

Antoni TAJDUŚ¹, Marek CAŁA²

CZY NA PODSTAWIE ROZWIĄZAŃ ANALITYCZNYCH, OPARTYCH O TEORIĘ SPRĘŻYSTOŚCI, JESTEŚMY W STANIE PRZEDSTAWIĆ WIARYGODNĄ PROGNOZĘ STANU ZAGROŻENIA TĄPNĘCIAMI ?

W niniejszym artykule zajęto się problemem stanu naprężenia w otoczeniu pojedynczej parceli ścianowej. Przedstawiono wyniki serii obliczeń przestrzennego stanu naprężenia uzyskane w oparciu o rozwiązanie teorii sprężystości. Obliczenia analityczne prowadzono za pomocą ogólnie znanego i szeroko w Polsce stosowanego rozwiązania podanego przez Dymka [1]. Pozwala ono na określenie stanu naprężenia i przemieszczenia w otoczeniu wybranej pustki, przy założeniu ciągłości, izotropowości, jednorodności oraz liniowej sprężystości ośrodka. Wyniki obliczeń analitycznych porównano z wynikami przestrzennych obliczeń numerycznych przeprowadzonych za pomocą programu Metody Różnic Skończonych FLAC3D. Na podstawie analizy wyników obliczeń przeprowadzonych obiema metodami, sformułowano wnioski dotyczące ograniczonej stosowalności rozwiązań analitycznych dla wiarygodnego oszacowania stanu zagrożenia tąpnięciami.

1. WPROWADZENIE

Dla oceny stanu zagrożenia tąpnięciami powszechnie używa się analitycznych rozwiązań opartych o teorię sprężystości. Wykonany w Katedrze Geomechaniki, Budownictwa i Geotechniki AGH program pozwala na określenie stanu naprężenia, wyężenia, rozkładu jednostkowej energii sprężystej i rozkładu energii kinetycznej dla praktycznie dowolnego obszaru górniczego, przy uwzględnieniu skomplikowanego układu krawędzi poeksploatacyjnych będących wynikiem dotychczasowej eksploatacji. Podstawę programu w stanowi rozwiązanie teoretyczne F. Dymka [1], opracowane przez J. Flisiaka, uwzględniające kształt, wymiary i położenie pojedynczego pola eksploatacyjnego. Analitycznie określa się przestrzenny stan naprężenia w ośrodku, w otoczeniu pola eksploatacyjnego w kształcie prostokąta. Korzystając następnie z zasady superpozycji, na bazie pojedynczego rozwiązania uzyskuje się, na drodze numerycznej, rozwiązanie dla przestrzennego układu pól eksploatacyjnych, o dowolnych szerokościach i długościach. Podobne programy stosowane są także przez specjalistów z GIG oraz Politechniki Śląskiej. Rozwiązanie to uzyskuje się po przyjęciu założeń, że ośrodek jest traktowany jako ciągły, jednorodny, izotropowy i liniowo sprężysty (z j. ang. CHILE – continuous, homogeneous, isotropic and linearly elastic). Przyjęcie tych założeń upraszczających jest konieczne dla uzyskania rozwiązania postawionego problemu. Należy jednakże zdawać sobie sprawę, że w rzeczywistości ośrodek powinien być traktowany jako nieciągły, niejednorodny, anizotropowy oraz nieliniowo sprężysty (z j. ang. DIANE – discontinuous, unhomogeneous, anisotropic and non-linearly elastic). Przyjęcie modelu CHILE ośrodka może prowadzić do popełnienia istotnych błędów przy ocenie stanu zagrożenia tąpnięciami.

Alternatywą dla rozwiązań analitycznych jest zastosowanie metod numerycznych. Pozwalają one na uwzględnienie znacznie większej ilości czynników i przyjęcie mniejszej ilości założeń upraszczających. Wszystkie obliczenia numeryczne przeprowadzone dla potrzeb niniejszego artykułu wykonano za pomocą programu FLAC3D [2,3,4] opartego o Metodę Różnic Skończonych.

Celem obliczeń wykonanych w ramach niniejszego artykułu było określenie różnic występujących pomiędzy rezultatami obliczeń analitycznych i numerycznych.

2. OKREŚLENIE STANU NAPRĘŻENIA W OTOCZENIU POJEDYNCZEJ PARCELI ŚCIANOWEJ

Dla porównania wyników obliczeń stanu naprężenia uzyskanych za pomocą obliczeń analitycznych oraz numerycznych przeprowadzono serię symulacji. Rozpatrzono najprostszą sytuację obejmującą stan po eksploatacji pojedynczej parceli ścianowej. Skupiono się także na analizie jednej wielkości - tzw. współczynnika koncentracji naprężeń pionowych α . Współczynnik ten określany jest za pomocą wzoru (Tajduś *et al.*, 1997):

$$\alpha = \frac{\sigma_z}{p_z} \quad (1)$$

gdzie:

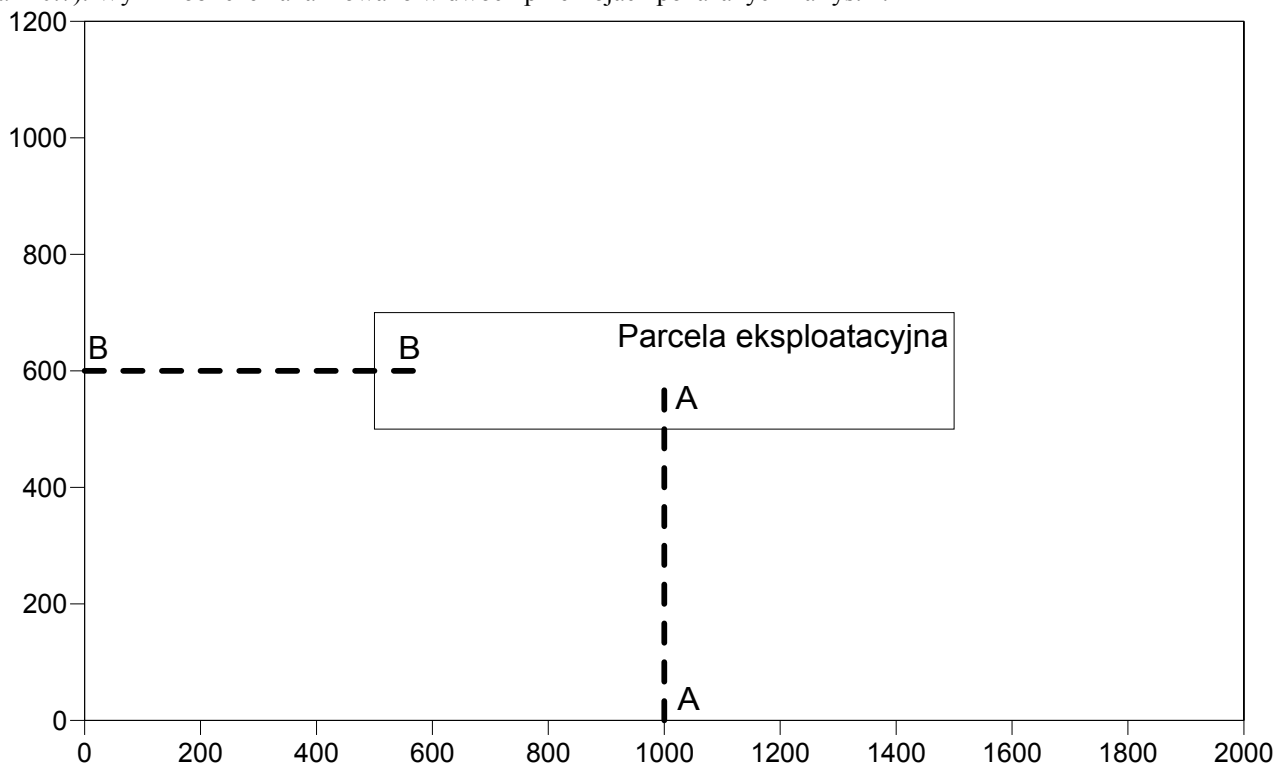
σ_z - naprężenie pionowe wywołane działalnością górniczą,

p_z - pierwotne naprężenie pionowe.

¹ Prof. dr hab. inż. – Akademia Górniczo-Hutnicza w Krakowie, Katedra Geomechaniki, Budownictwa i Geotechniki

² dr inż. - Akademia Górniczo-Hutnicza w Krakowie, Katedra Geomechaniki, Budownictwa i Geotechniki

Zarówno w obliczeniach analitycznych jak i numerycznych przyjęto taką samą geometrię zadania. Założono, że ściana o szerokości 200 m i wybiegu 1000 m, jest eksploatowana systemem na zawal (współczynnik eksploatacji $\alpha = 0.7$). Wyniki obliczeń analizowano w dwóch przekrojach pokazanych na rys. 1.



Rys. 1. Geometria problemu - widok z góry.

W kolejnych wariantach obliczeniowych zmieniano ciśnienie pionowe, symulując tym wzrost głębokości eksploatacji, oraz własności odkształceniowe ośrodka.

2.1. Obliczenia analityczne

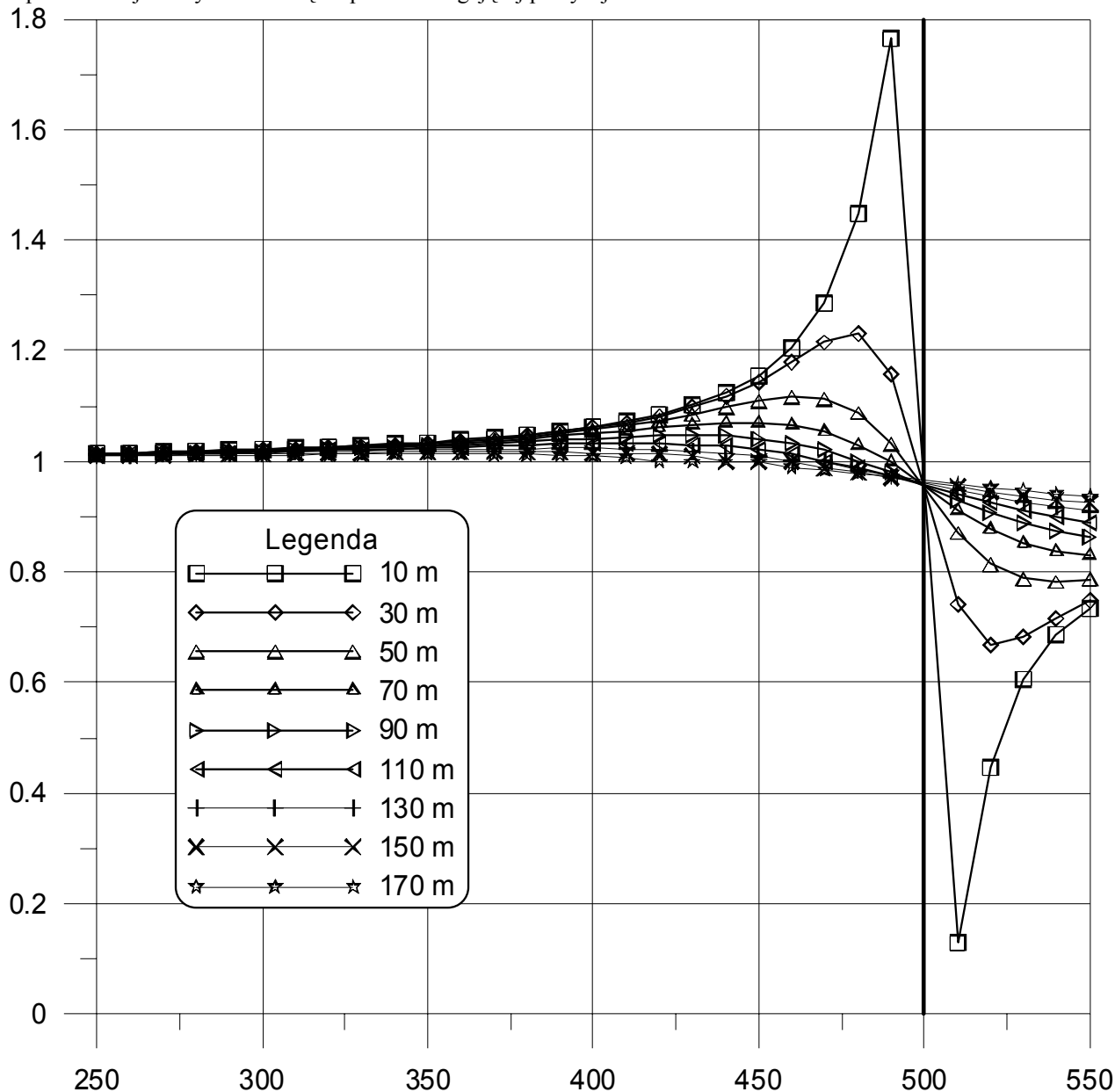
Do obliczeń przyjęto, że średni ciężar objętościowy ośrodka jest równy $\gamma = 25 \text{ kN/m}^3$, liczba Poissona $\nu = 0.25$. Założono, że parcela ścianowa jest zlokalizowana na głębokości 400 m. Dla sprawdzenia jak na współczynnik α wpływają własności odkształceniowe ośrodka, przeprowadzono serie obliczeń przyjmując różne wartości modułu Younga (odpowiednio – 250 MPa, 750 MPa, 2500 MPa oraz 9000 MPa). Na rys. 2. pokazano wartości współczynnika koncentracji naprężeń α w przekroju A-A dla przyjętego modułu $E = 250 \text{ MPa}$. Wartość współczynnika α pokazano dla kolejnych przekrojów poziomych umiejscowionych w zmiennej odległości pionowej pod poziomem pokładu. Wykresy zmienności współczynnika α w przekroju A-A dla rosnących wartości modułu Younga wyglądają jakościowo podobnie jak na rys.2. Stąd też, w tabeli 2, ograniczono się tylko do podania maksymalnych wartości współczynnika α w przekrojach poziomych, dla odpowiednich wartości modułów Younga.

Tabela 1. Wartości współczynnika α na różnych poziomach w zależności od przyjętych wartości modułu Younga.

Odległość pionowa	E= 9000 MPa		E=2500 MPa		E=750 MPa		E=250 MPa	
	Odległość pozioma	α	Odległość pozioma	α	Odległość pozioma	α	Odległość pozioma	α
0	0	35.631	0	10.620	0	3.886	0	1.961
10	10	28.534	10	8.648	10	3.294	10	1.765
30	20	9.271	20	3.298	20	1.689	20	1.230
50	40	5.202	40	2.167	40	1.35	40	1.117
70	50	3.543	50	1.706	50	1.212	50	1.071
90	70	2.682	70	1.467	70	1.140	70	1.047
110	90	2.168	90	1.324	90	1.097	90	1.032
130	100	1.835	110	1.234	110	1.070	110	1.023
150	130	1.623	130	1.173	130	1.052	130	1.017
170	150	1.471	150	1.131	140	1.039	140	1.013

Analiza wyników obliczeń analitycznych wskazuje, że maksymalne wartości współczynnika α występują na

poziomie eksploatacji bezpośrednio nad krawędzią parceli ścianowej. Wraz z głębokością wpływ wykonania parceli zanika. Należy jednak zauważyć, że maksymalne wartości współczynnika α występują w pewnym oddaleniu od krawędzi ściany. Przykładowo dla modułu Younga $E = 750$ MPa w przekroju poziomym oddalonym o 50 m, współczynnik α osiąga maksymalne wartości równe 1.35 w odległości 40 m od krawędzi ściany. A więc można przypuszczać, że w przypadku prowadzenia eksploatacji w pokładzie zalegającym 50 m poniżej, największy stan zagrożenia będzie występował nie bezpośrednio pod krawędzią, ale przy zbliżaniu się do niej – w odległości poziomej około 40 m. Będzie tam następowała superpozycja wpływów koncentracji naprężeń pochodzących bezpośrednio od eksploatowanej ściany oraz krawędzi parceli zalegającej powyżej.



Rys. 2. Wartości współczynnika koncentracji naprężeń w przekroju A-A dla $E = 250$ MPa.

Warto także zwrócić uwagę na bardzo wysoki wzrost wartości współczynnika α w miarę wzrostu modułu Younga. Przyjęcie modułu Younga równego 2500 MPa, co nie jest wartością zbytnio wygórowaną, prowadzi do występowania maksymalnych wartości współczynnika α równych 10.62. Wartości α większe od 2 występują w strefie o poziomym zasięgu około 45 m oraz pionowym w dół około 60 m. Takie prognozy wydają się być niewiarygodne i bardzo zawyżone. Jaką więc przyjąć wartość modułu Younga aby była ona reprezentatywna dla całego ośrodka i dawała możliwość uzyskania wiarygodnych prognoz stanu zagrożenia tąpnięciami? Podkreślić należy, że przeprowadzona analiza obejmowała zaledwie jeden ze wskaźników stanu zagrożenia tąpnięciami – opisujący koncentrację naprężeń pionowych. Inne składowe tensora naprężeń także silnie zależą od przyjętych własności odkształceniowych ośrodka. Z kolei energia całkowita zgromadzona w ośrodku jest funkcją zarówno stanu naprężeń jak i własności ośrodka.

Podsumowując można stwierdzić, że za pomocą zaledwie dwóch parametrów (modułu Younga i liczby Poissona) opisujących własności odkształceniowe ośrodka, niezwykle trudno jest uzyskać wiarygodny obraz zmian w nim

zachodzących. A uwzględnić należałoby wszystkie zmiany, będące skutkiem zarówno dokonanej jak i aktualnie prowadzonej działalności górniczej.

2.2. Obliczenia numeryczne

Model numeryczny stanowiła prostopadłościenna kostka podparta u dołu i po bokach oraz obciążona od góry obciążeniem ciągłym wynikającym z grawitacji. Problem rozpatrzono w przestrzennym stanie odkształcenia i naprężenia. Na bocznych oraz dolnej krawędzi tarczy przyjęto warunki przemieszczeniowe. Na obu bocznych krawędziach założono zerowe przemieszczenia poziome, zaś na dolnej zerowe przemieszczenia pionowe. Do krawędzi górnej przyłożono ciśnienie pionowe wynikające z grawitacji. Przyjęto, że w stropie i spągu pokładu o miąższości 3 m zalegają grube warstwy konglomeratu łupkowo-piaskowcowego.

Podstawowe parametry odkształceniowe i wytrzymałościowe warstw skalnych przyjęte do obliczeń zamieszczono w tabeli 2.

Tabela 2. Podstawowe parametry modelu obliczeniowego.

Parametr		Wartość				
Wymiary tarczy		2000 m x 1200m x 403 m				
Warunki brzegowe		Mieszane				
model ośrodka		sprężysto-plastyczny C-M				
Parametry warstw skalnych						
Warstwa	Gęstość objętościowa, kg/m ³	Moduł Younga, MPa	Liczba Poissona	Kohezja, MPa	Kąt tarcia wewnętrz., stopnie	Wytrzymałość na rozciąganie MPa
Piaskowiec	2300	18000	0.25	4	30	2.5
Węgiel	1500	3500	0.25	1.5	30	1
Konglomerat łupkowo-piaskowcowy	2500	9000	0.25	2	30	1.5
Zawał	2300	125	0.25	0	10	0

Dla tak zbudowanego modelu numerycznego przeprowadzono szereg obliczeń. Rozpatrzono wpływ różnych głębokości umiejscowienia ściany (400 m, 600 m i 800 m) na wartości współczynnika α .

Na rys. 3 oraz 4 pokazano wartości współczynnika koncentracji naprężeń α odpowiednio w przekrojach A-A i B-B dla lokalizacji parceli ścianowej na głębokości 400 m. Podobnie jak w przypadku obliczeń analitycznych, wartości współczynnika α zebrano dla kolejnych przekrojów poziomych umiejscowionych w zmiennej odległości pionowej *pod* poziomem pokładu. Podobne obliczenia przeprowadzono także dla głębokości lokalizacji parceli równej 600 m i 800 m. W tabelach 3 i 4 zebrano maksymalne wartości współczynnika α w przekrojach poziomych dla wszystkich analizowanych głębokości odpowiednio dla przekrojów A-A i B-B.

Tabela 3. Wartości współczynnika α na różnych poziomach w zależności od przyjętej głębokości dla przekroju A-A.

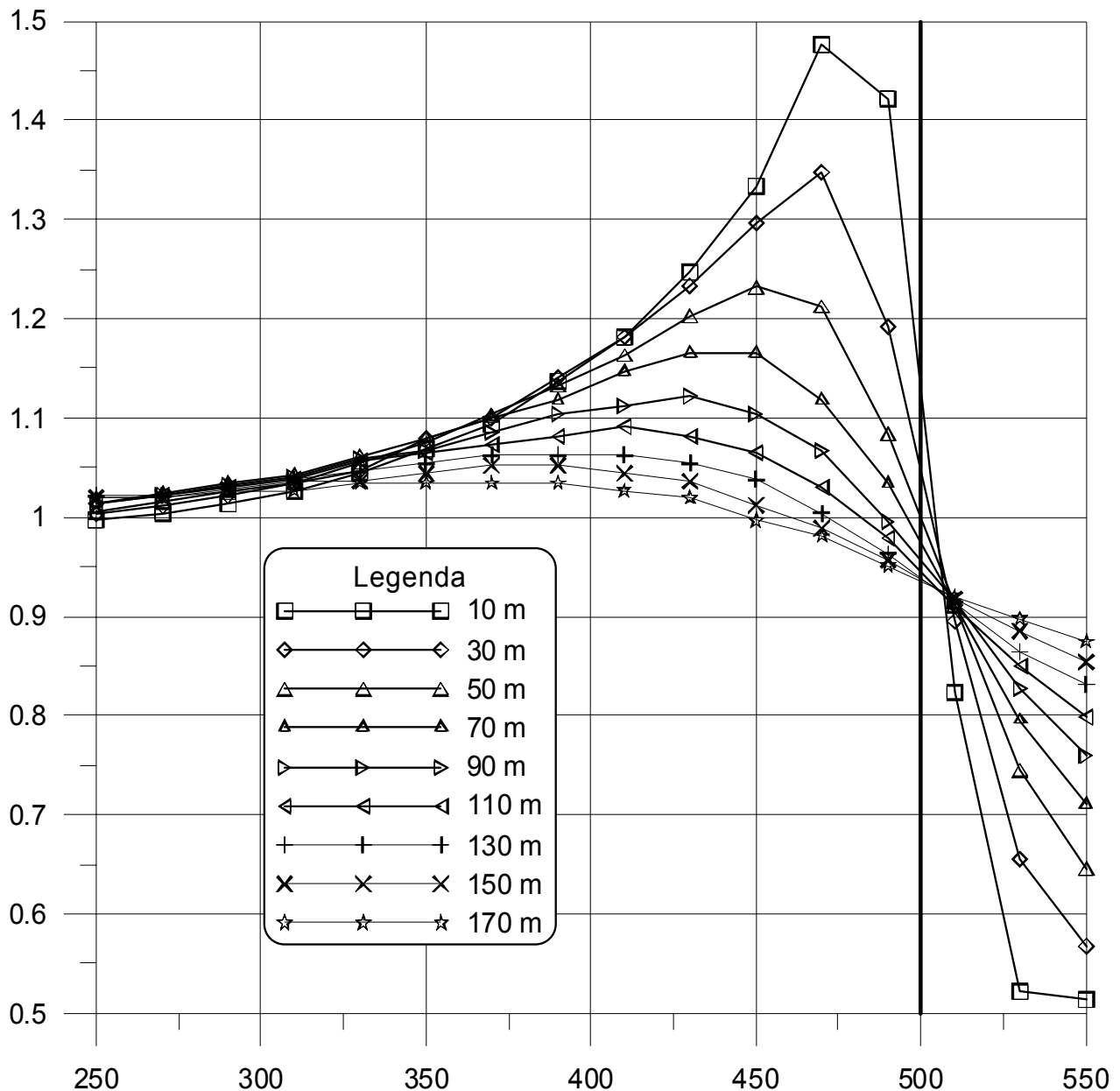
Odległość pionowa	Głębokość 400 m		Głębokość 600 m		Głębokość 800 m	
	Odległość pozioma	α	Odległość pozioma	α	Odległość pozioma	α
0	0	1.815	0	1.658	0	1.574
10	30	1.476	30	1.400	30	1.311
30	30	1.348	30	1.311	30	1.242
50	50	1.232	50	1.228	50	1.176
70	50	1.164	50	1.163	50	1.128
90	70	1.122	70	1.114	70	1.088
110	90	1.091	90	1.087	90	1.063
130	90	1.062	90	1.057	90	1.043
150	110	1.051	130	1.044	110	1.033
170	110	1.035	130	1.031	130	1.024

W przekroju B-B występują większe wartości współczynnika α niż w przekroju A-A. Widać wyraźnie efekt wpływu dłuższej krawędzi parceli ścianowej. Maksymalne wartości współczynnika α (występujące na poziomie eksploatowanego pokładu) w przekroju B-B są większe o około 0.19 niż w przekroju A-A. W kolejnych przekrojach poziomych umiejscowionych w zmiennej odległości pionowej *pod* poziomem pokładu różnice te sukcesywnie maleją.

Występuje tutaj także (podobnie jak w obliczeniach analitycznych) efekt zanikania wpływu krawędzi wraz z głębokością. Powtarza się także tendencja, że, maksymalne wartości współczynnika α występują w pewnym oddaleniu od krawędzi ściany. Przykładowo na rys.3 w przekroju poziomym oddalonym o 70 m, współczynnik α osiąga

maksymalne wartości równe 1.164 w odległości 50 m od krawędzi ściany.

W miarę wzrostu głębokości eksploatacji maleją maksymalne wartości współczynnika α w kolejnych przekrojach poziomych umiejscowionych *pod* poziomem pokładu. Taki efekt występuje także w obliczeniach analitycznych. Można to przypisać wpływowi naprężeń poziomych, których oddziaływanie wzrasta wraz ze zwiększaniem się głębokości eksploatacji.



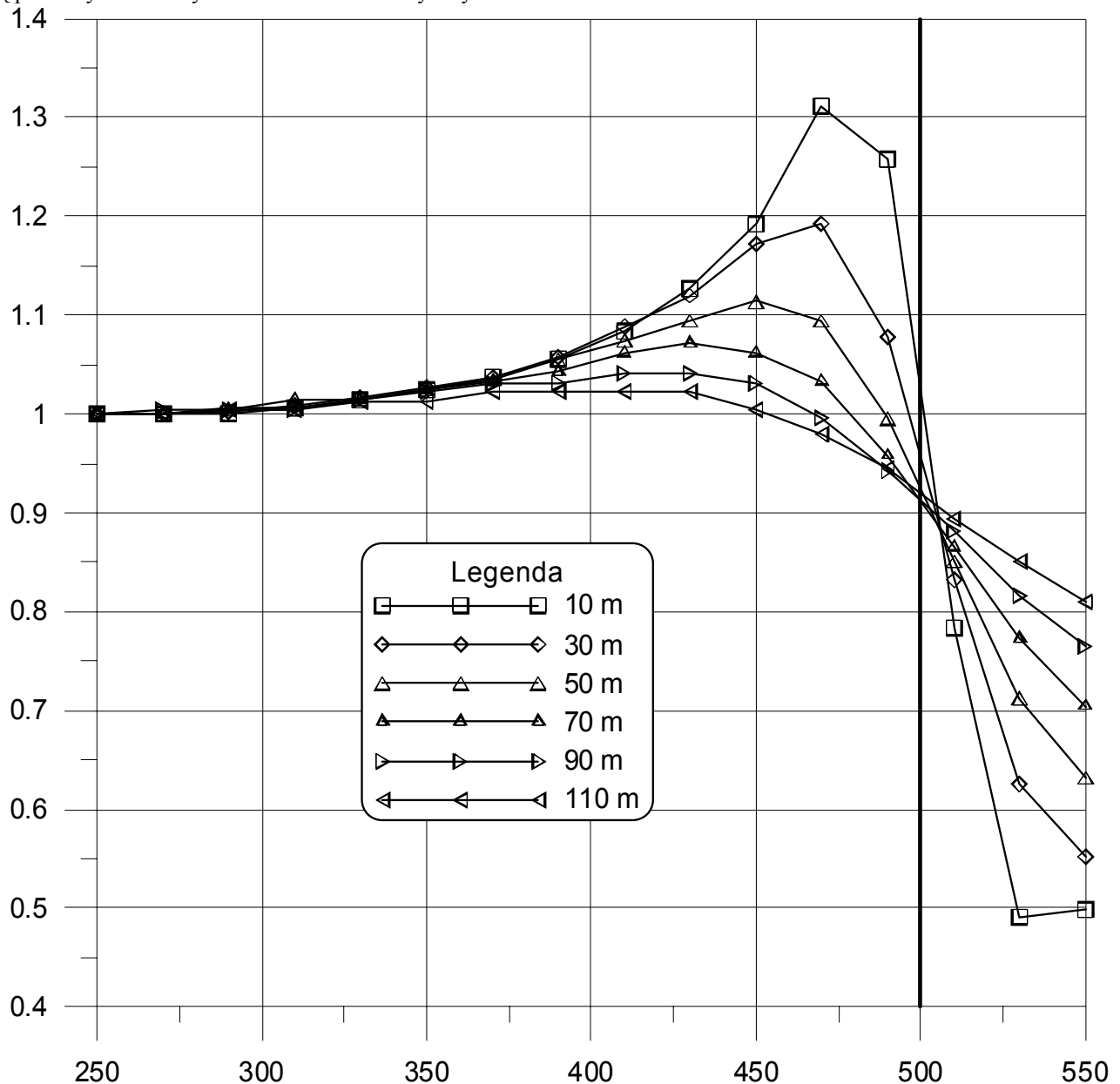
Rys.3. Wartości współczynnika koncentracji naprężeń w przekroju A-A dla głębokości lokalizacji ściany 400 m.

Tabela 4. Wartości współczynnika α na różnych poziomach w zależności od przyjętej głębokości dla przekroju B-B.

Odległość pionowa	Głębokość 400 m		Głębokość 600 m		Głębokość 800 m	
	Odległość pozioma	α	Odległość pozioma	α	Odległość pozioma	α
0	0	1.623	0	1.528	0	1.478
10	30	1.312	30	1.258	30	1.222
30	30	1.192	30	1.168	30	1.150
50	50	1.114	50	1.089	50	1.082
70	70	1.071	70	1.054	70	1.046
90	70	1.041	70	1.028	70	1.026
110	70	1.021	90	1.015	90	1.016
130	90	1.013	90	1.009	90	1.006

2.3. Porównanie wyników obliczeń numerycznych i analitycznych

Maksymalne wartości współczynnika α otrzymane z obliczeń numerycznych są znacznie mniejsze niż uzyskane z obliczeń analitycznych. Analiza wartości α z tabeli 1 (obliczenia analityczne) i tabeli 3 (obliczenia numeryczne) wskazują, że tylko przy założeniu wartości modułu Younga $E = 250$ MPa, wyniki obliczeń analitycznych są porównywalne z wynikami obliczeń numerycznych.



Rys.4. Wartości współczynnika koncentracji naprężeń w przekroju B-B dla głębokości lokalizacji ściany równej 400 m.

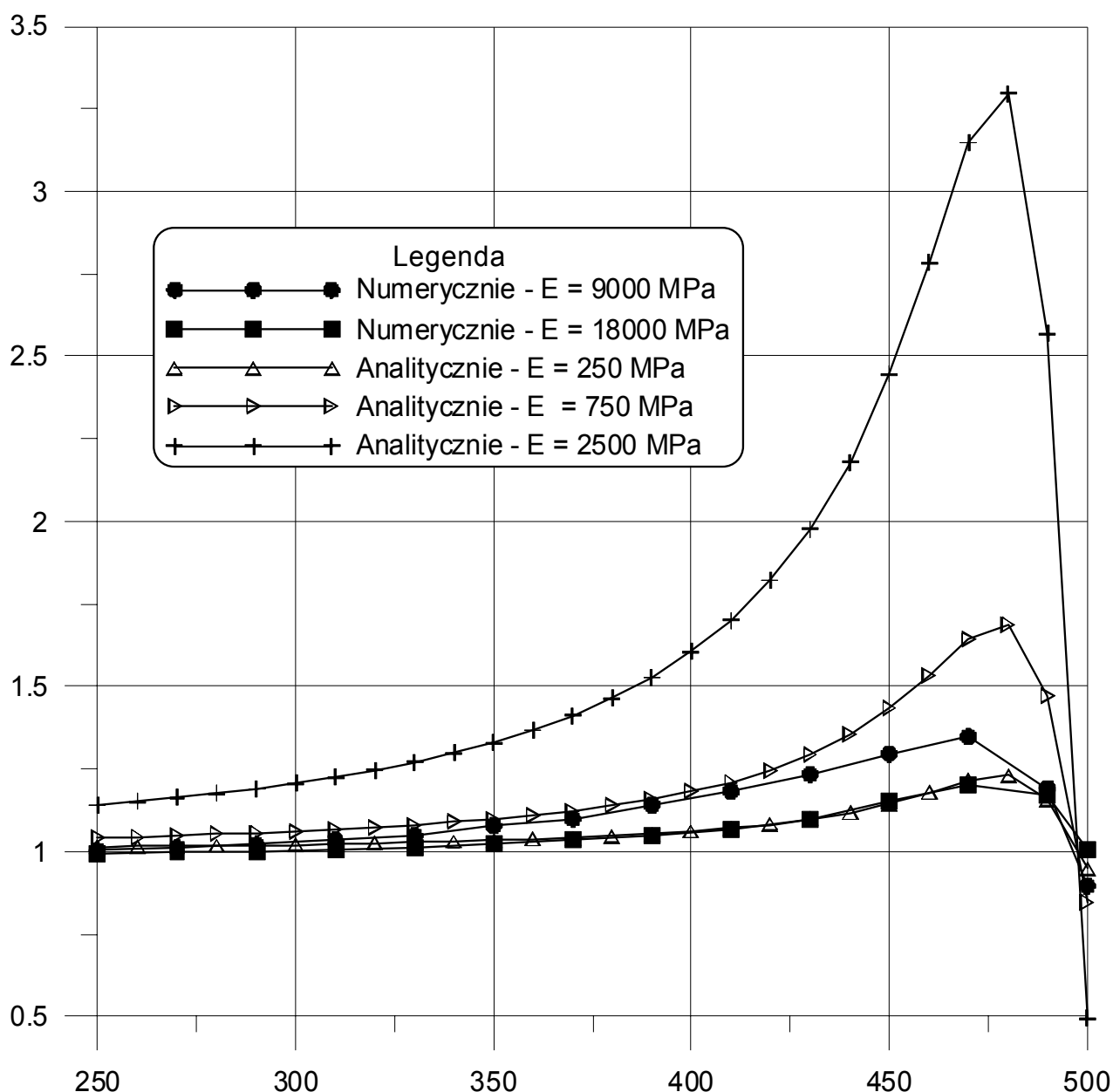
Przyjęcie w obliczeniach analitycznych wartości modułów Younga większych niż 250 MPa prowadzi do uzyskania wartości współczynników α znacznie większych niż otrzymane z obliczeń numerycznych. A warto podkreślić, że w obliczeniach numerycznych, poza pokładem węgla, model składa się z konglomeratu łupkowo-piaskowcowego, dla którego przyjęto moduł Younga równy 9000 MPa. Skłania to do zaskakującego wniosku, że porównywalne wyniki obliczeń otrzymano tylko w przypadku gdy w obliczeniach analitycznych przyjęto moduł Younga 36-krotnie mniejszy niż w obliczeniach numerycznych.

Dodatkowo przeprowadzono jeszcze jedną serię obliczeń numerycznych zakładając, że w stropie pokładu węgla zalega gruba warstwa mocnego piaskowca o module Younga dwukrotnie większym od moduły Younga przyjętego dla konglomeratu łupkowo-piaskowcowego.

Na rys. 5 przedstawiono wartości współczynnika α dla przekroju poziomego zlokalizowanego w odległości pionowej 30 m pod poziomem pokładu (głębokość lokalizacji ściany – 400 m) dla różnych wartości modułów Younga przyjętych w obliczeniach analitycznych i numerycznych. Z premedytacją, ze względu na czytelność rysunku, nie uwzględniono tutaj wariantu obliczeń analitycznych, w którym przyjęto moduł Younga $E = 9000$ MPa. Maksymalna wartość współczynnika α dla tego przypadku wynosi 9.712 i występuje w odległości poziomej równej 20 m. Dla

modułu Younga $E = 2500$ MPa maksymalna wartość współczynnika α jest równa 3.3 i występuje w odległości poziomej równej 20 m. Także w odległości poziomej równej 20 m występują maksymalne wartości współczynnika α równe 1.69 dla modułu Younga $E = 750$ MPa oraz α równe 1.23 dla modułu Younga $E = 250$ MPa. W rezultacie obliczeń numerycznych otrzymano, że maksymalne wartości współczynnika α (dla modułu Younga $E = 9000$ MPa) są równe 1.35 i występują w odległości poziomej równej 30 m. Przy założeniu modułu Younga równego 18000 MPa maksymalne wartości współczynnika α są równe 1.20 i występują także w odległości poziomej równej 30 m. Widać więc, że zmiana własności warstw skalnych ma wpływ na wartości współczynnika koncentracji naprężeń pionowych. Warto podkreślić, że w modelu numerycznym zmieniono własności odkształceniowe warstw stropowych i przyniosło to skutek w postaci zmiany wartości współczynnika α w warstwach zalegających 30 m poniżej poziomu pokładu

Rozważania te bezsprzecznie potwierdzają, że o ile można porównywać wyniki obliczeń numerycznych i analitycznych jakościowo, o tyle wszelkie porównania ilościowe są niezwykle utrudnione.



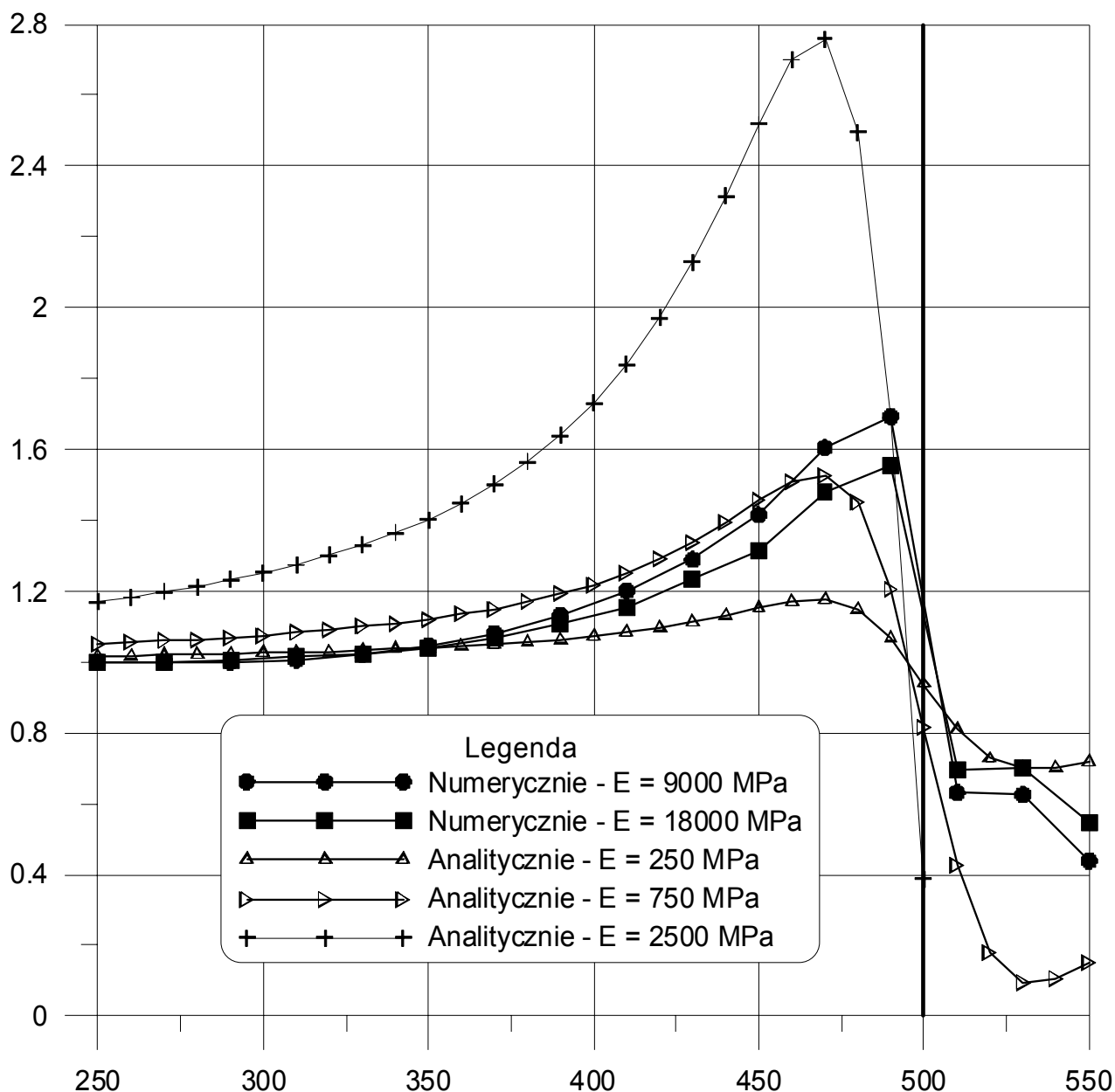
Rys.5. Wartości współczynnika koncentracji naprężeń w przekroju A-A dla różnych wartości modułów Younga przyjętych w obliczeniach analitycznych i numerycznych (dla przekroju poziomego zlokalizowanego w odległości pionowej 30 m pod poziomem pokładu).

Na rys.6 pokazano wartości współczynnika α w przekroju A-A dla różnych wartości modułów Younga przyjętych w obliczeniach analitycznych i numerycznych. Teraz jednak analizowano je w przekroju poziomym zlokalizowanym w odległości pionowej 40 m *nad* poziomem pokładu.

Podobnie jak dla rys. 5, na rys 6 pominięto wariant obliczeń analitycznych, w którym przyjęto moduł Younga $E = 9000$ MPa. Maksymalna wartość współczynnika α dla tego przypadku wynosi 7.333 i występuje w odległości poziomej równej 30 m. Dla modułu Younga $E = 2500$ MPa maksymalna wartość współczynnika α jest równa 2.76 i

występuje w odległości poziomej równej 20 m. Także w odległości poziomej równej 20 m występują maksymalne wartości współczynnika α równe 1.53 dla modułu Younga $E = 750$ MPa oraz α równe 1.18 dla modułu Younga $E = 250$ MPa.

W wyniku obliczeń numerycznych otrzymano maksymalne wartości współczynnika α (dla modułu Younga $E = 9000$ MPa) równe 1.69 i występują w odległości poziomej równej 10 m. Przy założeniu modułu Younga równego 18000 MPa maksymalne wartości współczynnika α są równe 1.80 i występują także w odległości poziomej równej 10 m. Podobnie więc jak w przypadku przekroju rozważanego na rys. 5, można stwierdzić, że zmiana własności odkształceniowych warstw skalnych ma wpływ na wartości współczynnika α .



Rys.6. Wartości współczynnika koncentracji naprężeń w przekroju A-A dla różnych wartości modułów Younga przyjętych w obliczeniach analitycznych i numerycznych (dla przekroju poziomego zlokalizowanego w odległości pionowej 40 m nad poziomem pokładu).

3. PODSUMOWANIE

Powróćmy do nieco przewrotnego i prowokującego tytułu referatu: czy na podstawie rozwiązań analitycznych opartych o teorię sprężystości jesteśmy w stanie przedstawić wiarygodną prognozę stanu zagrożenia tąpnięciami? Otóż odpowiedź na to pytanie brzmi: tak, ale w bardzo ograniczonym zakresie.

Wyniki obliczeń przedstawione w niniejszej pracy pozwalają na sformułowanie stwierdzenia, że rozwiązania analityczne, oparte na teorii sprężystości, powinny być w ograniczonym stopniu stosowane do oszacowania stanu zagrożenia tąpnięciami. Przyjęcie założenia CHILE powoduje istotne uproszczenie problemu i może prowadzić do niewiarygodnych wyników. Wszelkie wskaźniki stanu zagrożenia tąpnięciami są oparte o wartości poszczególnych

składowych tensora naprężenia i odkształcenia. Składowe tensora naprężenia są zaś obliczane przy założeniu zaledwie trzech zmiennych – modułu Younga, liczby Poissona i ciężaru objętościowego ośrodka. Taki sposób postępowania może prowadzić, w zależności od przyjętych wartości parametrów wejściowych, do zawyżonych lub zaniżonych wartości składowych tensora naprężenia i odkształcenia. To zaś może być przyczyną nieprawidłowych prognoz stanu zagrożenia wstrząsami i tapaniami.

Można więc stwierdzić, że prognozy stanu zagrożenia tapaniami oparte o rozwiązania analityczne powinny być traktowane jako szacunkowe i przybliżone. Nie pozwalają one na uwzględnienie całego szeregu czynników składających się traktowanie ośrodka jako DIANE. Uwzględnienie tylko uwarstwienia ośrodka prowadzi do uzyskania wyników różniących się zarówno jakościowo jak i ilościowo. A przecież występowanie zarówno wstrząsów jak i tapani kojarzone jest z gromadzeniem energii w zwięzłych warstwach skalnych, występowaniem uskoków i fałdów oraz z wieloma innymi czynnikami.

Jako interesująca alternatywa prezentują się tutaj metody numeryczne. Przede wszystkim pozwalają one na uwzględnienie niejednorodności oraz anizotropowości ośrodka, co jest realizowane poprzez zróżnicowanie parametrów poszczególnych warstw skalnych. Możliwe są różne sposoby modelowania występowania spękań lub nieciągłości ośrodka. Dopuszczalny jest cały szereg modeli konstytutywnych ośrodka – począwszy od modeli liniowo sprężystych, poprzez modele sprężysto-plastyczne, modele uwzględniające pozniszczeniowe zachowanie się ośrodka, czy też wreszcie modele zamknięte.

Należy jednakże przytoczyć także istotne ograniczenia metod numerycznych. Przede wszystkim mogą je stosować tylko posiadacze specjalnych programów obliczeniowych takich jak na przykład FLAC3D, ABAQUS, Z_Soil, COSMOS/M. Nie są to programy tanie i nie są dostępne dla przeciętnego użytkownika komputera. Budowa modeli i analiza wyników przestrzennych obliczeń numerycznych wymaga dużej wiedzy i doświadczenia. Im bardziej skomplikowany przyjmujemy model ośrodka, tym więcej jest koniecznych parametrów do jego opisu. Potrzebne są także komputery o dużej mocy obliczeniowej. O ile czas obliczeń za pomocą metod analitycznych można mierzyć w sekundach lub minutach, to czas obliczeń numerycznych mierzyć należy raczej w godzinach lub dobach. Dla przykładu – cykl obliczeniowy jednego analizowanego wariantu zajmował około 26 godzin na komputerze z procesorem PIV 1.8 GHz.

Należy jednak mieć nadzieję, że w miarę rozwoju techniki komputerowej, pojawią się zarówno programy, które będą dostępne dla szerokiej rzeszy inżynierów jak i zestawy komputerowe zdolne do prowadzenia szybkich obliczeń.

LITERATURA

- [1] Dymek F. Przemieszczeniowe zadanie brzegowe przestrzennej teorii sprężystości i jego zastosowanie do zagadnień mechaniki górotworu. Archiwum Górnictwa. Vol. XIV (3). Warszawa, 1969.
- [2] FLAC3D v. 2.1a. *Users manual*. Itasca Consulting Group. Minneapolis. USA. 2001.
- [3] FLAC3D v. 2.1b. *Optional features*. Itasca Consulting Group. Minneapolis. USA. 2001.
- [4] FLAC3D v. 2.1c. *Theory and background*. Itasca Consulting Group. Minneapolis. USA. 2001.
- [5] Tajduś A., Flisiak J., Cała M. Estimation of rockburst hazard basing on 3D stress field analysis. Rockburst & Seismicity in Mines (edited by Lasocki & Gibowicz). Kraków, 1997.

ABSTRACT: This paper deals with the problem of 3D stress field in the vicinity of longwall. It shows the results of stress field calculation basing on theory of elasticity. Calculations were performed utilizing, the well known and widespread applied in Poland, solution presented by Dymek [1]. It allows estimating 3D field of stress and strain around excavated opening. It treats rock mass as CHILE (continuous, homogeneous, isotropic and linearly elastic). The results of analytical calculations were compared with results of 3D numerical calculations. Numerical calculations were carried out using Finite Difference Code FLAC3D. Several conclusions about limited usefulness of analytical methods to predict the rockburst hazard are formulated.