia wyrobiska równego 700 m i średniego ciężaru objętościowego nakładu.

Korzystając w obliczeniach numerycznych, z kryterium wyężeniowego Hoeka–Brown, koniecznym staje się dla modeli sprężysto-plastycznych określenie stałych empirycznych m_b i s dla górotworu nienaruszonego, jak i zniszczonego [4]. Wartości pozniszczeniowe stałych m_b i s w rozpatrywanym przypadku były modyfikowane poprzez ich stopniowe obniżanie, tak aby odpowiedź w charakterystycznych punktach modelu była zgodna z pomiarami deformacji *in situ*, w zależności od położenia frontu eksploatacji. Dla odróżnienia stałych pozniszczeniowych od stałych górotworu nienaruszonego wprowadzono do oznaczenia dodatkowy indeks z otrzymując odpowiednio m_{bz} i s_z .

W związku z analizowaniem wpływu przesuwającego się frontu ściany na wielkość deformacji wyrobiska przyścianowego, wyniki obliczeń numerycznych, konfrontowanych z uzyskanymi rezultatami pomiarów dołowych przedstawiono na rysunku 4, w postaci map całkowitych przemieszczeń warstw skalnych wokół wyrobiska.

Rysunki 4a–4c odnoszą się do modelu 1 (wyrobisko w obustronnym otoczeniu calizną węglową), natomiast rysunki 4d–4f odnoszą się do modelu 2 (wyrobisko w jednostronnym otoczeniu zrobami).



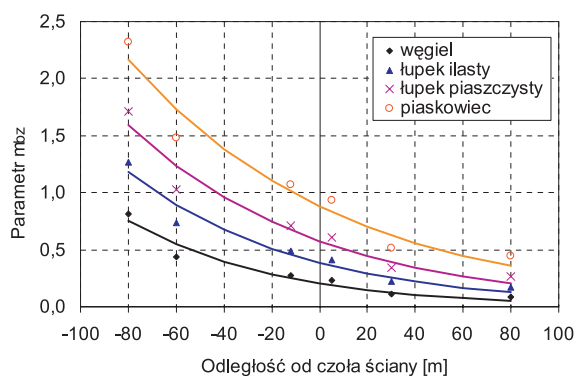
Rys. 4. Mapy przemieszczeń warstw skalnych wokół chodnika trójścianowego:

- a) przemieszczenia odpowiadające wartościom zmierzonym w odległości 80 m przed frontem ściany;
- b) przemieszczenia odpowiadające wartościom zmierzonym w odległości 60 m przed frontem ściany;
- c) przemieszczenia odpowiadające wartościom zmierzonym w odległości 10 m przed frontem ściany;
- d) przemieszczenia odpowiadające wartościom zmierzonym w odległości 5 m za frontem ściany;
- e) przemieszczenia odpowiadające wartościom zmierzonym w odległości 30 m za frontem ściany;
- f) przemieszczenia odpowiadające wartościom zmierzonym w odległości 80 m za frontem ściany

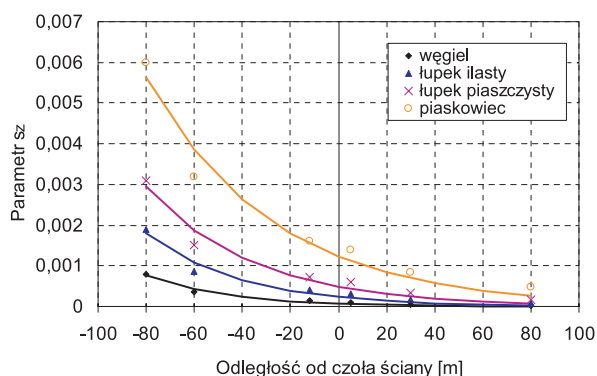
Na podstawie porównania uzyskanych wartości przemieszczeń (rys. 4) z przebiegiem zaciskania i wypiętrzenia spągu (rys. 2), wyznaczono, dla każdego rodzaju skał, krzywe opi-

sujące zmianę wartości pozniszczeniowych stałych m_{bz} i s_z w zależności od położenia frontu eksploatacyjnego.

Przebieg tych krzywych przedstawiono na rysunkach 5 i 6, a ich maksymalne wartości odpowiadają niezmodyfikowanym wartościom stałych m_b i s wyznaczonych według wzorów (2) i (3).



Rys. 5. Wartość pozniszczeniowej stałej m_{bz} w zależności od położenia frontu ściany



Rys. 6. Wartość pozniszczeniowej stałej s_z w zależności od położenia frontu ściany

Tak przedstawione krzywe, dla analizowanego przypadku, pozwoliły na wyznaczenie przy użyciu analizy statystycznej następujących zależności (5)–(12):

— dla węgla:

$$m_{bz} = 0,2047 \cdot e^{-0,01634 \cdot d} \quad (5)$$

$$s_z = 0,0000682 \cdot e^{-0,03031 \cdot d} \quad (6)$$

— dla łupku ilastego:

$$m_{bz} = 0,3846 \cdot e^{-0,01399 \cdot d} \quad (7)$$

$$s_z = 0,00231 \cdot e^{-0,02253 \cdot d} \quad (8)$$

— dla łupku piaszczystego:

$$m_{bz} = 0,5758 \cdot e^{-0,01269 \cdot d} \quad (9)$$

$$s_z = 0,000482 \cdot e^{-0,02253 \cdot d} \quad (10)$$

— dla piaskowca:

$$m_{bz} = 0,8787 \cdot e^{-0,0113 \cdot d} \quad (11)$$

$$s_z = 0,001231 \cdot e^{-0,01902 \cdot d} \quad (12)$$

gdzie d oznacza odległość od czoła ściany (wartości ujemne przed ścianą, a dodatnie za ścianą).

Na podstawie przedstawionych powyżej zależności sformułowano uogólnione wzory na stałe pozniszczeniowe m_{bz} (13) i s_z (14) uwzględniające zarówno położenie frontu ściany, jak i pierwotne wartości stałych górotworu nienaruszonego m_b i s :

$$m_{bz} = (0,275 \cdot m_b^{1,38}) \cdot e^{(-0,0152 \cdot m_b^{-0,3485}) \cdot d} \quad (13)$$

$$s_z = (1,906 \cdot s^{1,435}) \cdot e^{(-0,00606 \cdot s^{-0,2269}) \cdot d} \quad (14)$$

gdzie:

m_b — wartość stałej Hoeka–Browna dla masywu skalnego, liczona ze wzoru (2),

s — stała wyznaczana w oparciu o własności górotworu, liczona ze wzoru (3).

4. Podsumowanie

Zaproponowany w niniejszym referacie sposób obliczeń numerycznych, poprzez odpowiedni dobór pozniszczeniowych wartości stałych m_b i s stosowanych w kryterium Hoeka–Browna w modelach sprężysto-plastycznych, pozwolił na uzyskanie wyników zgodnych z wartościami zmierzonymi w warunkach dołowych. Głównymi zaletami proponowanego rozwiązania są: szybki czas obliczeń, łatwe monitorowanie odpowiedzi modelu w charakte-

rystycznych punktach oraz możliwość wstecznej analizy wyników badań z przeprowadzonych akcji pomiarowych.

Wykonanie obliczeń dla większej ilości wyników dołowych pomiarów konwergencji chodników przyścianowych, może w przyszłości pozwolić na wykorzystanie zaproponowanego podejścia modelowania numerycznego do prognozowania deformacji wyrobisk przyścianowych, głównie poprzez ustalenie pozniszczeniowych stałych kryterium Hoeka–Brownia m_b i s , w zależności od położenia frontu eksploatacji.

LITERATURA

- [1] *Biliński A.*: Przejawy ciśnienia górotworu w polach eksploatacji ścianowej w pokładach węgla. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej, 221, 1968
- [2] *Chudek M., Pach A., Lukian B., Skudlik G., Garncarz R.*: Prognoza zaciskania chodników przyścianowych. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej, Górnictwo, 157, 1987
- [3] *Hoek E., Carranza-Torres C., Corkum B.*: Hoek-Brown failure criterion — 2002 edition. Toronto, Proc. NARMS-TAC Conference 2002, 1, 267–273
- [4] *Hoek E.*: Practical Rock Engineering. Rocscience Inc. 2006 (<http://www.rocscience.com>)
- [5] *Jacobi O.*: Praxis der Gebirgsbeherrschung, Essen, Verlag Glückauf 1976
- [6] *Junker M. i in.*: Gebirgsbeherrschung von Floezstrecken. Essen, Verlag Glueckauf 2006
- [7] *Kammer W.*: Die Ausbauplanung durch Vorausberechnung der Endkonvergenz in Abbaustrecken. Verlag Glückauf 113, 15, 1977
- [8] *Kulasek M.*: Erweiterung der Konvergenzberechnung für Bogenstrecken. Verlag Glückauf 140, 5, (2004
- [9] *Majcherczyk T., Malkowski P.*: Wpływ frontu ściany na wielkość strefy spękań wokół wyrobiska przyścianowego. Wiadomości Górnicze, 1, 2003, 20–29
- [10] *Niedbalski Z., Majcherczyk T.*: Badania nad zachowaniem się wyrobisk korytarzowych w obudowie podporowo-kotwiowej. Przegląd Górniczy, 11, 2005, 2–12
- [11] Phase2: User's guide. Rocscience, 2001
- [12] *Prusek S. i in.*: Metoda prognozowania zaciskania chodników przyścianowych. Praca GIG o symbolu 11040305–150, 2005 (praca niepublikowana)
- [13] *Tajduś A., Cala M.*: Określenia parametrów obudowy wyrobisk korytarzowych w oparciu o obliczenia numeryczne. Geotechnika w górnictwie i budownictwie specjalnym. AGH 1999, 253–265

