

Michał Slegmund
Józef Jonak
Krzysztof Tomiczek

61

EKSPERYMENTALNA I NUMERYCZNA
ANALIZA ODSPAJANIA SKAŁ
Z UŻYCIEM KOTEW

Prace Naukowe - Monografie

 **KOMAG**

Głiwice 2025

<https://doi.org/10.32056/KOMAG/Monograph2025.7>

Michał Siegmund
Józef Jonak
Krzysztof Tomiczek

**Eksperymentalna i numeryczna
analiza odspajania skał
z użyciem kotew**



*Monografia opublikowana na licencji [Creative Commons Uznanie autorstwa -
- Użycie niekomercyjne 4.0 Międzynarodowe](#) (CC BY-NC 4.0)*

Autorzy:

dr inż. Michał Siegmund – Instytut Techniki Górniczej KOMAG

prof. dr hab. inż. Józef Jonak – Politechnika Lubelska

dr inż. Krzysztof Tomiczek – Politechnika Śląska

Recenzenci:

prof. dr hab. inż. Robert Król – Politechnika Wrocławska

prof. dr hab. inż. Krzysztof Tajduś – Akademia Górniczo-Hutnicza

Redaktorzy techniczni:

mgr Dorota Wierzbicka

mgr inż. Bogna Kolasińska

Copyright by *Instytut Techniki Górniczej KOMAG, Gliwice 2025*

Wydawca

Instytut Techniki Górniczej KOMAG

ul. Pszczyńska 37, 44-101 Gliwice



Minister Nauki
i Szkolnictwa Wyższego



*„Publikacja finansowana ze środków budżetu państwa w ramach programu
Ministra Nauki i Szkolnictwa Wyższego pod nazwą Wektory Nauki
nr projektu WNM/SN/0021/2025/01 kwota finansowania projektu 34 850,20 zł
całkowita wartość projektu 43 562,75 zł”*

ISBN 978-83-65593-51-1

Spis treści

	str.
1. Wstęp	6
2. Odspajanie skał z użyciem kotew	9
2.1. Mechanizmy uszkodzenia złącza kotwowego	9
2.2. Sposoby osadzenia kotwy	11
2.3. Modelowanie analityczne	13
2.4. Interakcja stożków zniszczenia	23
2.5. Modele numeryczne procesu formowania stożka zniszczenia	25
2.6. Podsumowanie	28
3. Badania doświadczalne odspajania skał z użyciem kotew podcinających	31
3.1. Miejsce prowadzenia badań terenowych	31
3.2. Badanie własności fizykomechanicznych skał w warunkach laboratoryjnych	33
3.2.1. Wyniki badań laboratoryjnych parametrów fizykomechanicznych skał poddawanych badaniom wyrywania kotew	35
3.2.2. Badania realizowane w celu oznaczenia parametrów skał niezbędnych do symulacji MES	39
3.3. Budowa stanowiska do badań terenowych	42
3.4. Przebieg badań	46
3.4.1. Układ jednej kotwy	47
3.4.2. Układ dwóch kotew	48
3.4.3. Układ trzech kotew	49
3.4.4. Układ czterech kotew	50
3.4.5. Odrywanie warstw skały w przypadku sukcesywnego pogłębiania otworu	50
3.5. Podsumowanie przebiegu badań terenowych	52
3.6. Wyznaczenie wartości wielkości charakteryzujących odspajane bryły urobku	54

3.7.	Zestawienie zarejestrowanych przekrojów strefy zniszczenia (odspajanego stożka)	58
3.7.1.	Badania wyrywania pojedynczej kotwy	58
3.7.2.	Badania wyrywania zespołu dwóch kotew	61
3.7.3.	Badania wyrywania zespołu trzech kotew	62
4.	Weryfikacja przydatności stosowania modeli empirycznych sformułowanych dla betonów w przypadku skał w oparciu o wyniki badań terenowych i badań wytrzymałościowych materiału skalnego - propozycja własnych modeli empirycznych.	66
4.1.	Model zbudowany w oparciu o regresję statystyczną	66
4.1.1.	Regresja jednoczynnikowa	67
4.1.2.	Regresja wieloczynnikowa	69
4.2.	Porównanie wyników badań w warunkach in-situ z modelami literaturowymi	76
4.3.	Podsumowanie badań terenowych i analitycznych	86
4.4.	Modelowanie efektów (wskaźników) procesu odspajania w oparciu o sieci neuronowe	88
5.	Badania numeryczne zasięgu odspojenia	104
5.1.	Wprowadzenie do realizacji symulacji numerycznych wyrywania kotew z użyciem programu MES ABAQUS	104
5.2.	Badania procesu odspajania z użyciem metody elementów skończonych (MES)	123
5.2.1.	Model 3D bez kotwy, z ekwiwalentnym obciążeniem skały w podcięciu	126
5.2.2.	Symulacje z użyciem pojedynczej kotwy - zagadnienie kontaktowe, model osiowo - symetryczny	134
5.2.3.	Symulacje zasięgu zniszczenia dla układu dwóch kotew	143
5.2.4.	Symulacje zasięgu zniszczenia dla układu trzech kotew	148
5.2.5.	Analiza możliwości potencjalnego, naturalnego rozdrabniania skały w strefie stożka zniszczenia	154
5.2.6.	Podsumowanie analiz MES	161

5.3.	Model analityczny/teoretyczny.....	162
5.3.1.	Budowa modelu.....	163
5.3.2.	Walidacja modelu.....	174
6.	Badania możliwości użycia metody odspajania skał	177
6.1.	Odspajanie fragmentów skał przy użyciu mechanizmu śrubowego	177
6.2.	Kierunki rozwoju technologii - prototyp głowicy odspajającej.....	183
7.	Podsumowanie i wnioski.....	188
	Literatura	192
	Streszczenie.....	211
	Abstract	213
	Załączniki	215
Z1.	Zestawienie uzyskanych wyników dla pojedynczej kotwy	216
Z2.	Zestawienie uzyskanych wyników dla pojedynczej kotwy	215

1. Wstęp

Tematyka niniejszej monografii wynika, między innymi z zaleceń UE odnośnie poszukiwań alternatywnych, do znanych dotychczas metod urabiania skał (mechanicznych i strzelania materiałami wybuchowymi), co jest spowodowane potrzebą ograniczenia ilości wytwarzanych gazów szkodliwych dla zdrowia i środowiska, ograniczeniami stosowania technologii urabiania mechanicznego w okolicy krytycznych budowli i instalacji przemysłowych z uwagi, np. na generowane drgania, itp. W takich sytuacjach nie oczekuje się realizacji procesów urabiania (odspajania) z porównywalnymi parametrami wydajności, ale oczekuje się zapewnienia bezpieczeństwa lub wręcz możliwości realizacji procesu odspajania. Te przesłanki były inspiracją do podjęcia poszukiwań alternatywnej metody urabiania niż powszechne dzisiaj urabianie mechaniczne na drodze frezowania głowicami kombajnowymi czy poprzez wspomniane strzelanie materiałów wybuchowych.

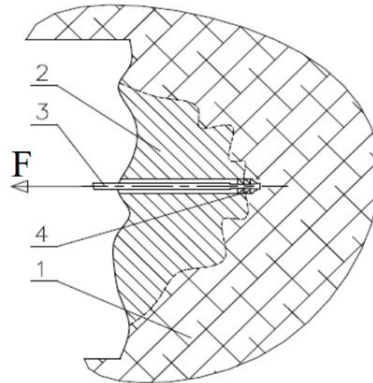
Zwraca się uwagę (Kidybiński [128]), że podstawową cechą wytrzymałościową materiału skalnego, jest znacznie mniejsza, jego wytrzymałość graniczna na rozciąganie f_t niż na ściskanie f_c stąd też ta właściwość powinna mieć znaczenie dla opracowania alternatywnej technologii odspajania. Właściwość ta jest decydująca przy urabianiu calizny skalnej i była przesłanką do poszukiwań nowej niekonwencjonalnej metody.

W wyniku analizy rozwiązań stosowanych w technikach mocowania elementów konstrukcji metalowych w betonowych obiektach inżynierskich stwierdzono, że istnieje możliwość adaptacji tej technologii w innym kontekście, to jest kontrolowanego wrywania kotew, głównie podcinających, do odspajania większych brył skalnych.

Jedną z najmniej zbadanych i opisanych w literaturze metod wykorzystujących niską wytrzymałość skał na rozciąganie jest prezentowana technologia niszczenia spójności skał przy użyciu zakotwionych w caliznie kotew.

Prace nad rozwojem innowacyjnej technologii drążenia tuneli (ratowniczych bądź komunikacyjnych) metodą niszczenia spójności skał prowadzone są w ITG KOMAG od 2009 r. Metoda mechanicznego odspajania skał polega na tym, że w czole urabianego wyrobiska wiercone są otwory, do których wprowadza się ciągną z elementami rozpierającymi. Na ciągną osadzone w skale poprzez zakotwiony element oddziałuje siła wrywająca F (rys. 1), co powoduje odspojenie fragmentu skały od masywu [168, 124, 39].

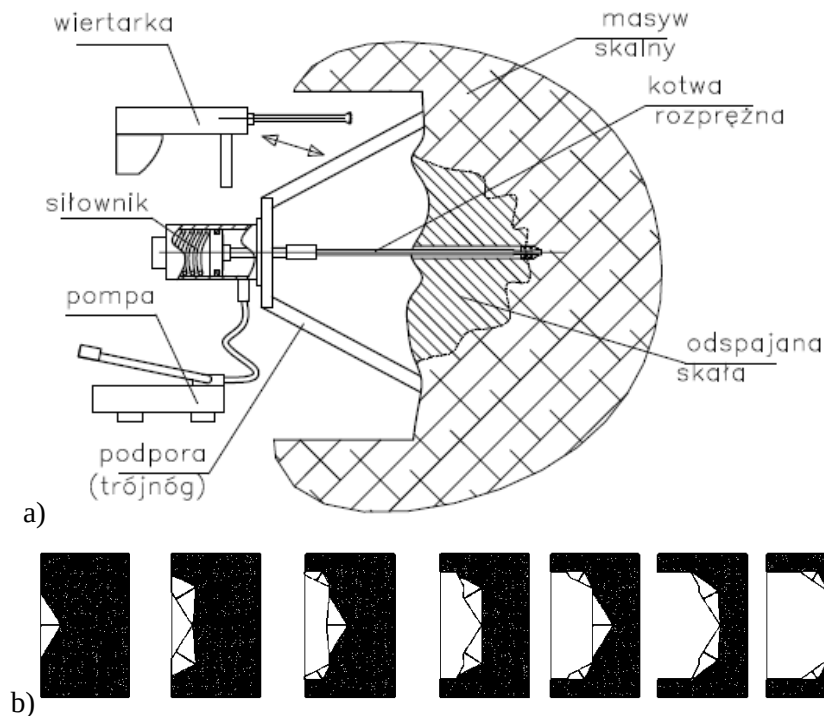
Metoda ta jest bezpieczna, gdyż nie zagraża, np. odrzutem urabianych skał i można ją stosować niezależnie od poziomu zagrożenia metanowego. Technologia ta nie powoduje zniszczenia górotworu poza ściśle wyznaczoną strefę oraz w żaden sposób nie oddziałuje na najbliższe otoczenie (brak emisji gazów czy generowanych drgań).



Rys. 1. Idea urabiania calizny skalnej poprzez niszczenie jej spójności:
1 - masyw skalny, 2 - odspojona skała, 3 - ciągnio wrywające, 4 - element rozpierający [40, 124, 152, 163]

Rozwiązanie to opracowane i opatentowane zostało w kilku wariantach wykonania, głównie różniących się między sobą sposobem wywierania naprężenia rozciągającego w skale [52, 39, 38]. Potencjalnie niższą energochłonność, przy zachowaniu odpowiedniego mocowania elementu naprężającego osadzoną kotwę, uzyskuje się poprzez wprowadzenie siły wywołującej naprężenia rozciągające i ścinające, których wartości maksymalne w przypadku skał są kilkukrotnie mniejsze od naprężeń ściskających wywołujących zniszczenie ośrodka [128, 69]. Kierunek drążenia może być dowolny (pionowy, poziomy, skośny). Metoda w najprostszej formie, wykonywanej manualnie nie gwarantuje dużego postępu, jednak umożliwia drążenie wyrobiska w trudnych warunkach górniczo-geologicznych i jest bezpieczna [124].

Metoda ta pozwala wykonywać chodnik o dowolnym przekroju, nawet dochodzącym do 1 m, przy użyciu bardzo prostych narzędzi, jakimi są: wiertarka udarowa, kotew rozprężna, pompa ręczna oraz siłownik hydrauliczny. Masa wszystkich zastosowanych elementów umożliwia ich swobodne, ręczne przenoszenie w drążonym wyrobisku. Przykład realizacji urabiania poprzez zastosowanie przedmiotowej metody pokazano na rys. 2.



Rys. 2. Przykład realizacji urabiania poprzez wyrywanie calizny skalnej rozpiętą kotwą:
 a) wyposażenie stanowiska, b) teoretyczny postęp procesu tunelowania
 [38, 39, 40, 162]

Poruszana w monografii tematyka odbiega znacząco od aspektów kotwienia stropów w wyrobiskach górniczych, czy osuwisk górotworu, gdzie głównym celem jest między innymi, wytworzenie obudowy wyrobiska i zabezpieczenie przestrzeni wyrobisk przed niekontrolowanymi obwałami skał stropowych. Istniejące w tym obszarze zasoby wiedzy, w tym stosowane modele, nie są adekwatne do analizy zjawisk objętych tematyką niniejszej monografii.

Aby określić przydatność metody odspajania skał z użyciem kotew (szczególnie podcinających), niezbędne jest przeprowadzenie badań nad określeniem zmian siły odspajania, zależnie od tzw. efektywnej głębokości kotwienia (głębokość podcięcia w otworze) i wytrzymałości skał. Niezwykle ważnym aspektem jest ustalenie zasięgu odspojenia zależnie od wspomnianych czynników, gdyż wpływa to istotnie na kształtowanie się odspajanej objętości skały, co z kolei rzutuje np. na energochłonność procesu.

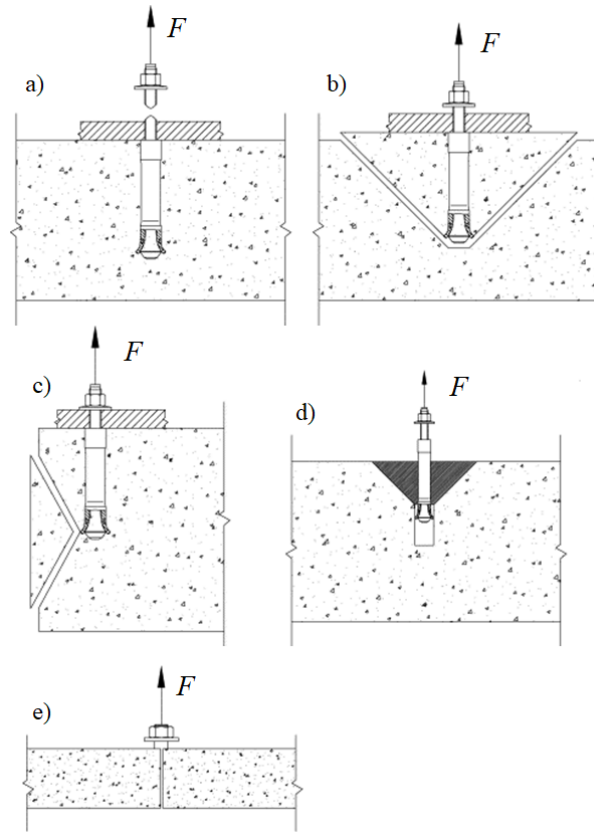
2. Odpajanie skał z użyciem kotew

Metoda odpajania skał z użyciem kotew nie była dotąd przedmiotem badań, tak w Polsce, jak i na świecie. Aktualny stan wiedzy w tematyce zastosowań kotew podcinających, zbieżny z postulowanym tematem monografii, dotyczy głównie systemów mocowania stosowanych w montażu infrastruktury przemysłowej w inżynierskich obiektach żelbetowych. Poruszana w literaturze tematyka dotyczy głównie zmian wartości sił wyrrywających kotwy z betonu, zależnie od głębokości kotwienia i jego wytrzymałości. W celu określenia nośności zamocowania, nośności zespołów kotew, jak również procedur wyznaczania wytrzymałości betonu w betonowych obiektach jako nieniszcząca metoda wyznaczania tego parametru (pull-out test [151]). Istniejące tutaj normy [4-9, 41] i zalecenia oraz uproszczone modele odpajania (przedstawione w podrozdziale 2.3), nie są adekwatne do postulowanego obszaru zastosowania przedmiotowej technologii.

2.1. Mechanizmy uszkodzenia złącza kotwowego

Stan naprężenia w materiale skalnym wywołany siłą przyłożoną do zamocowanego elementem rozpierającym ciągną, można odnieść do zagadnienia nośności zakotwień mechanicznych. Podczas montażu oraz eksploatacji kotew mechanicznych może dojść do uszkodzenia w miejscu ich osadzenia. Zasadniczo możemy zidentyfikowano pięć trybów uszkodzenia połączenia kotwowego [75, 186]:

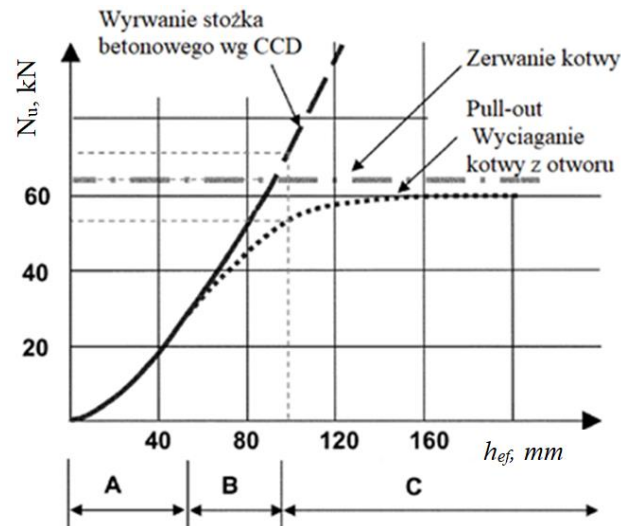
- a) Zerwanie rdzenia kotwy - przyczyną tego typu uszkodzenia jest zbyt niska wytrzymałość rdzenia kotwy w stosunku do przyłożonej siły F (rys. 3a).
- b) Wyrwanie materiału w postaci stożka - przyczyny tego typu uszkodzeń to zbyt wysokie obciążenie, zbyt mała wytrzymałość podłoża, bądź zbyt mała głębokość osadzenia (rys. 3b).
- c) Rozłupanie materiału, w którym osadzona jest kotwa - przyczyny tego typu uszkodzeń to zbyt małe odstępki osi kotwy od krawędzi konstrukcji, bądź propagacja naprężeń rozciągających (rys. 3c).
- d) Wyciągnięcie całej kotwy - przyczyny tego typu uszkodzeń to słaby materiał, w którym osadzona jest kotwa, zbyt duże obciążenie, czy niewłaściwy montaż. Przy wysuwaniu kotwy z otworu może w końcowym etapie dojść do wyrwania niewielkiego stożka na powierzchnia swobodnej (rys. 3d).
- e) Rozłupanie bloku materiału, w którym osadzona jest kotwa - przyczyny tego typu uszkodzeń to zbyt małe wymiary bloku materiału, w którym osadzona jest kotwa w stosunku do wielkości kotwy, bądź propagacja naprężeń rozciągających (rys. 3e).



Rys. 3. Przypadki (tryby) uszkodzeń mocowań z użyciem kotwy:
 a) zerwanie rdzenia kotwy, b) wyrwanie materiału w postaci stożka, c) rozłupanie materiału, w którym osadzona jest kotwa, d) wyciągnięcie kotwy, e) rozłupanie bloku materiału, w którym osadzona jest kotwa [186, 18]

Podczas prób niszczenia spójności skał z wykorzystaniem technologii rozciągania za pomocą utwardzonego cięgna (kotwy) może dojść do wszystkich opisanych wyżej typów uszkodzeń. Jednak, ze względu na technologię procesu mechanicznego niszczenia spójności skał (ewentualne urabianie), wyrwanie stożka skalnego (rys. 3b) jest najbardziej pożądanym typem uszkodzenia zamocowania kotwy.

Hipotetyczne zachowanie się pojedynczej kotwy charakteryzuje norma ACI 318, a ilustruje to rys. 4 [4, 5], gdzie przedstawiono przebieg zależności obliczeniowego obciążenia niszczącego N_u od efektywnej głębokości osadzenia kotwy h_{ef} .

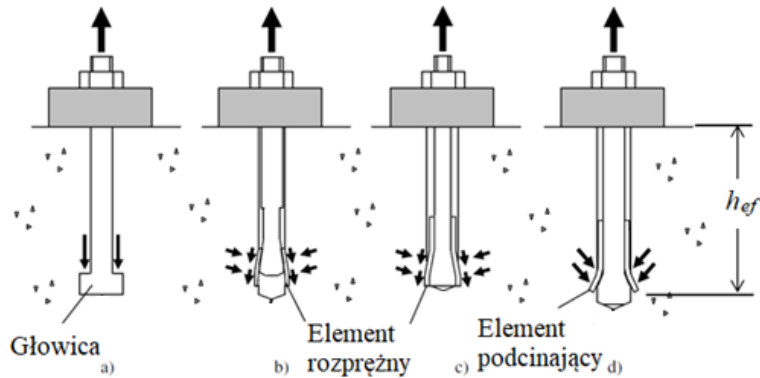


Rys. 4. Hipotetyczne zachowanie się pojedynczej kotwy podczas monotonicznego obciążania, wg ACI 318 [4, 5]

Sposób zniszczenia zamocowania zmienia się wraz ze wzrostem głębokości zakotwienia h_{ef} . Trzy kontrolowane rodzaje zniszczenia to zniszczenie/wyrwanie stożka betonowego, wyrwanie lub wyciągnięcie kotwy oraz zerwanie kotwy. Jak wynika z rys. 4, możliwe jest zaobserwowanie wielu postaci zniszczenia na danej głębokości osadzenia, jeśli głębokość ta odpowiada przejściu z jednej postaci zniszczenia do drugiej. W strefie A, we wszystkich próbach obserwuje się wyrwanie stożka betonowego. W strefie B możliwe są mieszane sposoby zniszczenia. W strefie C obserwuje się wyciąganie kotwy lub uszkodzenie typu *pull-out* (wyciągnięcie kotwy z uszkodzeniem przypowierzchniowym betonu w postaci niewielkiego stożka).

2.2. Sposoby osadzenia kotwy

Kotwy mechaniczne, m. in. rozprężne, ekspansywne, podcinające, przy swoich wielu odmianach wykorzystują podobny, dwupunktowy mechanizm kotwienia. Zbudowane są najczęściej z pręta stalowego, którego jeden koniec zaopatrzony jest w głowicę kotwiącą, natomiast drugi, zewnętrzny koniec, poprzez podkładkę i nakrętkę styka się z powierzchnią swobodną (rys. 5).

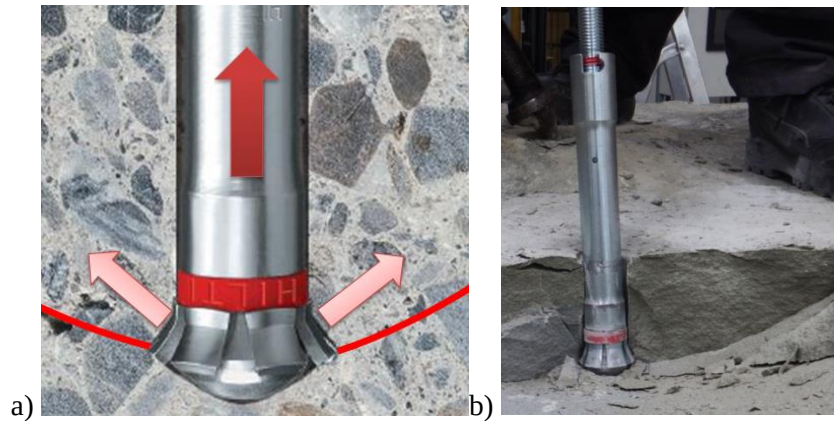


Rys. 5. Wybrane typy kotew: a) osadzone w betonie, b, c) kotwy rozprężne, d) kotwy podcinające [65, 139]

Kształt odspojenia, szczególnie w rejonie zakotwienia kotwy, zależy jest od początkowych warunków brzegowych zakotwienia. Duże znaczenie ma tu utwierdzenie kotwy (ciągną) w caliznie skalnej.

Z przeprowadzonych wcześniej, w ITG KOMAG [169] prób, jednoznacznie wynikało, iż dla badanej metody odspajania, ze względu na charakter przyłożenia obciążeń, najbardziej zasadnym jest stosowanie kotew podcinających (*undercut anchor*). Zasadność stosowania kotew podcinających wynika z sposobu wywierania naprężenia w caliznie skalnej przez kotwę. Wszystkie naprężenia wywołane przyłożoną siłą koncentrują się w miejscu kształtowego podcięcia w dnie otworu. Taki rodzaj przyłożenia siły odspajającej oraz wykonane podcięcie, znacząco ułatwiają powstanie uszkodzenia ośrodka skalnego typu wyrwanie materiału w postaci stożka.

Kotwa samopodcinająca, np. f-my HILTI [91-94] na dnie otworu urabia odpowiednio ukształtowane podcięcie wypełniając je listkami tulei rozprężnej kotwy (rys. 6a). Takie rozwiązania zapewnia współosiowe działanie siły wyrwującej do osi otworu, w którym osadzona jest kotwa, a co za tym idzie większość naprężeń rozciągających w miejscu osadzenia kotwy. Zniszczenie materiału skalnego przebiega zazwyczaj w postaci wyrwania bryły w formie zbliżonej do stożka (rys. 6b). W dalszej części monografii, celem utrzymania spójności nazewnictwa z dotychczas stosowanym dla betonów, odspajane bryły będą traktowane, jako tzw. stożek zniszczenia, pomimo, że ich rzeczywisty kształt znacząco odbiega od kształtu tej bryły.



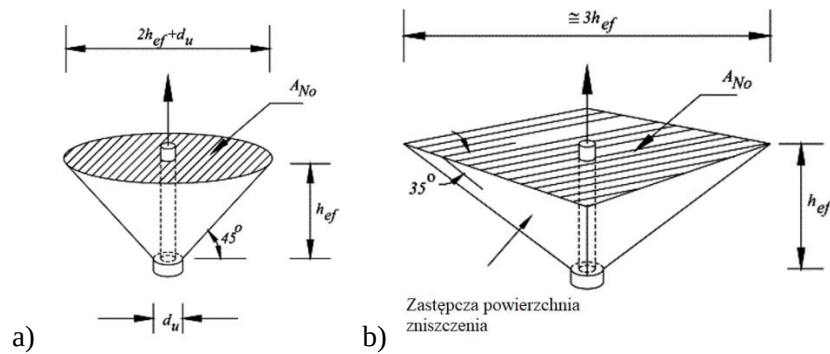
Rys. 6. Schemat obciążenia kotwy samopodcinającej HILTI wraz z zaznaczoną powierzchnią zniszczenia materiału skalnego:
a) teoretyczną b) rzeczywistą

2.3. Modelowanie analityczne

Zagadnienie szacowania nośności kotew używanych w montażu wyposażenia, w betonowych konstrukcjach inżynierskich jest aktualne i ciągle rozwijane, np. z uwagi na rangę tej problematyki w elektrowniach jądrowych czy innych obiektach strategicznych zlokalizowanych zwłaszcza w strefie występowania trzęsień ziemi.

W latach 60-tych XX wieku zakładano bardzo uproszczony model zniszczenia ośrodka pod działaniem wyrywanej kotwy, np. Shaikh [156]. Bazując na tzw. stożku wpływu (stożek zniszczenia 45°) początkowo rozważano tzw. powierzchnię pseudo - ścinania, w kształcie pobocznic walca, którą w dalszych latach zastąpiono jednak tworzącą stożka (np. - Anderson [17]).

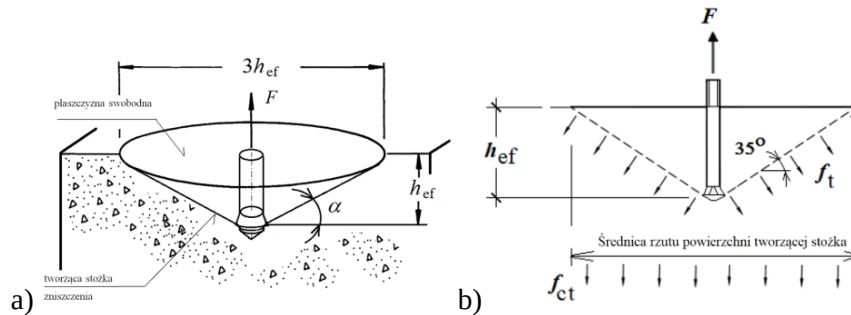
Na bazie bardzo licznych badań doświadczalnych opracowano i rozwijano modele empiryczne, opisujące mechanizm powstawania stożka zniszczenia, tj. metoda stożka 45° (ACI 349-85 [7], Fisher [74]) pokazanej na rys. 7a, oraz wg metody CCD (*Concrete Capacity Design*), gdzie kąt powierzchni uszkodzenia α wynosi 35° - (ACI Committee [4÷9], Subramanian [174]), jak pokazano na rys. 7b.



Rys. 7. Modele stożka zniszczenia [7], wg:

a) ACI 349-85, b) Metody CCD (aktualnie stosowany): gdzie: h_{ef} - efektywna głębokość kotwienia, d_u - średnica łba kotwy, A_{No} - rzut powierzchni stożka zniszczenia na płaszczyznę swobodną

W proponowanych modelach istotną rolę przypisywano wartości naprężeń rozciągających, jakie powstają w wyniku oddziaływania kotwy, które to po odpowiednim skalowaniu są wyznaczone w oparciu o wytrzymałość na ściskanie badanego ośrodka oraz pozwalają oszacować nośność kotwy dla danej, efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} . Przy czym, w praktyce stosowane są różne metody do wyznaczenia wartości wytrzymałości na ściskanie, realizowane na próbkach walcowych i sześciennych o różnych wymiarach. Modelem dość powszechnie stosowanym do analizy kształtowania się nośności kotew (w tym podcinających) był model zniszczenia ośrodka przedstawiony na rys. 8.



Rys. 8. Stożek zniszczenia:

a) model, b) uproszczony rozkład naprężeń w strefie formowania stożka, gdzie: h_{ef} - efektywna głębokość kotwienia, F - siła wrywająca kotew (jej maksymalna wartość odpowiada nośności obliczeniowej kotwy N_u), f_{ct} - wytrzymałość na rozciąganie wyznaczana w oparciu o wytrzymałość na ściskanie, rzutowana na płaszczyznę prostopadłą do podstawy stożka zniszczenia, f_t - wytrzymałość na rozciąganie, α - kąt odspojenia

W uproszczonym modelu tworzenia stożka zniszczenia (rys. 8) założono – [Fuchs [75]], że o nośności kotwy decyduje wytrzymałość na rozciąganie betonu wyznaczana w oparciu o wytrzymałość na ściskanie $f_{ct} = 0,3f_{cc}^{0,5}$; gdzie f_{cc} - jest to wytrzymałość na ściskanie wyznaczana na próbkach sześciennych¹. W modelu pominięto zatem wpływ potencjalnie pojawiających się naprężeń ścinających, w płaszczyźnie powierzchni bocznej stożka, co sugerował już np. Yankelowsky [194].

Według procedur wypracowanych na bazie doświadczeń i testów (w tym, w świetle procedur CCD), nośność kotwy N_u utwierdzanej w betonie wyznacza się z zależności empirycznej:

$$N_u = k_{nc} f_c^{0,5} h_{ef}^{1,5} \quad (2.1)$$

gdzie: k_{nc} - współczynnik kalibracyjny, dostosowujący np. jednostki w modelu, zależny od rodzaju kotwy, stanu ośrodka, głębokości kotwienia, itp. [75].

W rozwiniętej formule powyższego wzoru (Eligehausen, Malale [63-66] oraz Fuchs [75]) ujmuje się wpływ szeregu czynników na kształtowanie się nośności kotwy:

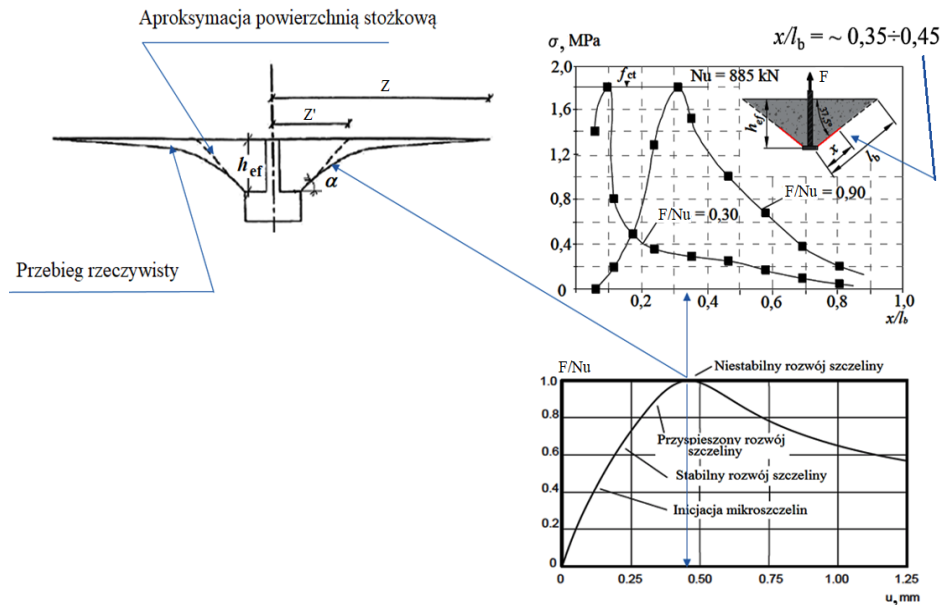
$$N_u = (k_1 f_c^{0,5}) (k_2 h_{ef}^2) (k_3 h_{ef}^{-0,5}) \quad (2.2)$$

gdzie: k_1 , k_2 i k_3 są współczynnikami kalibracji (kalibracja wpływu wytrzymałości na rozciąganie betonu $f_t = f(f_c)$, kalibracja wpływu powierzchni rzutu stożka na powierzchnię swobodną (front eksploatacyjny) skały, kalibracja efektu skali, tj. proporcji głębokości kotwienia do grubości elementu, w którym jest utwierdzana kotwa i są uproszczone do współczynnika kalibracyjnego k_{nc} .

Wartości naprężeń rozciągających σ_t , które powstają podczas wyrwania kotwy przekraczają wartość wytrzymałości betonu na rozciąganie f_c na długo przed wyrwaniem kotwy (rys. 9). Zgodnie z pomiarami Eligehausen i Sawade (1989) [63] oraz wynikami numerycznymi Eligehausen i Ozbolt (1990) [61], długość powierzchni spękań x , odniesiona do długości tworzącej odpajanego stożka l_b (rys. 9) maleje wraz ze wzrostem głębokości zakotwienia h_{ef} . Dla dużych głębokości zakotwienia ($h_{ef} = 520$ mm) wynosi ona ok. 35%, a dla

¹ W niniejszej monografii wytrzymałość graniczną na jednoosiowe ściskanie oznaczono symbolem f_c , a jednoosiowe rozciąganie f_t . Zdecydowano się zachować oryginalne oznaczenia wielkości stosowane przez autorów powoływanych publikacji z zakresu konstrukcji betonowych. Oznaczenie R_c oraz R_t , w literaturze najczęściej stosowane jest w odniesieniu do wytrzymałości skał.

małych głębokości zakotwienia ($h_{ef} = 130$ mm) ok. 55% długości tworzącej stożka l_b . Jako pierwsze przybliżenie można przyjąć średnią wartość wynoszącą ok. 45-50%, długości. Oznacza to, że przy maksymalnym obciążeniu siłą F zakłada się, że beton jest spękany do połowy głębokości kotwienia h_{ef} . Ponadto, przyjmuje się, że kąt pochylenia tworzącej stożka α jest szczególnie interesujący w momencie osiągnięcia maksymalnego obciążenia F . W związku z tym, zamiast zmiennego kąta stożka zniszczenia α , co obserwowane jest w praktyce, w modelu stosuje się średni kąt stożka α (linia przerywana, rys. 9) charakterystyczny dla maksymalnej wartości siły wyrywającej kotwę ($\sim 35^\circ$).



Rys. 9. Teoretyczny przebieg procesu odspojenia; Jonak [112] (Eligehausen, Sawade [63]), gdzie: Z' - zasięg odspojenia (dla przyjętego modelu), Z - zasięg rzeczywisty, l_b - długości tworzącej odpajanego stożka, x - długość powierzchni spękań, α - kąt odspojenia (pomiędzy płaszczyzną swobodną a tworzącą stożka), u - przemieszczenie wzdłuż osi kotwy

Przyjęte uproszczenie powoduje powstanie bardzo dużych błędów podczas potencjalnej próby określenia odpajanej objętości V ośrodka, co jest bardzo istotne w celu oceny skuteczności proponowanej metody odpajania.

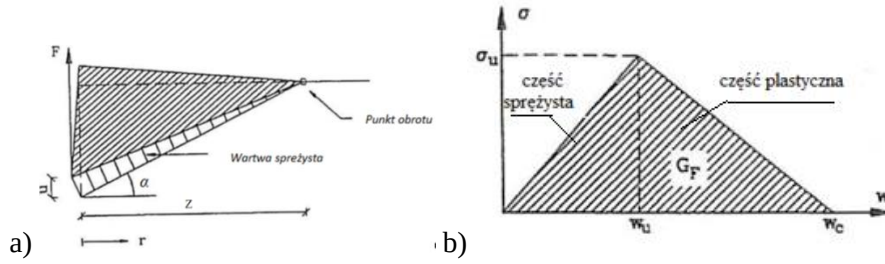
Przez szereg lat, wiele prac w zakresie opracowania modelu niszczenia betonu pod działaniem kotew, w różnych warunkach symulacji numerycznych realizowano z użyciem liniowo - sprężystej mechaniki pęknięcia (ELFM) [21, 23, 22, 24, 26, 36, 37, 88, 89, 145, 150].

W oparciu o rozważania z użyciem ELFM (Liniowo - Sprężystej Mechaniki Pękania), Eligehausen i Savade [63], Ljungberg [138] zaproponowali model analityczny/teoretyczny, z którego wyznaczyć można potencjalną nośność kotwy, tj. z zależności:

$$N_{EGF} = a_1 \sqrt{EG_F} h_{ef}^{3/2} \quad (2.3)$$

Tutaj nośność (opór na wrywanie kotwy) N_{EGF} jest funkcją współczynnika a_1 , głębokości zakotwienia h_{ef} , modułu sprężystości betonu E i energii pękania betonu G_F . Wartość krytyczna tego współczynnika $a_1=2,1$ wiąże nośność kotwy, dla obciążenia maksymalnego z długością już propagującego pęknięcia w porównaniu z ekstrapolowaną całkowitą długością pęknięcia do powierzchni betonu. Z analizy tej wynika również, że maksymalna wartość siły wrywającej kotwę F_{max} , występuje dla około (0,43-0,45) l_b [63], co omówiono powyżej. W tym przypadku, trajektoria pękania (powierzchnia zniszczenia) przebiega pod kątem $\alpha=37,5^\circ$ do powierzchni swobodnej ośrodka. Ten mechaniczny model pękania nie jest jednak powszechnie stosowany. Główny powód można znaleźć w trudnościach z eksperymentalnym określeniem energii pękania ośrodka, dodatkowo potęgowanych przez typowo wysokie rozproszenie wyników w takich eksperymentach, np. Berger [28].

Aktualnie istnieje szereg modeli analitycznych, np. Maruyama Kyuichi [140], o różnym stopniu uproszczenia, umożliwiających analizę kształtowania się obciążenia kotwy, mechanizmu niszczenia betonu przy osiągnięciu krytycznego obciążenia czy zasięgu powierzchni zniszczenia podczas tworzenia stożka zniszczenia. Brinckner i inni [34] w oparciu o założenia liniowej mechaniki pękania, zaproponowali uproszczony model mechaniczny pękania betonu (rys. 10), pozwalający na określenie nośności kotwy N_u , zasięgu odspojenia Z oraz kształtowania się kąta odspojenia α (kąta stożka zniszczenia), zależnie od efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} oraz współczynnika kruchości ośrodka B . W modelu założono, że problem jest płaski, stożek odspojenia jak i otaczający go ośrodek są idealnie sztywne, natomiast warstwa imitująca szczelinę jest sprężysta. Ponadto przyjęto, że ścieżka odspojenia jest liniowa, natomiast odkształcenie określono, jako ruch ciała sztywnego, tj., jako obrót wokół punktu, w którym ścieżka pęknięcia styka się z powierzchnią ośrodka (betonu).



Rys. 10. Model teoretycznej szczeliny (a) oraz jednoliniowy model uplastycznienia materiału fikcyjnej szczeliny (b) [34]

To odkształcenie spowoduje zarówno pionowe, jak i poziome naprężenia w warstwie sprężystej oraz poziome i pionowe reakcje w punkcie obrotu. Jednak w tej uproszczonej analizie założono, że geometria jest wybrana w taki sposób, że można pominąć reakcje pionowe w punkcie obrotu. W odległości r od krawędzi kotwy, pionowe odkształcenie w jest równe:

$$w = u \left(1 - \frac{r}{z} \right) \quad (2.4)$$

W analizie wydzielono trzy fazy procesu pęknięcia. W fazie I odkształcenie u nie osiągnęło deformacji w_u , a zatem nie występuje fikcyjne pęknięcie. W fazie II, u znajduje się między w_u i w_c , tj. rozwinęło się fikcyjne pęknięcie. Wreszcie, w fazie III, odkształcenie przekroczyło krytyczne otwarcie pęknięcia i powstało rzeczywiste pęknięcie.

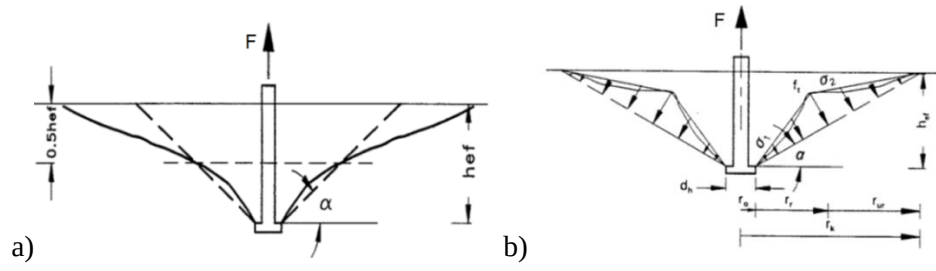
Tak więc, biorąc pod uwagę tylko naprężenia pionowe $\sigma = \sigma(r)$, odpowiednia siła jest podawana przez ogólną zależność:

$$F = \int_0^z 2\pi r \sigma(r) dr \quad (2.5)$$

Zhao [196] wyróżnił dwie strefy naprężeń, rozgraniczone linią na wysokości $\sim 0,5 h_{ef}$ (rys. 11), opisując je równaniami:

$$\sigma_1(h_{ef}) = f_t \cos \alpha / [(r_r - r_0)(r - r_0)] \quad (2.6)$$

$$\sigma_2(h_{ef}) = f_t \cos \alpha / [1 - (r - r_r)/(r_k - r_r)] \quad (2.7)$$



Rys. 11. Model odpajania wg Zhao [196]:

a) podział na dwie strefy, b) rozkład naprężeń w strefie propagacji zniszczenia

W efekcie, korzystając z zależności:

$$N_{uE} = \iint_{A_{po}} [\sigma_1(h_{ef}) + \sigma_2(h_{ef})] dA \quad (2.8)$$

Wyznaczono teoretyczne wartości sił wrywających kotwę w poszczególnych strefach, a w efekcie teoretyczną nośność kotwy w postaci:

$$N_{uE} = f_t \pi/3 [(2r_r^2 + 3r_0r_r) + (r_{ur}^2 + 3r_{ur}(r_0 + r_r))] \cos \alpha \quad (2.9)$$

gdzie:

$$f_t = 0,5\sqrt{f_{cc}} \quad (2.10)$$

Finalnie, wartość siły wrywającej można określić z zależności:

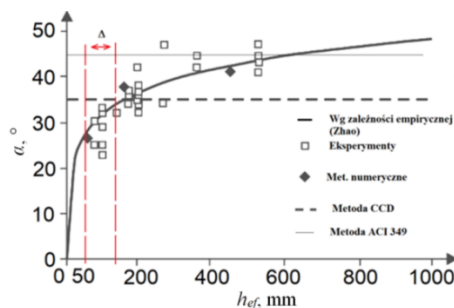
$$N_{uE} = 15\sqrt{f_{cc}}h_{ef}^2 \quad (2.11)$$

Z punktu widzenia modelowania oddziaływania kotwy na ośrodek istotne jest przyjęcie określonego rodzaju modelu materiału (sprężysty, lub np. plastyczny), gdyż może to wpływać w sposób istotny na uzyskiwane wyniki obliczeniowe [19, 20].

Według Zhao [196], wpływ efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} na kształtowanie się kąta stożka zniszczenia α , można określić z zależności:

$$\tan \alpha = 0,2h_{ef}^{0,2} \quad (2.12)$$

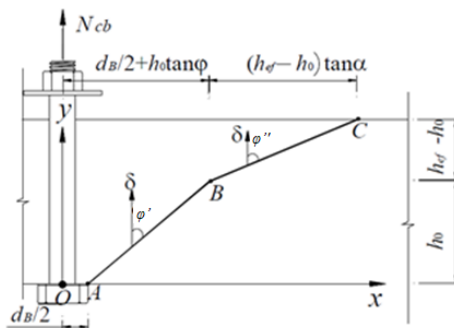
co ilustruje linia ciągła pogrubiona na rys. 12.



Rys. 12. Zależność kąta stożka zniszczenia α od efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} , gdzie: Δ - zakres efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} rozpatrywany w monografii (Zhao [196])

Można zauważyć, że kąt nachylenia α wzrasta wraz ze wzrostem głębokości kotwienia h_{ef} od $\alpha \approx 33^\circ$ przy $h_{ef} = 100$ mm do $\alpha \approx 45^\circ$ przy $h_{ef} = 520$ mm.

Z kolei, w modelu przedstawionym przez Yang [193] założono materiał spełniający tzw. zmodyfikowane kryterium wytrzymałościowe Coulomba. Dla celów praktycznych, zaproponowano uproszczony, dwuliniowy model (w wersji 2D), jak na rys. 13, gdzie założono występowanie powierzchni uszkodzenia w formie dwóch stożkowych powierzchni zniszczenia o wartości kąta zniszczenia φ' dla większych głębokości uszkodzenia (powstawania szczeliny) oraz o kącie φ'' dla mniejszych jego głębokości. W modelu założono, że w przypadku zniszczenia ciągłości materiału, zniszczony element betonowy można uznać za dwa sztywne, oddzielone bloki, z których jeden przemieszcza się względem drugiego.



Rys. 13. Dwuliniowy model pęknięcia wg Yang [193]

gdzie: φ' - kąt stożka zniszczenia w początkowej fazie propagacji szczeliny, δ - elementarne przemieszczenie osiowe kotwy, φ'' - kąt stożka zniszczenia w końcowej fazie propagacji szczeliny, B - punkt przegięcia trajektorii szczeliny zniszczenia

Dla celów praktycznych, w oparciu o model z rys. 13, w monografii [193] zaproponowano następującą zależność określającą zdolność kotew do odspajania betonu w przypadku powierzchni uszkodzenia, w kształcie stożka o dwóch tworzących:

$$N_u = \frac{\pi}{2} f_c \left[\frac{\frac{h_0(d_B + h_0 \tan \varphi')}{\cos \varphi'} (1 - \sin \varphi') + \frac{(h_{ef} - h_0) \{ (h_{ef} - h_0) \tan \varphi'' + d_B + 2h_0 \tan \varphi' \}}{\cos \varphi''} (1 - m \sin \varphi'') \right] \quad (2.13)$$

Zgodnie z Vogel i Ballarini 1999 [187] oraz Piccinin, Ballarini, Cattaneo [150], liniowość i spójność wymiarowa wymagają, aby przy danej wartości naprężenia σ , obciążenie związane z długością pęknięcia l_b (rys. 14) miało postać:

$$N_{u,LEFM} = \max \left[f_1 \left(\frac{l_b}{h_{ef}}, \frac{h_{ef}}{d_u}, \vartheta \right) K_{Ic} h_{ef}^{1.5} + f_2 \left(\frac{l_b}{h_{ef}}, \frac{h_{ef}}{d_u}, \vartheta \right) \sigma \right] \quad (2.14)$$

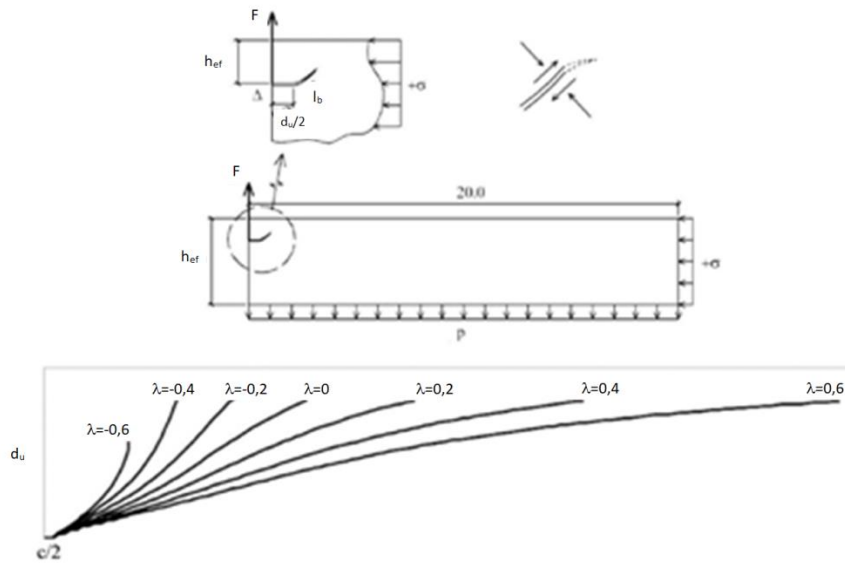
gdzie:

d_u, h_{ef}, l_b - wymiary charakterystyczne średnicy głowicy kotwy, głębokości efektywnej osadzenia kotwy oraz długość szczeliny,

ϑ - współczynnik Poissona, σ - naprężenie normalne do kierunku działania siły wyrywającej kotwę

λ - znormalizowany poziom naprężenia zdefiniowany jako $\lambda = \sigma / f_t$ (dla przypadku ściskania $\lambda > 0$, podczas gdy dla przypadku rozciągania $\lambda < 0$).

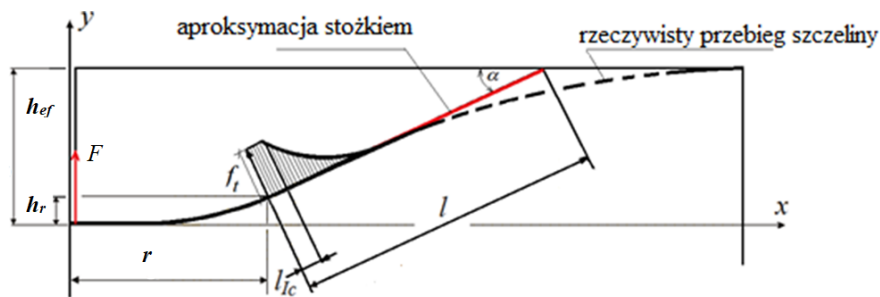
K_{Ic} - krytyczny współczynnik intensywności naprężeń dla typu I pęknięcia.



Rys. 14. Trajektorie szczeliny dla różnych warunków symulacji [150]

Camposinhos [35] na bazie klasycznych obliczeń wytrzymałościowych z uwzględnieniem działania karbu, skutkującego pojawieniem się koncentracji naprężeń w określonym miejscu konstrukcji, opracował model tzw. półempiryczny (*semi-empirical formulations*). Dla poprawności obliczeń, niezbędne jest doświadczalne wyznaczenie współczynnika koncentracji naprężeń, charakterystycznego dla konkretnej grupy skał.

W publikacji - Gontarz, Podgórski, Jonak, Kalita i Siegmund [82] - zaproponowano model zniszczenia pod działaniem kotwy, jak na rys. 15.



Rys. 15. Model mechaniczny propagacji zniszczenia pod działaniem kotwy, gdzie:
 l - długość uproszczonej trajektorii szczeliny zniszczenia, h_{ef} - efektywna głębokość kotwienia, f_t - wytrzymałość na rozciąganie, α - kąt stożka zniszczenia, l_{ic} - długości strefy kohezyjnej, F - siła działająca na kotwę, (r, h_r) - współrzędne wierzchołka szczeliny, gdy wystąpi maksymalna wartość siły na kotwie [105, 80÷82]

Dla uproszczenia przyjęto [80], że kształt oderwanego fragmentu skały jest w przybliżeniu stożkowy, co nie jest zgodne z przeprowadzonymi symulacjami komputerowymi, ale rozważania te odnoszą się jedynie do określenia siły krytycznej, a więc tylko kąt α , wokół którego osiągnięto największą wytrzymałość na rozciąganie w badaniach komputerowych, jest znaczący. Przewidywana maksymalna wartość siły $F (=N_u)$ występuje w miejscu, gdzie zasięg pęknięcia r jest w przybliżeniu równy głębokości zakotwienia ($r \sim h_{ef}$).

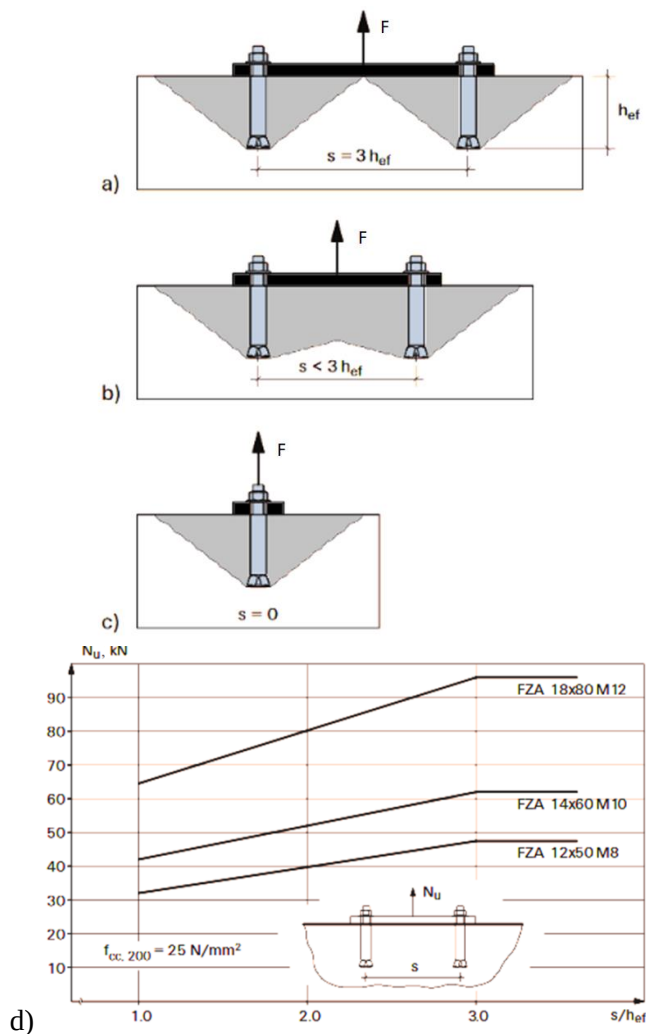
Rozkład naprężeń rozciągających od wierzchołka pęknięcia do hipotetycznego punktu pęknięcia fragmentu skały to „strefa kohezyjna”, czyli ta strefa, w której została przekroczona kohezja, który przyjęto na podstawie hipotezy Barenblatta [25]. Hipoteza ta, dzięki wprowadzeniu "strefy kohezyjnej" w obszarze wierzchołka szczeliny, pozwala na uwzględnienie rozwoju mikropęknięć, które poprzedzają propagację pęknięcia dyskretnego, czyli pęknięcia o zakładanej długości. Na długości strefy kohezyjnej l_{lc} , ma ona kształt prostokąta o wartości równej wytrzymałości na rozciąganie f_t ; poza strefą naprężenia rozciągające maleją, osiągając wartość równą zero przy powierzchni odspojenia. Na bazie przeprowadzonych badań przemysłowych i laboratoryjnych, opracowano i zweryfikowano model empiryczny opisujący rozkład naprężeń w strefie frontu powierzchni zniszczenia, czyli punktu powstawania pęknięcia, pozwalający w efekcie prognozować siłę wyrywającą i zasięg odspojenia.

We większości przytaczanych modeli, dla poprawności obliczeń, niezbędne jest doświadczalne wyznaczenie, np. współczynnika koncentracji naprężeń K_{lc} charakterystycznego dla konkretnej grupy skał, co w warunkach przemysłowych jest trudne w realizacji.

2.4. Interakcja stożków zniszczenia

Już we wczesnych badaniach zjawisk towarzyszących powstawaniu stożka zniszczenia oraz kształtowaniu się siły wyrywającej kotwę stwierdzono, że w przypadku układów wielokotwowych, występuje tak zwana interakcja stożków zniszczenia wywoływanych przez wyrywanie każdej z kotew, np. Eligehausen, Mallee [58]. Według katalogów producentów kotew, np. firmy FISCHER [74], dla pary kotew o rozstawie osiowym $s=3h_{ef}$ odpowiadającym spodziewanej średnicy podstawy stożka S_r zniszczenia, stożki nie przecinają się (rys. 16a), a zatem obie kotwy osiągają maksymalną nośność N_u dla układu kotew. Oznacza to, że obciążenie niszczące, dla pary kotew, jest równe dwukrotnej wartości obciążenia maksymalnego dla pojedynczej kotwy. Z kolei na rys. 16b rozstaw osiowy kotew s jest mniejszy niż średnica podstawy S_r spodziewanego stożka zniszczenia. Stożki zniszczenia przecinają się

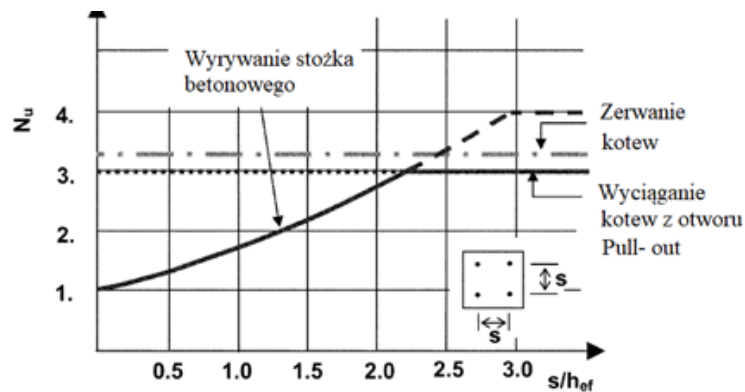
wzajemnie, co prowadzi do zmniejszenia nośności N_u (maksymalnej siły wrywającej F). Przy czysto teoretycznym założeniu, że odstęp osiowy pomiędzy dwoma kotwami jest zredukowany do $s=0$ (rys. 16c), istnieje tylko jeden stożek zniszczenia, a zatem obciążenie niszczące tej "pary" kotew jest równe 50% obciążenia pary, zgodnie z rys. 16a. Dla uproszczenia przyjęto liniową zależność pomiędzy skrajnymi wartościami przedstawionymi na rys. 16a i rys. 16c.



Rys. 16. Wpływ interakcji stożków zniszczenia na kształtowanie się siły wrywającej F (nośności N_u) pary kotew; gdzie: s/h_{ef} to poziom odległości, na podstawie katalogu firmy FISCHER [74]

Na Rys. 16 przedstawiono wpływ s/h_{ef} dla pary kotew poddanych osiowemu obciążeniu rozciągającemu w betonie niespękanym o wytrzymałości na ściskanie $f_{cc,200} = 25 \text{ N/mm}^2$. Zwiększanie odległości pomiędzy kotwami s do wartości, w której osiągana jest średnica podstawy stożka zniszczenia S_r ($s=S_r=3h_{ef}$) powoduje wzrost obciążenia niszczącego N_u (utożsamianego z siłą wyrywającą F). W przypadku większych odległości pomiędzy kotwami nie należy oczekiwać większej siły niszczącej, ponieważ osiągnięta zostanie maksymalna nośność pary kotew N_u .

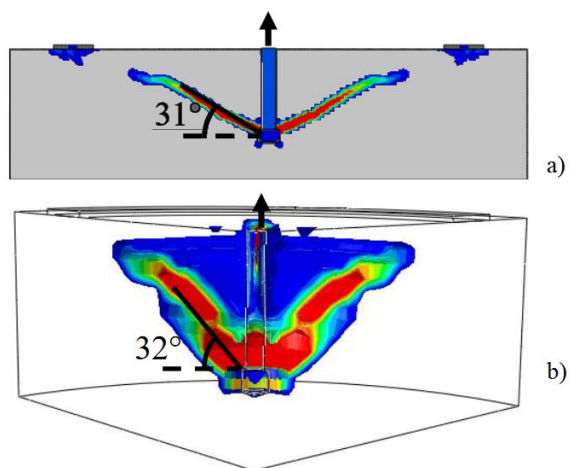
Podobny charakter zależności został stwierdzony również dla układów wielokotwowych, np. Eligehausen i Mallee [66], Lehr [133] lub Bokor [31, 32]. Według ostatnich ustaleń, hipotetyczne zachowanie zespołu 4 kotew można opisać zależnościami, jak na rys. 17, gdzie przedstawiono kształtowanie się nośności zespołu czterech kotew, zależnie od stosunku ich rozstawu s i głębokości kotwienia h_{ef} . W tym przypadku wartość graniczna tej proporcji jest bliska 2,5.



Rys. 17. Hipotetyczne zachowanie zespołu kotew scharakteryzowane w normie ACI 318 [4, 5]

2.5. Modele numeryczne procesu formowania stożka zniszczenia

W ostatnim okresie rośnie zainteresowanie użyciem systemów MES (Metoda Elementów Skończonych) i DEM (Metoda Elementów Dyskretnych) w analizie kształtowania się strefy zniszczenia pod działaniem kotew czy wyznaczania ich nośności (np. Lenda czy Benedetti [13, 26]), jak na rys. 18.

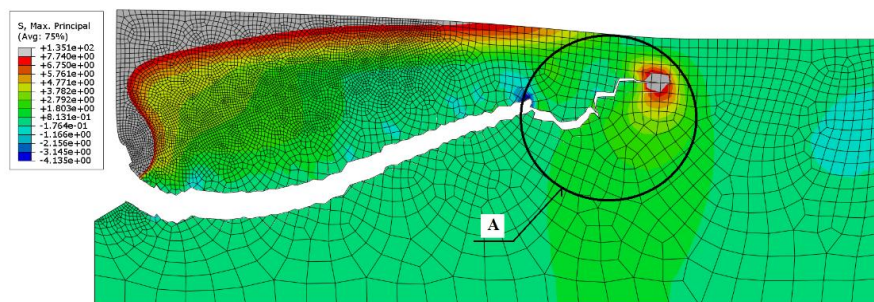


Rys. 18. Przykłady wyników symulacji 2D i 3D formowania się stożka zniszczenia podczas wyrywania kotwy (pull - out test) [13]

Analizy wstępne z użyciem Metody Elementów Skończonych (MES)

W badaniach wstępnych realizowanych razem z zespołem prof. Pogórskiego, nad zastosowaniem MES do analizy zjawiska wyrywania kotew (Podgórski, Gontarz, Siegmund i Jonak [82-81]), przeprowadzono badania numeryczne kształtowania się siły potrzebnej do wyrwania fragmentu skały oraz kształtu odłamanego fragmentu skalnego. Analizy prowadzono z użyciem modelu uproszczonego, gdzie oddziaływanie kotwy symulowano poprzez odpowiednio przyłożone do podcięcia stożkowego w skałę, siły w węzłach siatki oraz modelu z tarcie, w strefie kontaktu kotwy ze skałą - zagadnienie kontaktowe. Wyniki symulacji porównywano z wynikami badań terenowych i stwierdzono, że uzyskane wyniki symulacji różniły się zależnie od założeń w symulacji. Najbardziej zgodne wyniki uzyskano dla symulacji, dla współczynnika tarcia pomiędzy głowicą kotwy a skałą $\mu = 0,1-0,2$ (Podgórski i Gontarz [83, 80]). Dotyczyło to zarówno maksymalnej uzyskanej siły wyrywającej kotwę F_{max} , jak i kształtu szczeliny. Symulacji komputerowych nie można było przeprowadzić do całkowitego wyrwania fragmentu skały, ponieważ przed „odspojeniem”, szczelina zaczynała zachowywać się niezgodnie z rzeczywistym przebiegiem, tzn. kluczyła, lub propagowała równolegle do powierzchni swobodnej. Z kolei, w porównywalnych tematycznie badaniach [87] stwierdzono, że trajektoria szczeliny (linii pęknięcia) do pewnego momentu przebiega prawidłowo, jednak w okolicy około połowy swej drogi, w kierunku swobodnej powierzchni, zaczyna „kluczyć”, zmierzając w nieprawidłowych kierunkach, a często obliczenia były przerywane błędem zbyt dużej liczby iteracji (przekraczając zadaną ich ilość). Zbliżone wnioski wyciągnięto podczas realizacji symulacji numerycznych 3D

z użyciem pojedynczej kotwy, np. [118]. Przyczyn tego zjawiska upatruje się pewnej ułomności metody obliczeniowej programu ABAQUS. Według ustaleń [87], z powodu, że kąt pęknięcia liczony jest dla każdego elementu skończonego indywidualnie, zmienia się on znacząco. W trakcie obliczeń definiowany jest kąt α , pod jakim powinno zostać skierowane pęknięcie, a z niego wyznaczany jest wektor. Jednak ze względu na własności funkcji trygonometrycznych program ABAQUS dostaje informację, która sygnalizuje, że może być to kąt α , ale również może być to kąt $\alpha + 180^\circ$. Program prowadzi więc szczelinę tylko na podstawie cechy samej metody X-FEM, tzn. pęknięcie nie może zostać poprowadzone ponownie przez ten sam element skończony. Z tego powodu w większości przypadków pęknięcie poprowadzone zostaje pod prawidłowym kątem α , jednak często dochodzi do sytuacji, w której wyznaczony kąt α spowodowałby, że pęknięcie powinno przejść przez już pęknięty element skończony, wtedy szczelina „zawraca”, uniemożliwiając oszacowanie zasięgu szczeliny (linii pęknięcia) (np. Podgórski i Gontarz, Jonak, Siegmund [85, 84, 80]), co też ilustruje rys. 19 (strefa „A”). Według [87] algorytm programu ABAQUS dokonując oszacowania kąta pęknięcia w wierzchołku szczeliny, dokonuje szeregu uśrednień (pod uwagę brane są tylko naprężenia w pojedynczych punktach Gaussa a w przypadku czterech punktów Gaussa, wartości z tych punktów są uśredniane. Punkty Gaussa są to punkty w elemencie skończonym, w którym wyznaczane są naprężenia. Dalsze naprężenia w dowolnym punkcie są interpolowane z wyników w punktach Gaussa. Ponadto, algorytm X-FEM dopuszcza analizę dla jednej tylko szczeliny. W efekcie, w sytuacji, kiedy wyznaczony kąt pęknięcia spowodowałby, że pęknięcie powinno przejść przez już pęknięty element skończony, szczelina „zawraca”. Stąd też, często występuje problem z precyzyjnym oszacowaniem kąta pęknięcia α . Wielkość elementów siatki modelu ma tutaj drugorzędne znaczenie.



Rys. 19. Wpływ niedoskonałości działania algorytmu do wyznaczania trajektorii pęknięcia w programie ABAQUS, A- obszar niestabilnej propagacji szczeliny

Już we wcześniejszych opracowaniach (np. Jeng, Shah [101]) sugerowano, że na kierunek propagacji szczeliny ma wpływ proporcja stałych K_{II}/K_I . W efekcie również, kąt propagacji α zależy od głębokości kotwienia h_{ef} .

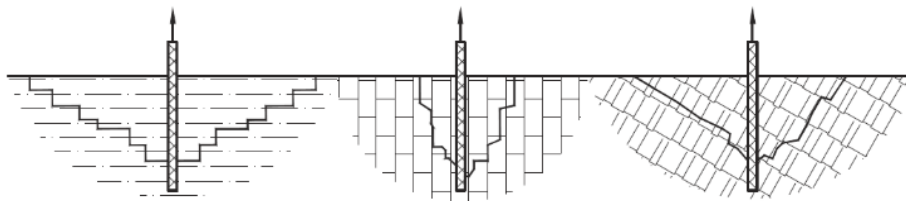
Wspomniana powyżej niedoskonałość oprogramowania komercyjnego ABAQUS skutkowałą ograniczonym zakresem prowadzonych analiz numerycznych (zasięg odspojen), prezentowanych w dalszej części monografii.

Aby zwiększyć precyzję prognoz odnośnie kształtowania się nośności kotew montowanych w betonie N_u , podejmowane są również próby wykorzystania systemów eksperckich, systemów rozmytych i sieci neuronowych w budowie stosownych modeli prognostycznych. Stwierdza się, że sztuczne sieci neuronowe (ANN) oraz systemy rozmyte (FL) są dobrymi narzędziami do modelowania tych złożonych zagadnień, np. Golafshani [16, 18, 78]. Z dobrym skutkiem podejmowane są również próby tworzenia metod hybrydowych (metoda MES plus sztuczne sieci neuronowe) zwiększających możliwości prognozowania tak nośności jak i zasięgu potencjalnej strefy zniszczenia ośrodka podczas wrywania kotew (Almeida Jr i Guner [15]). Brakuje, jednak opracowań z zakresu tematyki użycia przedmiotowych kotew w ośrodkach skalnych, szczególnie w zakresie zasięgu odspojenia.

2.6. Podsumowanie

Technologię montażu kotew podcinających, a następnie ich wrywania, wraz z powstającym stożkiem zniszczenia zaproponowano do technologii potencjalnego odspajania skał w nietypowych warunkach robót górniczych, np. prowadzenia akcji ratowniczych w zawalonych chodnikach, w atmosferze grożącej wybuchem metanu czy też, prowadzenia modernizacji obiektów inżynierskich, gdzie nie można prowadzić urabiania materiałami wybuchowymi, czy urabiającymi systemami zmechanizowanymi.

Wstępne badania i analizy tematyki wykazały [105, 109, 120÷119, 160÷163], że z uwagi na odmienne właściwości masywu skalnego, szereg dotychczasowych ustaleń i zaleceń dotyczących betonu, ma ograniczone zastosowanie w przypadku górotworu charakteryzującego się dużą różnorodnością właściwości fizykomechanicznych różnych rodzajów skał. Problem określenia wytrzymałości na wrywanie zakotwienia oraz zasięgu odspojenia w przypadku zakotwienia w materiale skalnym zauważają, np. Panton [149] czy Wyllie [192], którzy wskazują na wpływ struktury skały na przebieg procesu odspojenia (rys. 20).



Rys. 20. Wpływ struktury skalnej na kształt odspajanego stożka [149]

Niezbędne jest, zatem prowadzenie prac doświadczalnych, jak i analitycznych nad określeniem siły wyrywającej F oraz zasięgiem stref zniszczenia Z pod wpływem tej siły. Istotna jest tutaj również objętość V skały odspajanej pojedynczą kotwą lub zespołem kotew. Wybór układu kotew (pojedyncza/zespół) ma wpływ, np. na lokalizację kolejnych kotew, jak i potencjalną energochłonność procesu. Uproszczenia stosowane w dotychczasowych procedurach obliczeniowych należy uznać za niewystarczające dla pełnego opisu zjawiska odspajania skał za pomocą kotew. W praktyce przemysłowej, stosowanie dla skał, modeli zniszczenia dla betonów, pod działaniem kotew podcinających, jest utrudnione. Głównymi powodami są trudności z określeniem na podstawie badań, np. współczynnika intensywności naprężeń K_{Ic} czy energii pęknięcia dla skał G_F . W niektórych modelach niezbędne jest przeprowadzenie dość skomplikowanych procedur kalibracyjnych, w celu oznaczenia wartości niezbędnych stałych. Z praktyki doświadczalnej wynika, że dla niektórych piaskowców, energia pęknięcia jest znaczna, a zniszczenie zachodzące podczas próby wytrzymałościowej przebiega bardzo gwałtownie z wyrzutem fragmentów zniszczonej próbki wokół stanowiska badawczego. Oznaczenie wymaganych w istniejących modelach stałych materiałowych, np. krytyczna energia pęknięcia G_F i krytyczny współczynnik intensywności naprężeń K_{Ic} , są trudne, a warunkach badań terenowych niemożliwe.

Na bazie przeprowadzonej analizy stanu wiedzy stwierdzono, że zjawisko pęknięcia materiału skalnego pod wpływem naprężeń wywołanych przez kontakt głowicy podcinającej kotwy wyrywanej ze skały, tzw. test *pull-out*, uszkodzenie dla betonu typu *concret breakout*, nie został dotychczas opisany, brak jest satysfakcjonujących modeli opisujących zarówno sam mechanizm pęknięcia, kształt odspajanego fragmentu - stożka oraz zależności pomiędzy siłą wyrywającą F i głębokością zakotwienia h_{ef} .

Istniejąca dotychczas wiedza obejmuje zagadnienia wyznaczania nośności kotew, ich obciążalności oraz minimalnej siły wyrywającej w technice mocowań elementów konstrukcji betonowych lub żelbetowych, a także

w grupach zagadnień dotyczących możliwości utrzymania stateczności stropu w technologiach prowadzenia wyrobisk górniczych.

Wszystkie omówione czynniki uzasadniają potrzebę badań nad możliwością odspajania (i urabiania) skał kotwami podcinającymi, opisaniem zasięgu ścieżek i powierzchni pęknięcia, ustalenie podstawowych zależności pomiędzy wymaganą siłą odspajania F a głębokością efektywną odspajania h_{ef} i wytrzymałością na ściskanie skały f_c oraz opracowania modeli, również numerycznych, możliwych do zastosowania w praktyce, tj. w warunkach zakładów wydobywczych i przeróbczych, tunelowaniu oraz podczas akcji ratowniczych.

Ponadto, opisanie tych zależności jest niezbędne do opracowania założeń metryki wierceń otworów dla niekonwencjonalnej technologii odspajania i wykorzystania efektu interakcji stref zniszczenia, w celu potencjalnego zoptymalizowania jednostkowego zużycia energii w postulowanym procesie technologicznym.

3. Badania doświadczalne odpajania skał z użyciem kotew podcinających

W celu doświadczalnego wyznaczenia parametrów procesu odpajania przeprowadzone zostały badania eksperymentalne wrywania kotew podcinających w warunkach zakładów wydobywczych materiałów skalnych. Metodyka procesu prowadzenia badań określona została na podstawie wcześniejszych doświadczeń zdobytych między innymi podczas realizacji projektu INREQ, na potrzeby opracowania przenośnego urządzenia do drażenia wyrobisk ratunkowych [38-40, 52, 163]. Przeprowadzone zostały również prace badawcze w ramach realizacji wewnętrznego grantu ITG KOMAG: M. Siegmund: „Mechanizm niszczenia spójności skał z wykorzystaniem wytrzymałości na rozciąganie” nr EP/P61-20875 [169]. Badania właściwe, na podstawie, których oparta została większość analiz niniejszej monografii, zrealizowane zostały w ramach realizacji projektu badawczego RODEST, pt.: „Badania i modelowanie mechanizmu zniszczenia materiałów skalnych w przestrzennym stanie naprężeń ścinających i rozciągających”. Projekt realizowany był przez konsorcjum naukowe: Instytut Techniki Górniczej KOMAG wraz z Politechniką Lubelską i finansowany był przez Narodowe Centrum Nauki w ramach konkursu OPUS 10 (nr projektu 2015/19/B/ST10/02817) [109, 120].

3.1. Miejsce prowadzenia badań terenowych

Ze względu na konieczność przeprowadzenia badań dla różnych warunków geologiczno-górnictwowych, zrealizowane zostały one w czterech różnych kopalniach, dla skał o różnych własnościach wytrzymałościowych:

- A. Odkrywkowej kopalni porfiru ZALAS. Badania prowadzone były na dużych blokach skalnych odspojonych w wyniku urabiania przez strzelanie (rys. 21a). Skałę tę można zaliczyć do skał magmowych o strukturze porfirowej. W kopalni tej materiał pozyskuje się za pomocą materiałów wybuchowych. Do badań używano bloków nieuszkodzonych. Potwierdzeniem braku uszkodzeń materiału skalnego było jego zachowanie w czasie wykonywania i przygotowywania rdzeni do badań laboratoryjnych, które nie ulegały podczas tych prac zniszczeniu.
- B. Odkrywkowej kopalni piaskowca BRACISZÓW. Badania prowadzone były na dużych blokach skalnych odspojonych w wyniku urabiania przez strzelanie (rys. 21b). Skałę tę można zakwalifikować jako piaskowce szarogłazowe występujące w Górach Bardzkich i Sudetach

Wschodnich. W kopalni tej materiał pozyskuje się za pomocą materiałów wybuchowych. Również w tym przypadku do badań wykorzystane zostały nieuszkodzone bloki skalne

- C. Kopalni węgla kamiennego GUIDO. Badania prowadzone były na ociosie, wykonanej w piaskowcu komory badawczej na poziomie 320 m (rys. 21c). Skałę tą można zaliczyć do drobno- i średnioziarnistych piaskowców GZW (Górnośląskie Zagłębie Węglowe). Kopalnia GUIDO jest byłą kopalnią doświadczalną, która obecnie funkcjonuje jako atrakcja turystyczna.
- D. Odkrywkowej kopalni Piaskowca BRENNA. Badania prowadzono na odsłoniętej powierzchni skalnej, jednej z warstw udostępnionego złoża, na froncie eksploatacyjnym skośnie uwarstwionej skały (rys. 21d). Badaną skałę można zaliczyć do piaskowców Godulskich w rejonie Skoczowa. W kopalni tej materiał pozyskuje się za pomocą mechanicznego klinowania wybranych fragmentów warstw złoża, z wykorzystaniem pochylenia pokładów.

W Polsce urabianie za pomocą materiałów wybuchowych uznawane jest jako silnie niszczące skałę. Tymczasem w wielu przypadkach poprawnie prowadzone roboty strzałowe nie powodują uszkodzenia skał. Jak wskazują badacze np. prof. Evert Hoek urabianie materiałem wybuchowym nie oznacza jednoznacznie uszkodzenia materiału skalnego. Dla wielu przypadków urabiania materiałami wybuchowymi przyjmuje się wartość zmiennej uszkodzenia $D = 0$. Czyli taką jak dla materiału nieuszkodzonego (dziewiczego) [185, 134].



Rys. 21. Miejsce prowadzenia badań: a) kopalnia ZALAS, b) kopalnia BRACISZÓW, c) kopalnia GUIDO, d) kopalnia BRENNA

3.2. Badanie własności fizykomechanicznych skał w warunkach laboratoryjnych

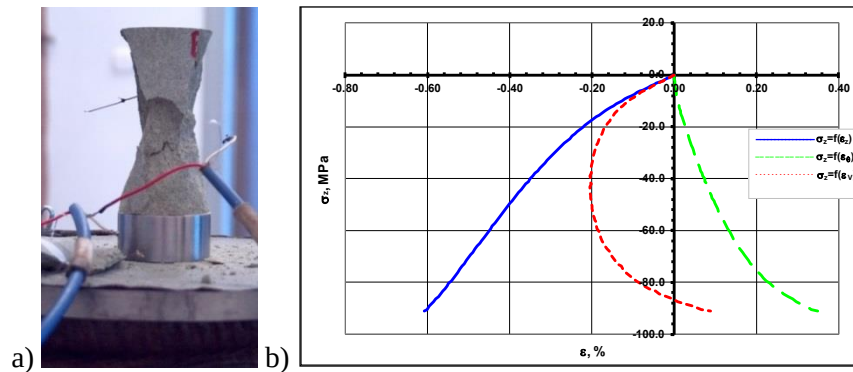
Do najważniejszych własności mechanicznych skał zalicza się: spójność (lub kohezję) c , kąt tarcia wewnętrznego φ , wytrzymałość na jednoosiowe ściskanie σ_c (f_c lub R_c), rozciąganie σ_t (f_t lub R_t) i ścinanie τ [128, 176]².

Powszechnie stosowaną stałą materiałową dla skał jest wytrzymałość graniczna na jednoosiowe ściskanie σ_c . Próby jednoosiowego ściskania są przeprowadzane najczęściej, są stosunkowo proste do przeprowadzenia i istnieje olbrzymia baza danych, nt. wytrzymałości skał na ściskanie.

Skały są materiałami ziarnistymi. Ziarna mineralne połączone są lepiszczem w agregaty. Do zniszczenia skał, pomimo przyłożonych z zewnątrz sił ściskających (i naprężeń ściskających) dochodzi w wyniku przekroczenia

² W niniejszym rozdziale zachowano oznaczenie wytrzymałości na ściskanie σ_c (f_c lub R_c), i rozciąganie σ_t (f_t lub R_t) zgodne z literaturą źródłową.

wytrzymałości na ścinanie i/lub rozciąganie. Również próbki poddane testom jednoosiowego ściskania ulegają, generalnie ścięciu w pojedynczej lub w dwóch płaszczyznach (rys. 22). Dochodzi również do zerwania wiązań pomiędzy ziarnami mineralnymi i agregatami ziaren w wyniku przekroczenia wytrzymałości na rozciąganie [128, 176].



Rys. 22. Typowy widok próbki po zniszczeniu (a) i charakterystyk naprężenie σ - odkształcenie ϵ dla skał (b) w próbie jednoosiowego ściskania. Piaskowiec BRENNA [183]. Próbki skalne, pomimo że poddane są próbom ściskania ulegają ścięciu wzdłuż jednej lub dwóch (w tym przypadku) powierzchni

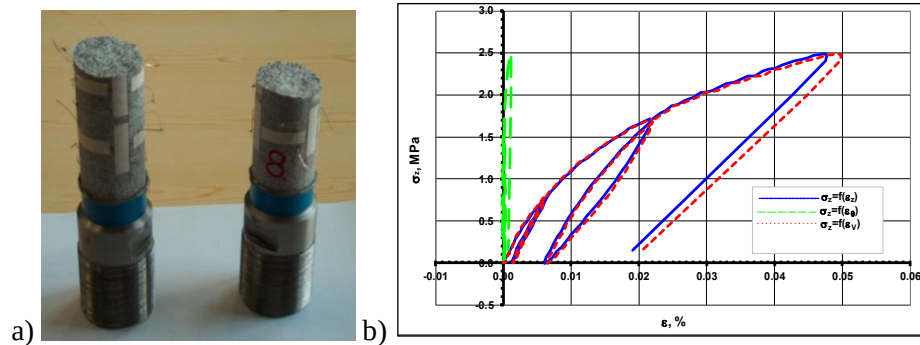
Wytrzymałość graniczna na jednoosiowe rozciąganie σ_T jest najlepszą stałą materiałową opisującą własności wytrzymałościowe skał. Niestety, próby jednoosiowego (bezpośredniego) rozciągania są trudne do przeprowadzenia i bardzo rzadko wykonywane. Zgodnie z zaleceniami Międzynarodowego Towarzystwa Mechaniki Skał, powinny to być próby przeprowadzane na walcowych próbkach o smukłości $h:d=4$, połączonych stykowo zuchwytami maszyny wytrzymałościowej, wykonanych z odpowiednimi dokładnościami i reżimami prób [98].

Stosunkowo nieliczne wyniki badań przeprowadzonych w taki sposób wskazują na szczególne cechy zachowania się skał przy rozciąganiu (rys. 23).

Są to, m.in.:

- nieliniowość charakterystyk naprężenie σ - odkształcenie ϵ w całym przedziale naprężeń rozciągających (w odróżnieniu od prób ściskania),
- zmienność własności odkształceniowych, m.in. modułu sprężystości podłużnej E i współczynnika Poissona ν wraz ze wzrostem wartości naprężenia rozciągającego σ_b ,
- odkształcenia plastyczne (trwałe, nieodwracalne), których doznają również skały przy rozciąganiu.

Analiza wyników prób jednoosiowego rozciągania, mono- i wielocyklicznego oraz omówienie dotychczasowych badań polskich i zagranicznych badaczy przedstawiono w niewielu pracach. W Polsce szerzej tym problemem zajmował się m.in. Tomiczek [183, 179, 181].



Rys. 23. Typowy widok próbki po zniszczeniu (a) i charakterystyk naprężenie σ - odkształcenie ϵ dla skał (b) w próbie jednoosiowego rozciągania. Piaszkowiec BRENNA [183]

Jak już wspomniano, próby jednoosiowego rozciągania są trudne technologicznie do przeprowadzenia, dlatego zazwyczaj wyznacza się własności wytrzymałościowe (i odkształceniowe) dla skał w warunkach rozciągania metodami pośrednimi, np. metodą brazylijską [72], czy metodą zginania beleczki [83]. Należy jednak podkreślić, że wartości stałych wyznaczonych metodami pośrednimi są różne od tych, wyznaczonych metodą rozciągania jednoosiowego, a to te ostatnie są wzorcowymi wartościami stałych dla skał w polu naprężeń rozciągających (Tomiczek [183, 181, 179]).

3.2.1. Wyniki badań laboratoryjnych parametrów fizyko-mechanicznych skał poddawanych badaniom wyrwania kotew

Każdorazowo z miejsca prowadzenia badań pobierano materiał skalny w celu wykonania badań laboratoryjnych określających podstawowe własności wytrzymałościowe próbek. W laboratoriach ówczesnej Katedry Geoinżynierii i Eksploatacji Surowców Wydziału Górnictwa, Inżynierii Bezpieczeństwa i Automatyki Przemysłowej Politechniki Śląskiej przeprowadzono badania wytrzymałościowe dostarczonego materiału. Badania przeprowadzono zgodnie z zaleceniami Międzynarodowego Towarzystwa Mechaniki Skał (ISRM [98]), zachowując zalecane normy dotyczące dokładności wykonania próbek, używanych przyrządów i sposobu przeprowadzenia próby. Wykonano i użyto próbek foremnych, walcowych o średnicach $d = 42$ mm i o smukłościach h/d .

Przeprowadzono próby jednoosiowego ściskania, rozciągania metodą brazylijską i ścinania przy ściskaniu (rys. 24).



Rys. 24. Próbkki skalne w maszynach wytrzymałościowych (przed i po badaniach):
a) próby jednoosiowego ściskania b) próby rozciągania metodą brazylijską, c) próby ścinania przy ściskaniu [184, 120, 157]).

Wartości wytrzymałości granicznej na jednoosiowe ściskanie σ_c wyznaczono na próbkach foremnych, walcowych o średnicy 42 mm i smukłości $h/d \approx 2$. Badania przeprowadzono za pomocą prasy EDZ-60 (rys. 24a).

Zastosowano powszechnie znaną formułę:

$$\sigma_C = \frac{P_{max}}{S} \quad (3.1)$$

gdzie:

σ_C - wytrzymałość graniczna na jednoosiowe ściskanie, Pa,

P_{max} - maksymalna siła niszcząca, nośność graniczna, N,

S - pole przekroju poprzecznego, m².

Obliczona, średnia, wartość wytrzymałości granicznej na jednoosiowe ściskanie σ_T dla poszczególnych próbek materiałów skalnych zamieszczono w tab. 1.

Badania, w których wyznaczono wytrzymałość graniczną na jednoosiowe rozciąganie σ_T przeprowadzono stosując metodę brazylijską. Krążki skalne o średnicy $d \approx 42$ mm i $h/d \approx 0,5$ umieszczono w specjalnym przyrządzie i w maszynie wytrzymałościowej EDB-60 (rys. 24b).

Wytrzymałość na rozciąganie metodą brazylijską σ_{BT} wyznacza się jako:

$$\sigma_{BT} = \frac{2P_{max}}{\pi dh} \quad (3.2)$$

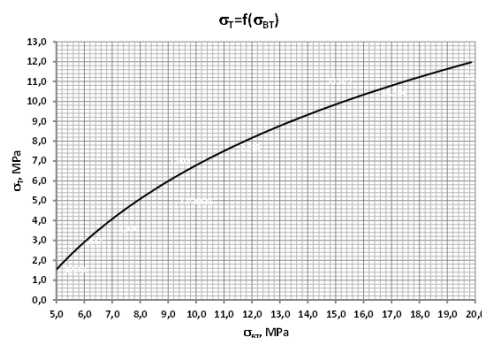
gdzie:

P_{max} - maksymalna siła niszcząca, nośność graniczna, N,

d - średnica próbki, m,

h - wysokość próbki, m.

Jednak, jak należy podkreślić wytrzymałość na rozciąganie wyznaczana metodą brazylijską σ_{BT} nie jest równa wytrzymałości na rozciąganie bezpośrednie σ_T . Zazwyczaj $\sigma_T = (0,2 \div 0,9) \sigma_{BT}$ (rys. 25, Tomiczek [180]).



Rys. 25. Zależność pomiędzy wytrzymałością na rozciąganie wyznaczoną metodą brazylijską σ_{BT} , a wytrzymałością na rozciąganie bezpośrednie σ_T (Tomiczek, [180, 184]).

Biorąc pod uwagę powyższe, wytrzymałość graniczną na jednoosiowe rozciąganie σ_T oznaczono jako:

$$\sigma_T = k_b \cdot \sigma_{BT} \quad (3.3)$$

gdzie:

k_b - współczynnik proporcjonalności pomiędzy σ_T a σ_{BT} – na podstawie rys. 25, przyjęto $k_b = 0,52$ - BRACISZÓW: $k_b = 0,526$ - BRENNA, $k_b=0,55$ ZALAS $k_b = 0,66$ - GUIDO.

Obliczona na podstawie, co najmniej sześciu prób badawczych średnia, wartość wytrzymałości granicznej na jednoosiowe rozciąganie σ_T dla poszczególnych próbek materiałów skalnych zamieszczono w tab. 1.

Wartości spójności c i kąta tarcia wewnętrznego φ oznaczono w próbach ścinania przy ściskaniu (według np. Kidybińskiego [128]). Badania przeprowadzono na próbkach o wymiarach: średnica $d \approx 42$ mm i wysokości $h \approx 50$ mm. Próbki umieszczane były w przyrządach do przeprowadzania prób ścinania przy ściskaniu w maszynie wytrzymałościowej EDB-60 (rys. 24c).

W próbach ścinania przy ściskaniu wartości naprężeń normalnych σ_{nmax} i stycznych τ_{tmax} obliczono, jako:

$$\sigma_{nmax} = \frac{P_{nmax}}{S} \quad (3.4)$$

$$\tau_{tmax} = \frac{P_{tmax}}{S} \quad (3.5)$$

gdzie, siły normalna P_{nmax} i styczna P_{tmax} są równe:

$$P_{nmax} = P_{max} \sin \Theta \quad (3.6)$$

$$P_{tmax} = P_{max} \cos \Theta \quad (3.7)$$

Przy czym Θ to kąt ścinania; próby prowadzono dla kątów 15° i 30° .

Na podstawie wartości naprężeń normalnych σ_{nmax} i stycznych τ_{tmax} uzyskanych w poszczególnych próbach, przy kącie ścinania $\Theta 15^\circ$ oraz 30° , wyznaczono postać równania stanu granicznego Coulomba:

$$\tau = c + \mu \sigma_n \quad (3.8)$$

gdzie:

τ - wytrzymałość na ścinanie,
 c - spójność,
 μ - współczynnik tarcia wewnętrznego,
 σ_n - naprężenia normalne.

Na podstawie równania stanu granicznego Coulomba wyznaczono spójność c oraz kąt tarcia wewnętrznego φ . Wartości te, dla poszczególnych typów badanych skał, zestawione zostały w tab. 1.

**Wyniki badań laboratoryjnych przeprowadzonych
na próbkach skalnych [184, 120]**

Tab. 1

Średnie wartości wyników badań laboratoryjnych	Wytrzymałość graniczna na jednoosiowe ściskanie $\sigma_c(f_c, R_c)$	Wytrzymałość graniczna na jednoosiowe rozciąganie oznaczona na podstawie próby brazylijskiej, $\sigma_T(f_t, R_t)$	Spójność w próbie ściskania przy ściskaniu c	Kąt tarcia wewnętrznego φ
Materiał/ kopalnia	MPa	MPa	MPa	°
Porfir/ ZALAS	106,5	5,9	8,6	54,0
Piaskowiec/ BRACISZÓW	155,3	8,0	14,5	49,5
Piaskowiec/ GUIDO	97,4	6,2	11,9	49,6
Piaskowiec/ BRENNA	58,8	3,9	6,0	53,0

3.2.2. Badania realizowane w celu oznaczenia parametrów skał niezbędnych do symulacji MES

Dla celów realizacji symulacji przy zastosowaniu programu/programów opartych na Metodzie Elementów Skończonych (MES), na Wydziale Budownictwa i Architektury, Politechniki Lubelskiej (konsorcjanta naukowego projektu RODEST) wykonane zostały dodatkowe badania dwóch dostarczonych próbek skalnych o różnych własnościach wytrzymałościowych (z kopalni BRACISZÓW i BRENNA). Badania polegały na określeniu wytrzymałości na ściskanie f_c , modułu Younga E i współczynnika Poissona ν . Badania przeprowadzono na maszynie wytrzymałościowej MTS 319.25 z zamocowanym ekstensometrem, przy jednoosiowym ściskaniu próbek prostopadłościennych, wytrzymałości na rozciąganie przy zginaniu próbek belkowych oraz energii pęknięcia przy zginaniu belek z nacięciami. Wykonano

badania ściskania próbek sześciennych, trójpunktowego zginania belek, zginania belek z nacięciami i badanie wytrzymałości na rozciąganie przy zginaniu oraz przy ściskaniu metodą quasi-brazylijską. Na podstawie przeprowadzonych badań wyznaczono wartości wytrzymałości na ściskanie f_c , wytrzymałości na rozciąganie f_t , modułu Younga E i współczynnika Poissona ν . Z testu zginania naciętych belek wyznaczono krytyczny współczynnik intensywności naprężeń w pierwszym typie pęknięcia K_{Ic} oraz krytyczną energię pęknięcia G_{Ic} [79, 83, 86]. W celu poprawnego zamodelowania symulacji pęknięcia za pomocą modelu numerycznego niezbędne jest właśnie wyznaczenie krytycznego współczynnika intensywności naprężeń dla skał. Energię pęknięcia wyznaczano z zależności $G_{Ic}=K_{Ic}^2/E$ tylko dla pierwszego typu pęknięcia (przy rozciąganiu - typ I). Krytyczny współczynnik intensywności naprężeń dla pierwszego typu, oznaczany jako K_{Ic} jest stałą materiałową, która determinuje wielkość naprężeń w wierzchołku szczeliny w przypadku działania sił rozciągających, działających prostopadle do pęknięcia.

Wyniki przeprowadzonych prób w tej serii badań zamieszczone zostały w tab. 2.

Badania laboratoryjne zostały przeprowadzone w ramach realizacji przywołanego wcześniej projektu badawczego RODEST [109, 120]. Badania przeprowadzone zostały w dwóch jednostkach naukowych tj. Politechnice Śląskiej oraz Politechnice Lubelskiej, na różnych rodzajach aparatury oraz przy zastosowaniu różnych metod badawczych. Dostarczone próbki materiału badawczego pochodziły z tych samych rejonów eksploatacji. Wyniki badań są podobne. Różnice wynikają z zastosowania różnych metod badawczych oraz pracy na oddzielnych materiałach badawczych. Próbki do badań nie były wycinane z jednego fragmentu skały. Największą wytrzymałością cechował się piaskowiec pochodzący z kopalni BRACISZÓW. Najmniejszymi wartościami wytrzymałościowymi cechował się z kolei piaskowiec pochodzący z kopalni BRENNIA.

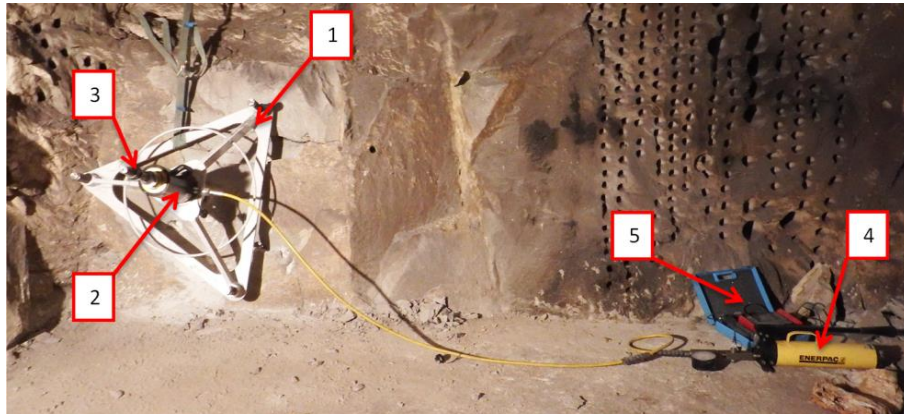
Fizyczne i mechaniczne właściwości skał zastosowane w analizach MES [83, 80, 86]

Tab. 2.

Średnie wartości wyników badań laboratoryjnych	Wytrzymałość graniczna na jednoosiowe ściskanie $\sigma_c (f_c, R_c)$	Wytrzymałość graniczna na jednoosiowe rozciąganie oznaczona na podstawie próby brazylijskiej $\sigma_T (f_t, R_t)$	Moduł Younga E	Współczynnik Poissona ν	Krytyczny współczynnik intensywności naprężeń w pierwszym typie pęknięcia K_{Ic}	Krytyczna energia pęknięcia G_{Ic}
Materiał/ kopalnia	MPa	MPa	GPa	-	N/mm ^{3/2}	N/m
Piaskowiec/ BRACISZÓW	187,232	7,614	15,745	0,203	69,184	303,995
Piaskowiec/ BRENNA	95,562	3,209	13,727	0,148	25,655	47,946

3.3. Budowa stanowiska do badań terenowych

Stanowisko badawcze do przeprowadzenia badań odspajania w warunkach *in-situ*, składało się z urządzenia badawczego o prostej i niezawodnej konstrukcji, umożliwiającej ręczny transport, montaż i obsługę. Zabudowa urządzenia badawczego dostosowywana była każdorazowo do warunków prowadzenia badań. Elementy urządzenia do badań zjawiska odspajania przedstawiono na rysunku rys. 26.



Rys. 26. Wyposażenie urządzenia badawczego do prób odspajania w warunkach *in-situ*

Standardowo urządzenie badawcze wyposażone było w następujące elementy (rys. 26):

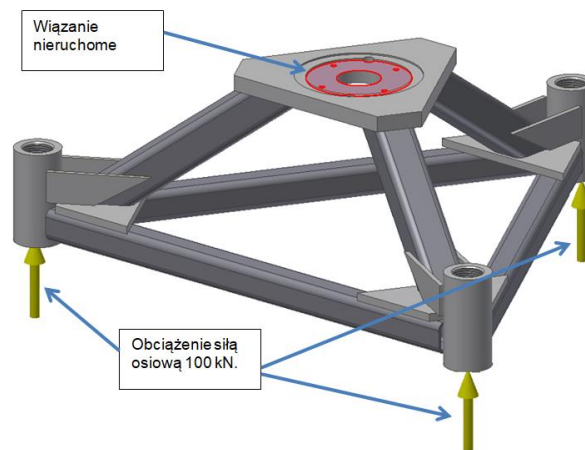
- 1) podpora siłownika,
- 2) siłownik z cylindrycznym otworem przelotowym,
- 3) kotwa podcinająca wraz z oprzyrządowaniem mocującym,
- 4) zespół zasilający (pompa ręczna + przewody, złączki i manometr),
- 5) rejestrator wartości ciśnienia zasilania.

Podpora siłownika była podstawowym elementem wyposażenia stanowiska badawczego. Podpora umożliwiała zastosowanie dwóch typów siłowników (ENERPAC 30 i 60 ton podnoszonej masy) poprzez zastosowanie specjalnej płyty przyłączeniowej wraz z odpowiednim rozstawem otworów mocujących. Budowa podpory zapewniała oparcie o caliznę skalną w trzech punktach rozmieszczonych na średnicy 1000 mm. W każdym punkcie podparcia istniała możliwość indywidualnej regulacji (dostosowania), w zakresie 0-180 mm punktu oparcia do nierówności powierzchni skały (powierzchni swobodnej), za pomocą dokręcanych kłów dociskowych. Kły dociskowe umożliwiały również, współosiowe ustawienia siłownika z wcześniej osadzoną w caliznie skalnej kotwą [109, 113].

W celu ułatwienia procesu dopasowania podpory urządzenia do powierzchni skały wyposażono ją w obręcz przeznaczoną do podpięcia haka wciągnika łańcuchowego. Ze względu na charakter prowadzonych w warunkach *in-situ* badań konstrukcja podpory siłownika została zoptymalizowana pod względem nośności z zachowaniem kryterium jak najmniejszej masy własnej. Do weryfikacji nośności podpory cylindra użyto modułu obliczeniowego MES oprogramowania Autodesk Inventor. W obliczeniach numerycznych modelu podpory urządzenia badawczego zastosowano model statyczno-liniowy. Właściwości materiału, które zastosowano wynikają z właściwości stali spawalnej, gdzie:

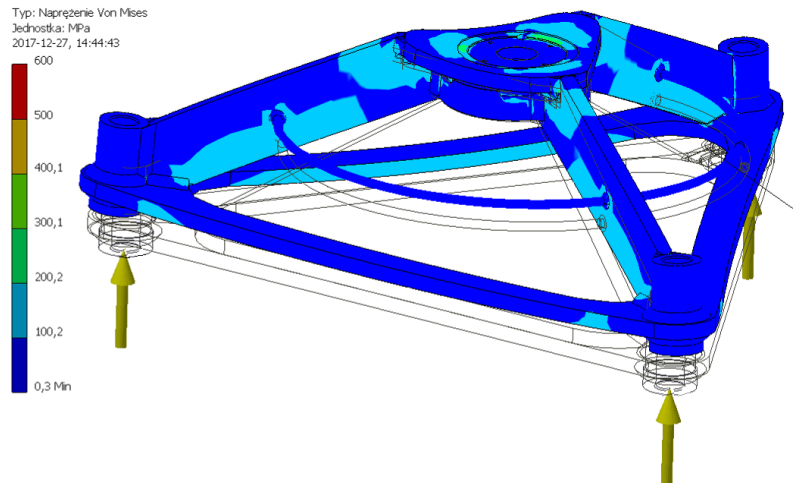
- gęstość: $7,85 \text{ g/cm}^3$
- granica plastyczności: 207 MPa
- wytrzymałość na rozciąganie: 345 MPa
- moduł Younga: 210 GPa
- współczynnik Poissona: 0,3

Ostateczny kształt konstrukcji podporowej urządzenia badawczego jest wynikiem wieloetapowego procesu projektowego. W pierwszej fazie projektowej założono niezmiennie punkty konstrukcyjne urządzenia podporowego (mocowanie siłownika oraz kłów dociskowych), które w każdej z następnych wersji podpory musiało zostać spełnione. Kolejne generacje rozwiązania podpory siłownika uzyskiwane były za pomocą modułu *Generative Design* (projektowanie generatywne) pakietu Inventor. Jest to obecnie jeden z najpopularniejszych i najszybciej rozwijających się kierunków w projektowaniu CAD. Polega on na zoptymalizowaniu kształtów elementu przy równoczesnym zachowaniu jego wytrzymałości. Pozwala to „odchudzić” część i zredukować ilość wykorzystanego materiału. W analizie wytrzymałościowej MES przyjęto wiązanie trwałe w miejscu mocowania siłownika, z kolei obciążanie podpory zadawano poprzez pionowe siły obciążające gwintowane tuleje do wkręcania kłów dociskowych ($3 \times 100 \text{ kN}$). Schemat wiązań i obciążeń pokazano na rys. 27.



Rys. 27. Schemat wiązań i obciążeń podpory siłownika w analizie wytrzymałościowej MES

Finalne rozwiązanie podpory badawczej powstało w oparciu o wnioski z wielu poprzednich koncepcji i symulacji. Ze względu na rodzaj obciążania najkorzystniejszym rozwiązaniem ramion skośnych są belki w postaci płaskowników postawionych pionowo. Ramiona skośne wykonane są z blach o szerokości ~ 90 mm i 20 mm grubości, zakończonych odpowiednimi wycięciami umożliwiającymi równomierny rozkład naprężeń w miejscach przyłączeniowych. Podstawa podpory siłownika wykonana została z jednego kawałka blachy o grubości 20 mm, mającego trójkątne wycięcie, w celu eliminacji zbędnej masy w miejscach nie przenoszących naprężeń. Płyta przyłączeniowa siłownika ma kształt trójkąta, który dodatkowo osadzony został na pierścieniu, mającym na celu rozłożenie naprężeń w miejscu łączenia z ramionami skośnymi. Gwintowane tuleje zostały zestopniowane i osadzone w płycie podstawy, jednocześnie na całej wysokości współpracują z belką skośną (rys. 28c). Masa całej podpory wynosi ~ 58 kg. Wyniki numerycznej symulacji wytrzymałościowej MES (rys. 28) pokazują, że dzięki zastosowaniu dopasowanych powierzchni łączenia belek nośnych z stałymi punktami przyłączeniowymi udało się w znacznym stopniu zredukować punktowe wystąpienia dużych wartości naprężeń zastępczych σ_{red} . W ramionach skośnych podpory, naprężenia σ_{red} w znacznej części nie przekraczały 100 MPa, a jedynie lokalnie w miejscach łączenia następował wzrost naprężeń σ_{red} do poziomu 100-200 MPa. Podobna sytuacja miała miejsce w wyciętej blasze podstawy, gdzie prawie w całej jej objętości naprężenia σ_{red} były zbliżone i zawierały się w zakresie poniżej 200 MPa, co świadczy o równomiernym rozkładzie naprężeń σ_{red} w całym urządzeniu podporowym.

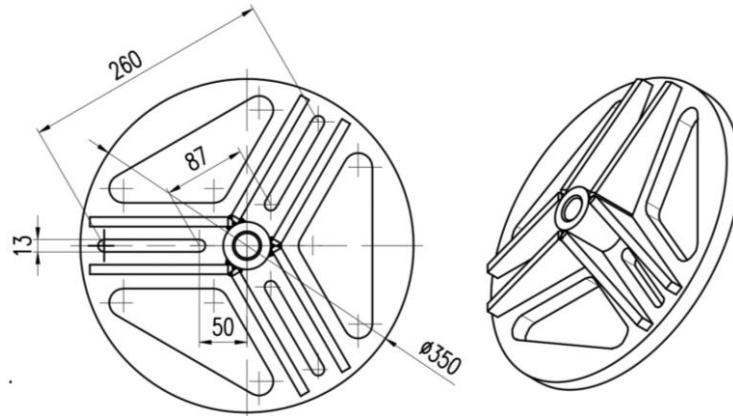


Rys. 28. Wyniki analizy wytrzymałościowej MES podpory cylindra (wykonana fizycznie i używana w czasie badań rzeczywistych)

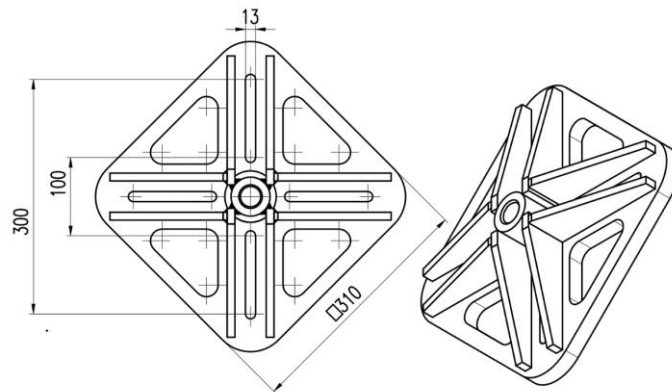
Za pomocą rejestratora wartości ciśnienia w siłowniku oraz znanej powierzchni czynnej siłownika, po przeliczeniach możliwe było uzyskanie przebiegu zmian wartości siły wrywającej F oraz określenie jej wartości maksymalnej F_{max} w czasie próby odspajania.

Dodatkowo w skład wyposażenia stanowiska badawczego wchodził sprzęt pomocniczy, umożliwiający sprawne przeprowadzenie badań oraz rejestrację mierzonych parametrów, zapisywanie przebiegu oraz wyników przeprowadzonych prób odspajania. Do elementów wyposażenia dodatkowego należały: młotowiertarka z oprzyrządowaniem, wciągnik ręczny, liny mocujące oraz komplet narzędzi pomocniczych. Przebieg prób rejestrowany był za pomocą kamery video, a obmiar odspojenia realizowano za pomocą ręcznych przyrządów mierniczych, jak i ręcznego skanera 3D.

Do wrywania zespołów kotew stosowano dedykowane uchwyty (rys. 29 i rys. 30), które umożliwiały montaż i wrywanie zespołów 2, 3 oraz 4 kotew. Badania wstępne wykazały, że w warunkach badań terenowych skutecznie można było wrywać zespoły 2 i 3 kotew. Wrywanie zespołu 4 kotew, z uwagi na nierówności powierzchni skały (powierzchni swobodnej) prowadzące do trudności z precyzyjnym oznaczeniem efektywnej głębokości kotwienia, doprowadzało najczęściej do zerwania jednej kotwy, a potem sukcesywnego zrywania kolejnych kotew w zestawie, uniemożliwiając zaplanowane oderwanie bryły skalnej. W efekcie, zrezygnowano z prób wrywania zespołów 4 kotew.



Rys. 29. Uchwyt do wrywania zespołu 3 kotew



Rys. 30. Uchwyt do wrywania zespołu 2 lub 4 kotew

3.4. Przebieg badań

Każda próba badawcza miała podobny przebieg. Próby różniły się miejscem ich przeprowadzenia oraz (ewentualnie) liczbą kotew, za pomocą których prowadzona była próba badawcza. Kolejność wykonywania poszczególnych czynności podczas realizacji próby badawczej to (rys. 31a-h):

- Wyznaczenie miejsca osadzenia kotwy, umożliwiającego zabudowę podpory siłownika za pomocą przyrządu wyznaczającego rozstaw punktów podporowych.
- Wywiercenie otworu (bądź 2-4 otworów w przypadku zespołu kotew) na zakładaną głębokość.
- Wyczyszczenie otworu z pyłu kamiennego.
- Osadzenie kotwy (bądź zespołu 2-4 w przypadku zespołu kotew).

- e) Wyrwanie fragmentu skały (stożka) za pomocą oprzyrządowania badawczego z jednoczesną rejestracją wartości ciśnienia w siłowniku (pośrednio siły odspajania F).
- f) Wykonanie dokumentacji fotograficznej i wypełnienie karty pomiarowej.
- g) Pomiar manualny zasięgu Z odspojenia.
- h) Wykonanie skanu 3D powierzchni odspojenia.

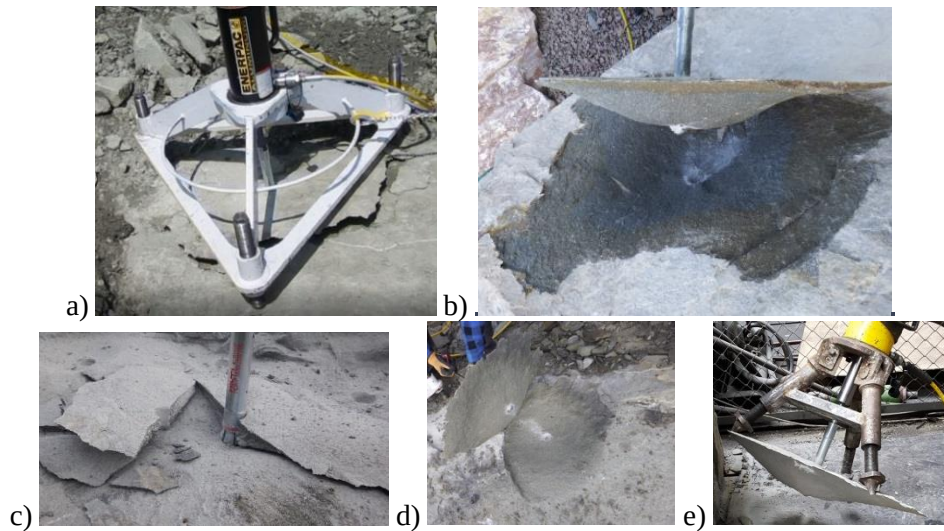


Rys. 31. Procedura prowadzenia pojedynczej próby badawczej

3.4.1. Układ jednej kotwy

Oprócz istotnych różnic w poziomie wartości maksymalnych sił F_{max} , towarzyszących wrywaniu kotew, zależnie od rodzaju skał odspojenia miały nieco odmienny charakter i przebieg procesu zniszczenia. W piaskowcach o niższych własnościach wytrzymałościowych, stwierdzono występowanie odspojen o dalekim zasięgu Z (mierząc na swobodnej powierzchni skały). Ich

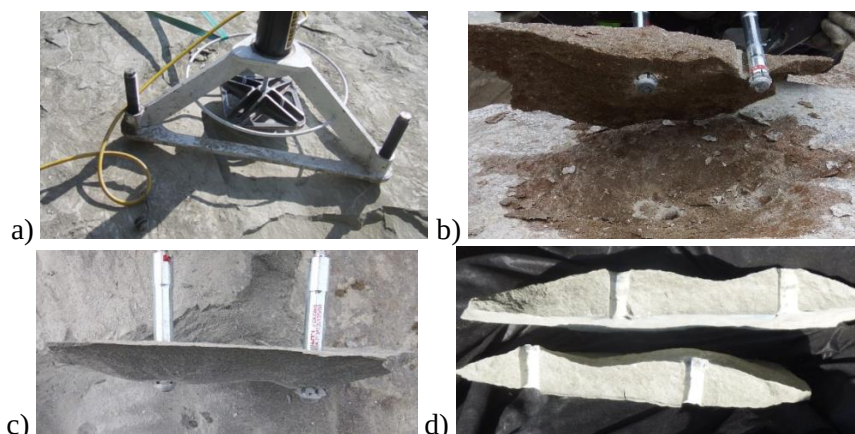
uwarstwienie sprzyjało temu procesowi w przypadku wiercenia otworów prostopadle do uwarstwienia. Często występował rozpad wyrywanego stożka na mniejsze frakcje, jak na rys. 32c. W piaskowcach mocnych o wysokich właściwościach wytrzymałościowych i porfirach trajektoria szczeliny odspajającej miała przebieg zbliżony do paraboli, podczas gdy w skałach słabych występował wyraźny punkt jej przegięcia, mniej więcej w połowie głębokości kotwienia. Kształt zmieniał się z paraboloidalnego na asymptotyczny, co powodowało znaczące zwiększenie zasięgu odspojenia (rys. 32b). Typowe przypadki przebiegu odspojen zarejestrowane podczas badań, ilustruje rys. 32a-d.



Rys. 32. Typowe przebiegi odspojen charakterystyczne dla wrywania pojedynczej kotwy: a) - d) próby w warunkach in-situ, e) próby zrealizowane na hali badawczej ITG KOMAG

3.4.2. Układ dwóch kotew

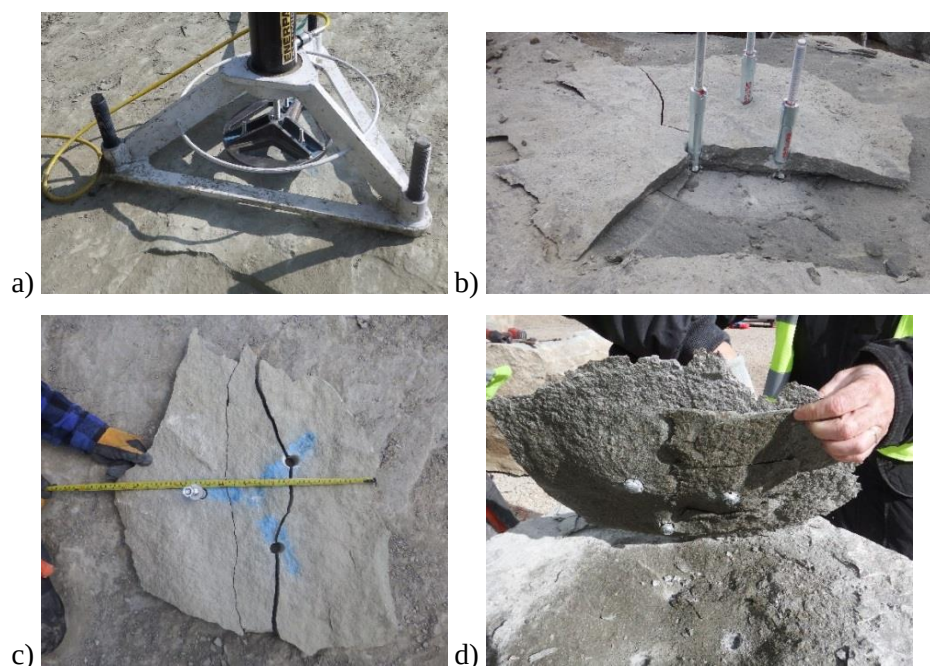
W przypadku układów dwóch kotew potwierdzono występowanie silnej interakcji stożków zniszczenia, zwłaszcza dla mniejszego rozstawu kotew (rys. 33b-d). Efekt ten występował niezależnie od rodzaju skał.



Rys. 33. Zjawisko interakcji stożków zniszczenia w przypadku wrywania dwóch kotew w stosownym ich rozstawie: a) urządzenie badawcze, b) - d) wynik odspojenia

3.4.3. Układ trzech kotew

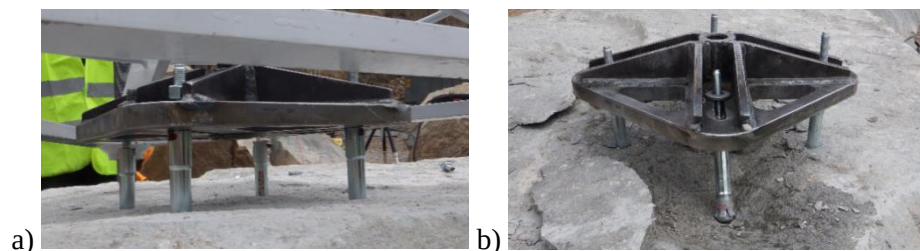
W przypadku układu trzech kotew znacznie częściej występowało zjawisko rozwarstwiania i rozrywania odspajanej bryły skalnej, co ilustruje rys. 34.



Rys. 34. Charakterystyczne dla układu trzech kotew, przebiegi odspojień i rozwarstwień odspajanej bryły skalnej: a) urządzenie badawcze, b) - d) wynik odspojenia

3.4.4. Układ czterech kotew

Wyrwanie zespołu 4 kotew (rys. 35), z uwagi na nierówności powierzchni skały prowadzące do trudności z precyzyjnym oszacowaniem efektywnej głębokości kotwienia, prowadziło najczęściej do zerwania jednej kotwy a potem sukcesywne zrywanie kolejnych kotew w zestawie, uniemożliwiając planowane oderwanie bryły skalnej, o większych rozmiarach. Do zniszczenia skały dochodziło lokalnie, w okolicach kotwy, która wyrwana była najwcześniej (rys. 35b). W efekcie, zrezygnowano z prób wyrwania zespołów 4 kotew.



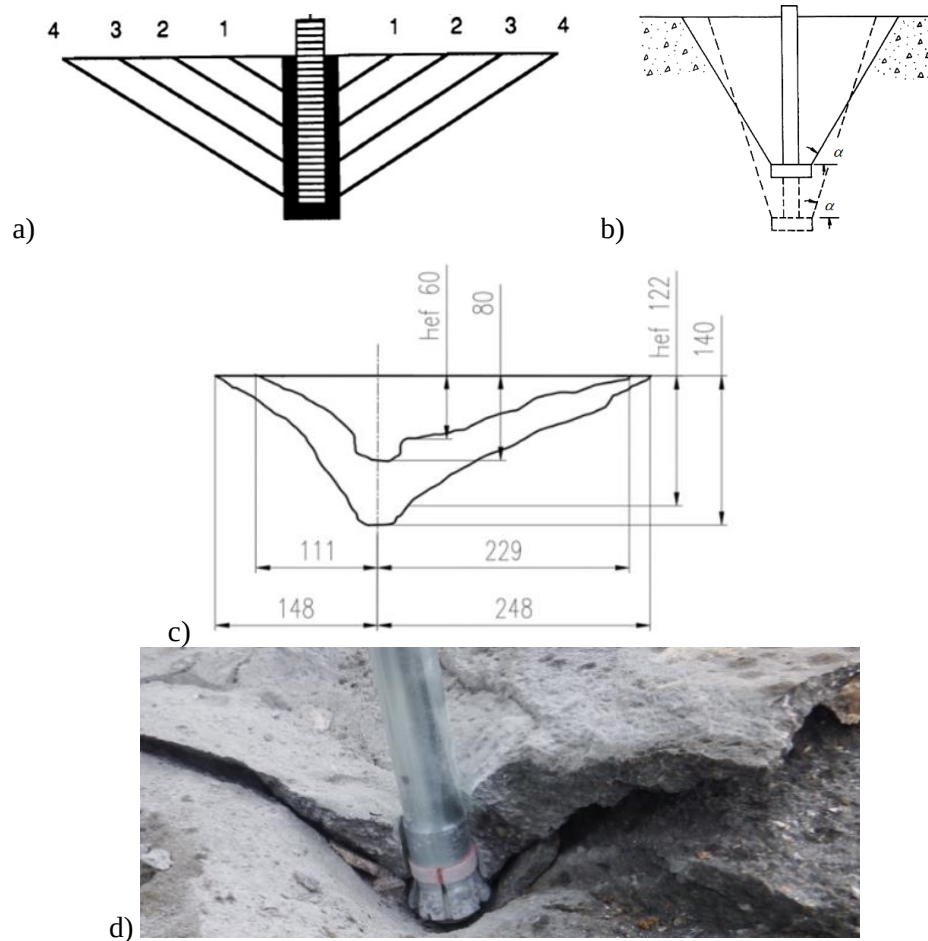
Rys. 35. Uchwyt stanowiska do wyrwania zespołu 4 kotew: a) w trakcie prób terenowych, b) niejednoczesne (sekwencyjne) wyrwanie kotew w trakcie eksperymentów

3.4.5. Odrywanie warstw skały w przypadku sukcesywnego pogłębiania otworu

Oprócz prób wyrwania kotwy lub zespołu kotew, na nowych, niebadanych wcześniej powierzchniach, przeprowadzone zostały również próby wyrwania kolejnych warstw skalnych w miejscu wcześniej przeprowadzonych prób (współosiowe próby dla głębokości $h_{ef}=60$ oraz $h_{ef}=122$ mm licząc od powierzchni swobodnej skały). Zgodnie z np. Collins, Klingner, Polyzois [42], wyrwaniu kotwy chemicznej (wklejanej) może towarzyszyć odspojenie w formie równoległych „stożków” wymagających większej siły wyrwającej wraz z rosnącą głębokością kotwienia (rys. 36a). W przypadku kotew fundamentowych, wyrwaniu z większych głębokości utwardzania, towarzyszy wzrost kąta stożka zniszczenia α (rys. 36b, Bennett [26]).

Przeprowadzone próby terenowe, wyrwania kotwy utwardzanej w miejscu poprzedniego odspojenia (pogłębianie otworu), wykazały wzrost kąta odspojenia α w miarę rosnącej głębokości osadzenia kotwy h_{ef} . Na rys. 36c-d, przedstawiono efekt przeprowadzenia takiej próby. Podczas realizacji próby na większej głębokości efektywnej h_{ef} zarejestrowano prawie dwukrotny wzrost

maksymalnej siły odspajającej ($F_{max} \sim 220$ kN) w stosunku do maksymalnej siły odspajającej stożek na mniejszej głębokości ($F_{max} \sim 125$ kN).



Rys. 36. Odrywanie kolejnych warstw skalnych w postaci zbliżonej do stożka;
 a) model teoretyczny - wg Collins, Klingner, Polyzois [42], b) wpływ głębokości kotwienia na kształtowanie się kąta odspojenia α , wg Barnett [27], c), d) wynik próby wyrywania kotwy w warunkach in-situ, pogłębianie w strefie poprzedniego odspojenia [104, 113, 120]

3.5. Podsumowanie przebiegu badań terenowych

W rezultacie prowadzonych badań, w warunkach *in-situ* przeprowadzono 172 próby odspojenia fragmentu materiału skalnego za pomocą utwardzonych w nim kotew. Z czego 112 były to „udane”³ próby odspojenia za pomocą jednej kotwy a 9 za pomocą zespołu dwóch lub trzech kotew. Na rys. 37 pokazane zostały przykłady odspojonych stożków przy różnych głębokościach kotwienia h_{ef} . Poszczególną liczbę prób dla każdej kopalni zestawiono w tab. 3.

Zestawienie liczby prób odspajania calizny skalnej [109, 120].

Tab. 3.

Materiał/ kopalnia	Liczba przeprowadzonych, prób odspajania (ogółem)	Liczba „udanych” prób odspajania za pomocą jednej kotwy	Liczba „udanych” prób odspajania za pomocą zespołu kotew
Porfir/ ZALAS	38	22	3
Piaskowiec/ BRACISZÓW	45	27	3
Piaskowiec/ GUIDO	53	36	1
Piaskowiec/ BRENNA	36	27	2
SUMA	Σ172	Σ112	Σ9



Rys. 37. Zestawienie odspojonych stożków bądź ich fragmentów dla siedmiu przykładowych prób (A41-A47) w zakresie efektywnej głębokości kotwienia $h_{ef} = 47-146$ mm

³ Pod pojęciem „udane” należy rozumieć takie próby, które zakończyły się wyrwaniem fragmentu skalnego zbliżonego do stożka na pełnej głębokości kotwienia.

W celu ujednolicenia sposobu zapisów wyników badań oraz ich archiwizacji przyjęto, że dla każdej próby badawczej nadany zostanie unikalny kod jednoznacznie identyfikujący miejsce, dzień i kolejność przeprowadzonej próby np. Z23.

- a) Pierwszy znak kodu próby oznacza miejsce prowadzenia badania:

Z - ZALAS,

B - BRACISZÓW,

G - GUIDO,

A - BRENNA.

- b) Drugi znak kodu oznacza numer dnia prowadzenia badań w danej kopalni.

- c) Trzeci znak kodu (ewentualnie trzeci z czwartym) numer kolejnej próby tego samego dnia.

Przykładowy kod badania Z23 oznacza próbę wykonaną w kopalni ZALAS, drugiego dnia prowadzenia badań jako trzecią próbę tego samego dnia. Próby, które zakończyły się niepowodzeniem, np. zerwanie kotwy, bądź niewyrwaniem wszystkich kotew w układzie wielokotwowym, a zostały powtórzone w tym samym miejscu, oznaczano tym samym numerem z dodatkową literą alfabetu na końcu. Za pomocą identyfikowalnego kodu próby oznaczono wszystkie materiały dotyczące danego badania: kartę raportu z badania, folder ze zdjęciami i filmami oraz wykres zmian sił, używając programu EXCEL, bądź modele 3D odspojenia.

W celu uzyskania danych dotyczących wymiarów, powierzchni oraz objętości odspajanych stożków skalnych, w czasie prowadzenia badań, leje po przeprowadzonych próbach skanowano za pomocą ręcznego skanera 3D. Wszystkie próby realizowane były na powierzchniach swobodnych zbliżonych do płaszczyzn. Nie przeprowadzano dodatkowej obróbki powierzchni skały. Skany 3D i modele tworzone na ich podstawie były idealizowane do figur o płaskiej podstawie. W wyniku przeprowadzenia procesu skanowania otrzymywano chmurę punktów, którą po wstępnej, ręcznej obróbce konwertowano do siatki trójkątów STL. W specjalistycznym oprogramowaniu LEIOS 2, model STL obrabiany oraz konwertowany był do modelu typu *.sat. Za pomocą bryłowego modelu 3D powierzchni zniszczenia po odspojeniu, w programie Inventor opracowywano element pochodny w formie odspojonego stożka. Bryłowy model umożliwiał uzyskanie danych dotyczących pól powierzchni odspojenia, podstawy stożka czy objętości odspajanej bryły

skalnej. Umożliwił on również odtworzenie zarysu odspojenia w dowolnym przekroju. Proces konwersji modelu odspojenia pokazano na rys. 38.



Rys. 38. Sposób wyznaczania powierzchni zniszczenia po wyrwaniu kotwy za pomocą ręcznego skanera 3D

3.6. Wyznaczenie wartości wielkości charakteryzujących odpajane bryły urobku

Uzyskana za pomocą zeskanowanej chmury punktów powierzchnia odspojenia pozwoliła na wygenerowanie dla każdej próby badawczej, przekrojów odpowiadających maksymalnemu Z_{max} oraz minimalnemu Z_{min} zasięgowi propagacji szczeliny odpajającej. Przykład takiego przekroju pokazano na rys. 39. Ze względu na różne wartości głębokości, na której następowało rzeczywiste podcięcie i rozparcie kotwy, efektywna głębokość kotwienia h_{ef} określona została poprzez głębokość, na jakiej zaczyna się propagacja szczeliny odpajającej, która przedstawiona została, jako h_{ef} na rys. 39.

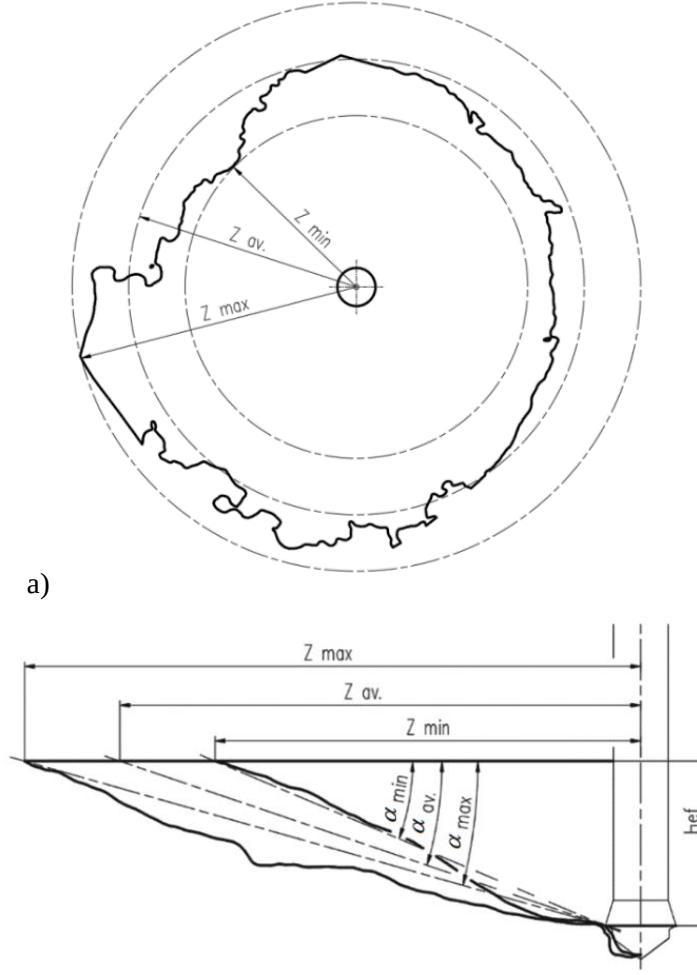
Jak pokazano na rys. 39, dla każdego zasięgu maksymalnego Z_{max} oraz minimalnego Z_{min} , wyznaczono linię łączącą początek propagacji szczeliny odpajającej z jej końcem. Dla obu linii określono kąt odspojenia α odniesiony do podstawy odspojonej bryły (stożka), zarówno dla wartości maksymalnego zasięgu Z_{max} (α_{max}), jak i minimalnego Z_{min} (α_{min}).

W celu określenia średnich wartości zasięgu odspojenia, dla poszczególnych prób badawczych z zasięgu maksymalnego Z_{max} oraz minimalnego Z_{min} (rys. 39) wyciągnięto średnią wartość arytmetyczną Z_{av} , określoną poniższym równaniem:

$$Z_{av} = (Z_{max} + Z_{min}) / 2 \quad (3.9)$$

Następnie dla zasięgu średniego Z_{av} , wyznaczono wartość kąta odspojenia α_{av} , jak na rysunku rys. 39b. Wartość kąta wyznaczona został z zależności:

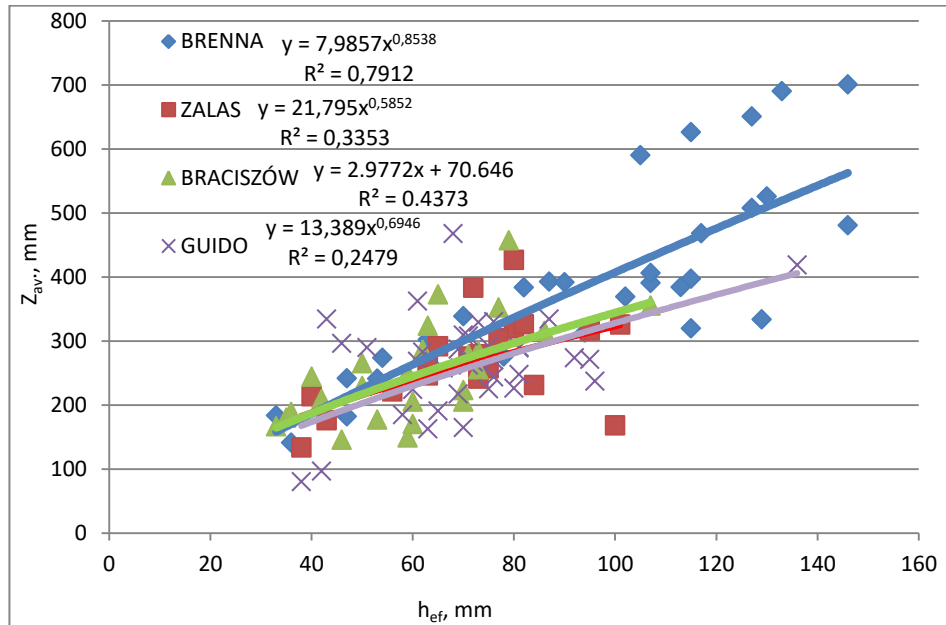
$$\operatorname{tg} \alpha_{av} = \frac{h_{ef}}{Z_{av}} \quad (3.10)$$



Rys. 39. Zakres odspojenia: a) sposób wyznaczenia zasięgu odspojenia minimalnego Z_{min} i maksymalnego Z_{max} , b) przekrój przez odspojoną bryłę w płaszczyznach odpowiadających tym zakresom, określający efektywną głębokość kotwienia h_{ef} , maksymalny Z_{max} , minimalny Z_{min} oraz średni Z_{av} , zasięg odspojenia oraz odpowiadające im kąty odspojenia α_{max} , α_{min} , α_{av} .

Na rys. 40 przedstawiono punktowy wykres średniej wartości zasięgu odspojenia Z_{av} , w zależności od efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} z podziałem na różne rodzaje materiału skalnego (i różne kopalnie) wraz z współczynnikiem determinacji R -kwadrat. Zauważyć można tendencję do

wzrostu zasięgu odspojenia Z wraz ze wzrostem głębokości kotwienia h_{ef} dla wszystkich kopalń. Istotna wydaje się być również tendencja do potencjalnie większych zasięgów skał o niższych własnościach wytrzymałościowych w stosunku do skał o wyższych własnościach wytrzymałościowych przy podobnych głębokościach kotwienia h_{ef} .

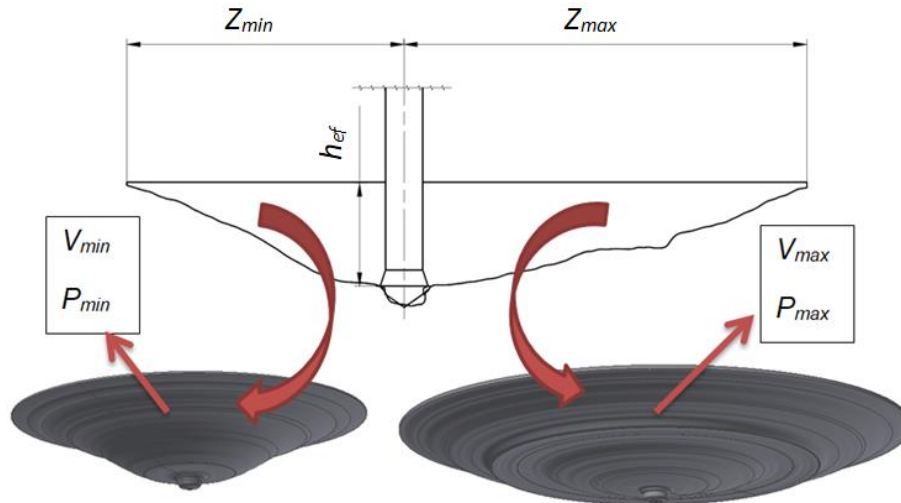


Rys. 40. Zestawienie średniej wartości zakresu odspojenia Z_{av} w poszczególnych próbach badawczych, wraz z zaznaczoną linią trendu i współczynnikiem determinacji R-kwadrat (R^2) dla różnych rodzajów skał

Dla każdej próby badawczej wyznaczony został współczynnik Q określający iloraz średniego zasięgu odspojenia Z_{av} do efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} , wyznaczony wzorem:

$$Q = Z_{av} / h_{ef} \quad (3.11)$$

Dla powierzchni przekrojów odpowiadających maksymalnemu Z_{max} oraz minimalnemu Z_{min} zakresowi poszczególnego odspojenia wygenerowano bryły obrotowe. Bryły te generowane były w specjalistycznym oprogramowaniu CAD, dzięki pomocy którego określano objętość V_{max} , dla bryły wygenerowanej za pomocą przekroju definiowanego zasięgiem Z_{max} oraz V_{min} , dla bryły wygenerowanej za pomocą przekroju definiowanego zasięgiem Z_{min} . Analogicznie określone zostały wartości powierzchni odspojenia P_{max} oraz P_{min} . Schematyczne przebieg procedury ich określenia przedstawiono na rysunku rys. 41.



Rys. 41. Schematyczne przedstawienie procedury określenia średniej wartości objętości V_{av} oraz pola powierzchni P_{av} - odpajanej bryły.

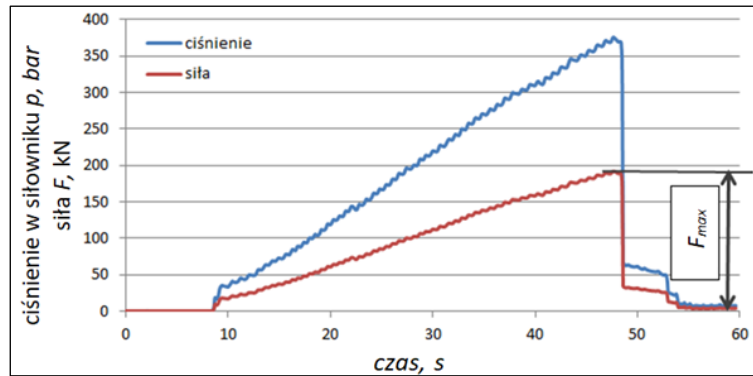
Określenie średnich wartości objętości odpojenia przy poszczególnych próbach badawczych, zdefiniowano jako średnią wartość arytmetyczną V_{av} określoną poniższym równaniem:

$$V_{av} = (V_{max} + V_{min})/2 \quad (3.12)$$

Analogicznie określono średnie wartości powierzchni odpojenia przy poszczególnych próbach badawczych. Zdefiniowano, jako średnią wartość arytmetyczną P_{av} określoną poniższym równaniem:

$$P_{av} = (P_{max} + P_{min})/2 \quad (3.13)$$

Określenie maksymalnej siły F_{max} , jaka wystąpiła przy poszczególnych próbach odpajania, realizowano poprzez wyznaczenie jej najwyższej wartości na wykresie zmian wartości siły podczas odpajania. Schematyczne określenie tej wartości przedstawiono na rys. 42. Wykres taki uzyskiwany był poprzez pomiar wartości ciśnienia p w siłowniku, mierzony za pomocą podłączonego rejestratora oraz korelację do efektywnego pola powierzchni działania siłownika.



Rys. 42. Określenie maksymalnej siły F_{max} , jaka wystąpiła podczas próby odpajania

3.7. Zestawienie zarejestrowanych przekrojów strefy zniszczenia (odspajanego stożka)

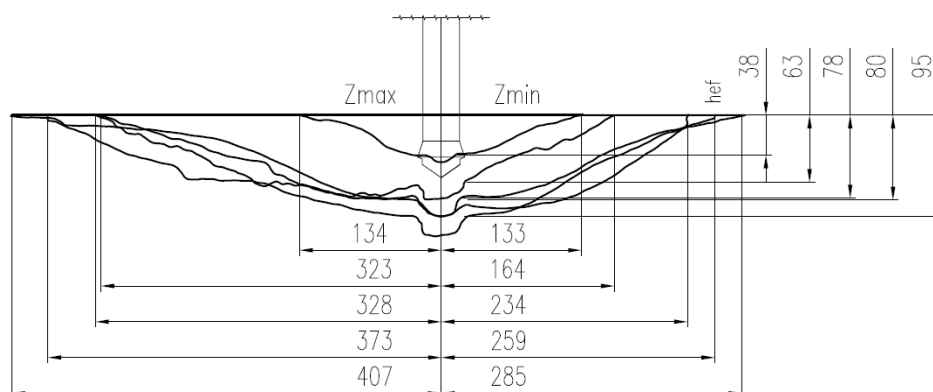
3.7.1. Badania wrywania pojedynczej kotwy

Zgodnie ze sposobem pokazanym na rys. 39 dla każdej powierzchni odspojenia wyznaczono zakres minimalny Z_{min} i maksymalny Z_{max} , dla których wygenerowano osiowe przekroje odspojenia. Na kolejnych rysunkach (rys. 43-46) zamieszczono przykładowe (reprezentatywne) przekroje osiowe odspojen uzyskane metodą skanowania optycznego oraz obróbki cyfrowej chmur punktów pomiarowych pozyskanych tą metodą. Zestawienie wszystkich otrzymanych przekrojów odspojen przedstawiono w załączniku Z2. Zauważyć można, że przekroje stożków dla różnych kopalń surowca różniły się między sobą powtarzającym się charakterem⁴ przebiegu szczeliny odpajającej. W kopalni ZALAS oraz BRENNa przebieg szczeliny odpajającej miał podobny charakter dla zakresu minimalnego Z_{min} jak i maksymalnego Z_{max} . Różnice pomiędzy maksymalnym i minimalnym zakresem, w większości przypadków nie były zbyt duże. Nieco odmienny przebieg miały szczeliny odpajające odpowiadające próbom na kopalni BRACISZÓW oraz GUDIO. W wielu przypadkach przeprowadzonych w tych kopalniach prób, znaczące były również różnice pomiędzy minimalnym Z_{min} i maksymalnym Z_{max} zakresem odspojenia.

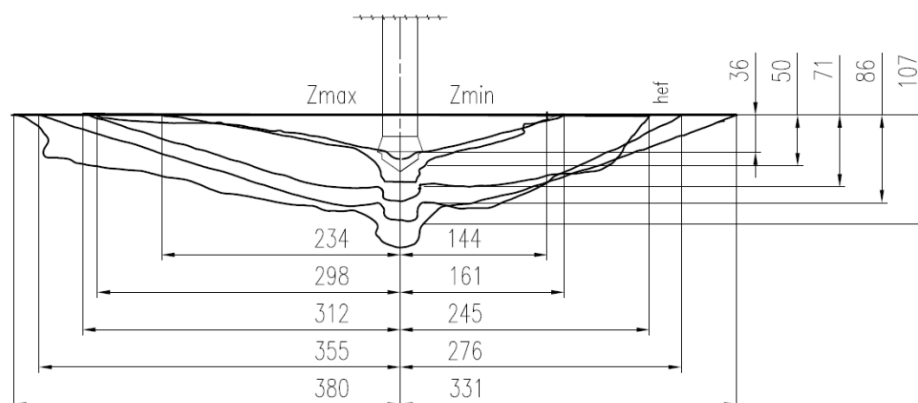
Należy jeszcze raz podkreślić, że przekroje pionowe stożków odspojenia są przekrojami płaszczyznami wzdłuż promieni zasięgów maksymalnego Z_{max} i minimalnego Z_{min} . Dlatego przekroje te cechuje silna asymetria.

⁴ Pod pojęciem charakteru przebiegu szczeliny rozumiany jest kształt powierzchni odpajanej bryły.

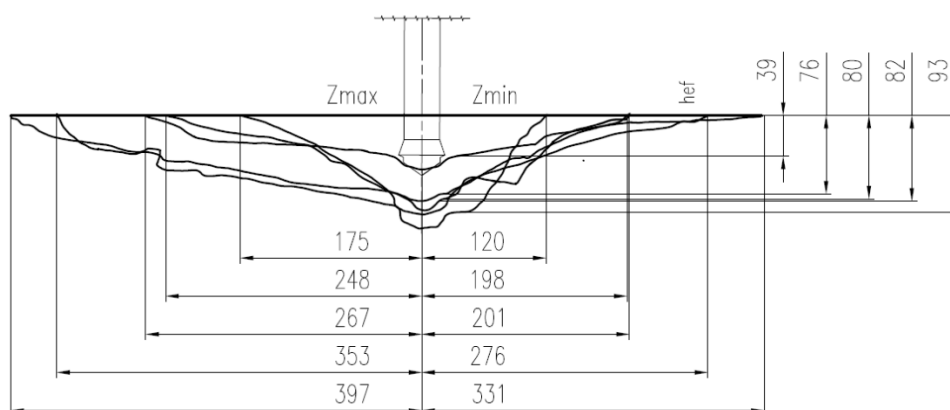
W rzeczywistości, jeżeli sporządzono by przekroje pionowe płaszczyzną wzdłuż promienia średniego zasięgu odspojenia Z_{av} , wygenerowane przekroje cechowałby większa symetria względem osi pionowej przekroju.



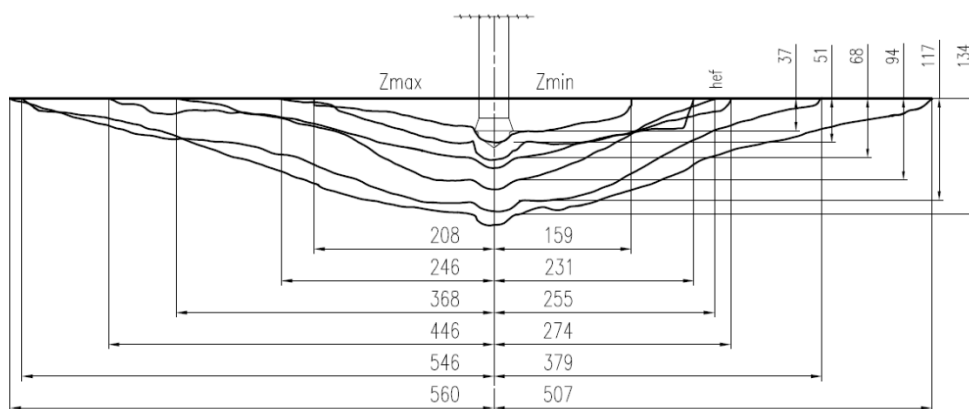
Rys. 43. Przykładowe przekroje wygenerowane dla prób odspajania przeprowadzonych w kopalni ZALAS



Rys. 44. Przykładowe przekroje wygenerowane dla prób odspajania przeprowadzonych w kopalni BRACISZÓW



Rys. 45. Przykładowe przekroje wygenerowane dla prób odspajania przeprowadzonych w kopalni GUIDO

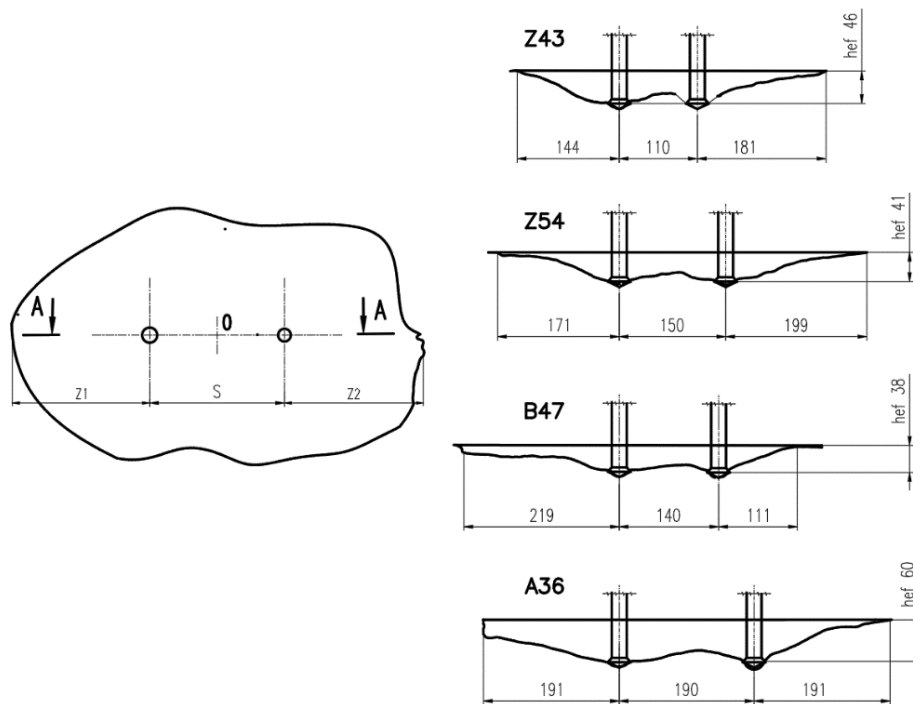


Rys. 46. Przykładowe przekroje wygenerowane dla prób odspajania przeprowadzonych w kopalni BRENN

Zestawienie wszystkich uzyskanych wyników badań, dla układu jednokotwowego prezentują tabele w załączniku Z2.

3.7.2. Badania wrywania zespołu dwóch kotew

Na rys. 47 przedstawiono przekrojone udanych prób badawczych, wygenerowane na podstawie skanów 3D powierzchni powstałych po odspajaniu w układzie dwóch kotew. Punkt „0” na rysunku jest miejscem przyłożenia siły odspajającej poprzez specjalny przyrząd (rys. 30), rozkładający tę siłę równomiernie na obie kotwy. Przekroje odpowiadają przebiegowi szczeliny odspajającej przebiegającej przez obie osie kotew.



Rys. 47. Przekroje odspojen dla układu dwóch kotew: a) sposób wyznaczenia przekrojów odspojenia, b) wygenerowane przekroje

Zestawienie wyników próby odspajania w układzie dwóch kotew przedstawiono w tab. 4. Objętość odspajanej bryły odczytywana była bezpośrednio z modelu CAD 3D. Średni zasięg odspojenia Z_{av} uzyskano z zależności:

$$Z_{av} = (s + Z1 + Z2) / 2 \quad (3.14)$$

Zestawienie wyników próby odspajania w układzie dwóch kotew

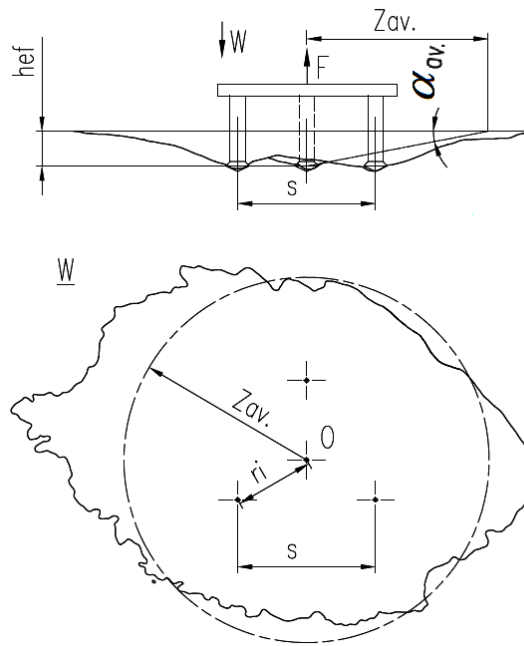
Tab. 4.

Numer próby	Efektywna głębokość kotwienia h_{ef} , mm	Rozstaw kotew s , mm	Wskaźnik s/h_{ef}	Średni zasięg odsp. $Z_{av.}$, mm	Max. siła odsp. F_{max} , kN	Objętość odsp. V , dm ³
Z43	46	110	2,4	185	120,09	1,47
Z54	41	150	3,7	205	140,53	2,05
B47	38	140	3,7	184	145,64	1,92
A36	60	190	3,2	221	109,87	5,03

Wyniki wskazują na wyraźny wpływ interakcji stożków w proporcji s/h_{ef} we wszystkich czterech przypadkach odspojenia zespołu dwóch kotew. Wskaźnik ten, dla przeprowadzonych prób badawczych, przyjmuje wartość w zakresie 2,4-3,7. Według zaleceń metody CCD, przy wskaźniku $s/h_{ef} > 3$, układ kotew powinno się rozpatrywać, jako dwa niezależne układy. Badania układu dwukotwowego potwierdziły interakcję odspajanych stożków, również dla wskaźników większych $s/h_{ef} > 3$. Zbyt mała liczba przeprowadzonych i udanych prób układu dwukotwowego uniemożliwia budowę modelu empirycznego optymalizującego metrykę wiertniczą, potencjalnej technologii. Niemniej jednak stanowi podstawę do walidacji modelu numerycznego oraz badań terenowych.

3.7.3. Badania wrywania zespołu trzech kotew

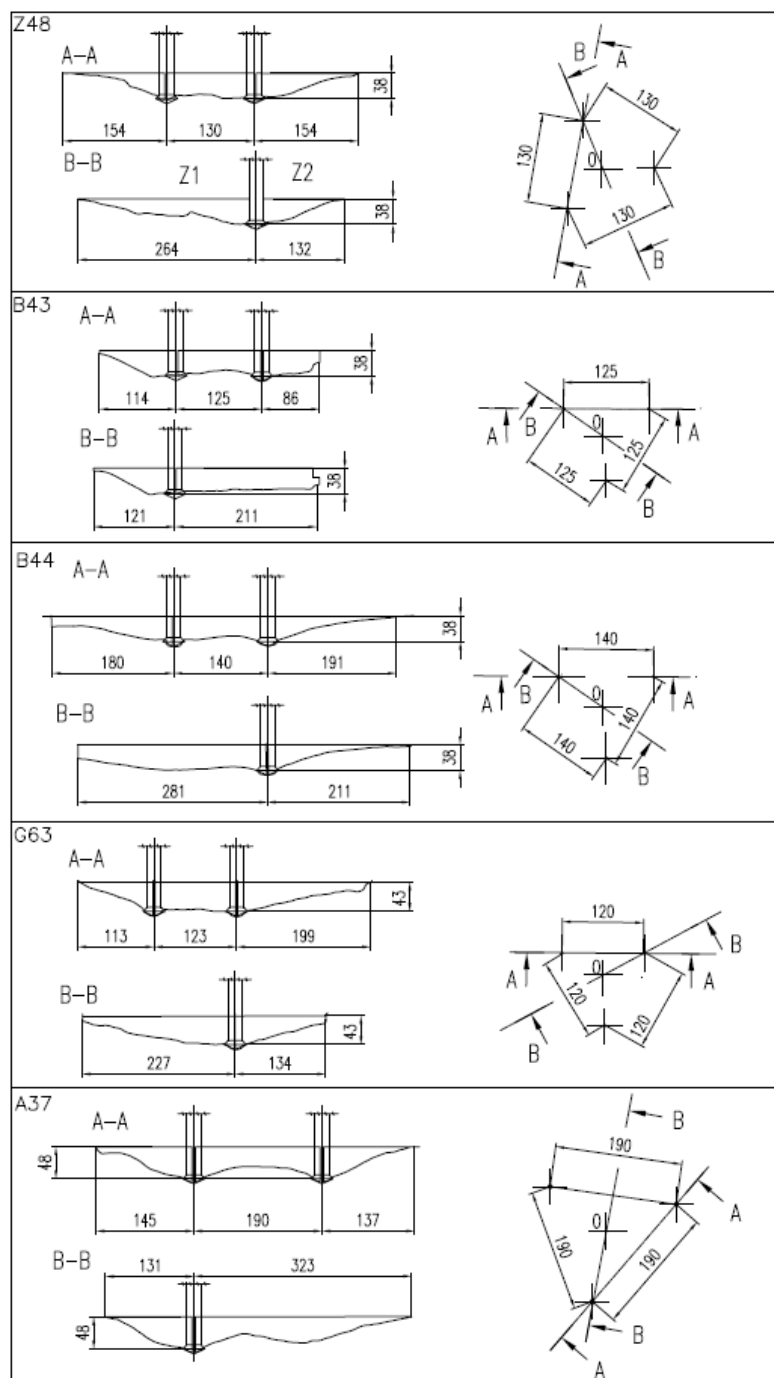
Badania procesu odspajania fragmentu skalnego za pomocą zespołu trójkotwowego przeprowadzono za pomocą specjalnego przyrządu (rys. 29), który umożliwiał symetryczne obciążenie trzech kotew. Na rys. 48 przedstawiono sposób oznaczania wybranych wielkości określających daną próbę. Punkt „0” na rysunku jest miejscem przyłożenia siły odspajającej. Z kolei na rys. 49rys. 48 przedstawiono przekroje prób badawczych, wygenerowane na podstawie skanów 3D powierzchni powstałych po odspajaniu w układzie trzech kotew.



Rys. 48. Oznaczenie wielkości określających próby odspojenia w układzie trzech kotew:
 r_i - promień rozmieszczenia kotew w zespole, $Z_{av.}$ - średni promień podstawy stożka
 zniszczenia na powierzchni swobodnej skały, s - rozstaw kotew mierzony pomiędzy
 dwoma kotwami w zestawie trzech kotew,
 $\alpha_{av.}$ - średnia wartość kąta stożka zniszczenia

Zestawienie wyników próby odspajania w układzie trzech kotew przedstawiono w tab. 5. Objętość odspajanej bryły odczytywana była bezpośrednio z modelu CAD 3D. Średni zasięg odspojenia $Z_{av.}$ określano na podstawie przekroju B-B i uzyskano z zależności:

$$Z_{av.} = (Z_1 + Z_2) / 2 \quad (3.15)$$



Rys. 49. Przekroje odspojen dla układu 3 kotew: A-A - przekrój przez osie dwóch kotew, B-B - przekrój przez oś symetrii układu trzech kotew

Zestawienie wyników próby odpajania w układzie trzech kotew

Tab. 5.

Nr	Efektywna głębokość kotwienia h_{ef} , mm	Rozstaw kotew s , mm	s/h_{ef}	Promień r_i , mm	Średni zasięg odp. $Z_{av.}$, mm	Max siła odp. F_{max} , kN	Obj. odp. V , dm ³
Z48	38	130	3,4	75	198	155,86	2,08
B43	38	125	3,3	72	166	148,19	2,68
B44	38	140	3,7	81	246	204,40	3,21
G63	43	120	2,8	69	181	206,96	3,22
A37	48	190	4,0	110	227	114,98	4,00

Wyniki wykazują wyraźny wpływ interakcji stożków w proporcji s/h_{ef} we wszystkich pięciu przypadkach odspojenia zespołu trzech kotew. Wskaźnik ten, dla przeprowadzonych prób badawczych jest równy od 2,8-4,0. Badania układu trójkotwowego potwierdziły interakcję odpajanych stożków, również dla wskaźników $s/h_{ef} > 3$. Analizując przekroje A-A oraz B-B dla poszczególnych prób badawczych można zauważyć, że w obszarze wyznaczonym pomiędzy kotwami, a więc w odległości r_i od osi symetrii układu (punkt „0”) odspojony fragment jest prawie równoległy do powierzchni swobodnej skały na głębokości zbliżonej do efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} . Zbyt mała liczba prób zakończonych powodzeniem oraz trudności dla układu z czterema kotwami uniemożliwiły budowę pełnego modelu empirycznego. Niemniej jednak, przeprowadzone próby stanowią podstawę do walidacji modelu numerycznego oraz badań terenowych. Potencjalne dalsze badania układów wielokotwowych powinny odbywać się przy niezależnie kontrolowanej sile wrywającej w każdym punkcie (kotwie) oddzielnie.

4. Weryfikacja przydatności stosowania modeli empirycznych sformułowanych dla betonów w przypadku skał w oparciu o wyniki badań terenowych i badań wytrzymałościowych materiału skalnego - propozycja własnych modeli empirycznych

Na podstawie zgromadzonych danych zebranych podczas badań stanowiskowych zbudowano dwa rodzaje modeli doświadczalnych (empirycznych). Modele zbudowano w oparciu o:

- metodę statystyczną (regresja),
- sieci neuronowe.

4.1. Model zbudowany w oparciu o regresję statystyczną

Regresja jest to rodzaj zależności między dwiema lub więcej zmiennymi losowymi, z których każda wyznaczona jest przez pewną cechę, ze względu na którą bada się daną populację.

Model regresyjny jest sprowadzeniem zagadnienia współzależności pary zmiennych losowych do zależności funkcyjnej. Na podstawie wyników badań doświadczalnych za pomocą analizy regresji wyznacza się zależność między zmiennymi losowymi, najczęściej w formie tzw. równania regresji obrazującego charakter związków między badanymi czynnikami wejściowymi i wynikowymi [10, 130].

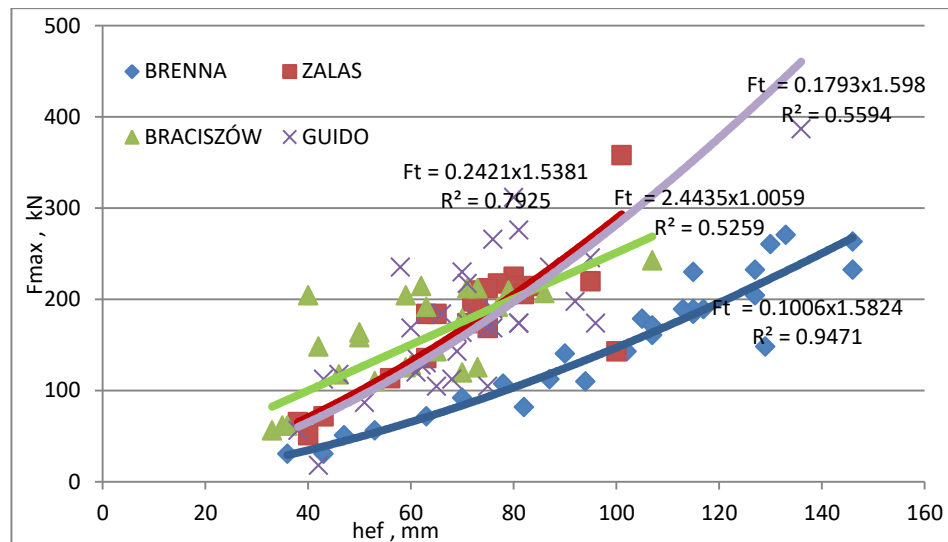
Ze względu na liczbę predyktorów możemy dokonać podziału na:

- regresję jednoczynnikową, czyli badającą zależność pomiędzy zmienną zależną i jedną zmienną niezależną,
- regresję wieloczynnikową, czyli badającą zależność pomiędzy zmienną zależną i większą ilością zmiennych niezależnych.

Wraz ze zmianami wartości czynników wejściowych czynniki wynikowe mogą przybierać różne wartości. Te zmiany mogą być również spowodowane oddziaływaniem czynników zakłócających, występujących w każdym rzeczywistym procesie, dlatego w wyniku badań należy uwzględniać nie tylko charakter, ale i siłę wpływu czynników wejściowych na czynniki wynikowe [130].

4.1.1. Regresja jednoczynnikowa

Dla każdej próby badawczej przeprowadzonej dla układu jednokotwowego wyznaczono maksymalną siłę F_{max} , jaka została zarejestrowana podczas badań (rys. 42). Wartości maksymalnych sił F_{max} zestawione zostały z efektywną głębokością kotwienia h_{ef} w programie EXCEL. Z tabel zestawczych (zał. Z1) sporządzone zostały wykresy punktowe z podziałem na każdy typ badanej skały (kopalni). Na rys. 50 graficznie przedstawiono zestawienie maksymalnych sił odpajania F_{max} w zależności od efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} .



Rys. 50. Zestawienie maksymalnych zarejestrowanych sił odpajania F_{max} w odniesieniu do efektywnej głębokości kotwienia wraz z odpowiadającymi im modelami regresji $F_t=f(h_{ef})$ dla badanych skał

Na wykresie dla każdego zbioru punktów (odpowiadającemu danemu rodzajowi skał i kopalni) dobrano krzywą trendu typu $F_t=f(h_{ef})$. Krzywa ta została dobrana w sposób automatyczny za pomocą programu EXCEL poprzez zadanie potęgowego typu regresji. Dla każdej wykreślonej krzywej dobrana została funkcja ją opisująca oraz oznaczony został współczynnik determinacji R -kwadrat. Współczynnik ten informuje o tym, jak część zmian zmiennej objaśnianej jest wyjaśniona przez zmiany zmiennej objaśniającej (Aczel i Sounderpandian [10]). Inaczej mówiąc, pokazuje jaki procent zmiennej zależnej (objaśnianej) jest wyjaśniany za pomocą zmiennej niezależnej (czynnik zmienna objaśniająca). Zestawienie funkcji trendu wraz ze współczynnikiem determinacji R -kwadrat zestawiono w tab. 6.

**Modele regresji wraz z współczynnikami determinacji *R*-kwadrat
w modelu regresji jednoczynnikowej**

Tab. 6.

Material / kopalnia	Model regresji $F_t=f(h_{ef})$.	Współczynnik determinacji <i>R</i> -kwadrat
Piaskowiec / BRENNa	$F_t=0,1006h_{ef}^{1,5824}$	0,9471
Porfir / ZALAS	$F_t=0,1431h_{ef}^{1,6652}$	0,8675
Piaskowiec / GUIDO	$F_t=0,1793h_{ef}^{1,598}$	0,5594
Piaskowiec / BRACISZÓW	$F_t=2,4435h_{ef}^{1,0059}$	0,5259

Wyznaczone modele regresji mają zbliżony charakter do modeli literaturowych, a ich wykładniki potęgowe n zawierają się w zakresie $n=1,58-1,67$; wyjątkiem jest funkcja wyznaczona dla kopalni BRACISZÓW, której wykładnik wyniósł $n=1,0059$. Prawdopodobną przyczyną jest wysoka wytrzymałość na ściskanie f_c i rozciąganie f_t skały w tej kopalni, poznana po realizacji badań laboratoryjnych, która przy większych głębokościach kotwienia wpływała na niepowodzenie próby badawczej poprzez zerwanie kotwy. Wykładnik potęgowy n w wyznaczonych funkcjach trendu ma decydujący wpływ na siłę niezbędną do wyrwania kotwy. Im jego wartość jest wyższa, tym siła prognozowana narasta „szybciej” wraz z głębokością kotwienia. Nieudane próby odspojenia nie były brane pod uwagę podczas opracowywania modelu regresji.

Według Aczel i Sounderpandian [10] wartość *R*-kwadrat powyżej 0,9 można uważać za bardzo dobrą, powyżej 0,8 - za dobrą, a powyżej 0,6 - za zadowalającą w niektórych zastosowaniach, choć w tym ostatnim przypadku musimy liczyć się ze stosunkowo dużymi błędami prognozy. Gdy *R*-kwadrat jest poniżej 0,5, to regresja wyjaśnia tylko mniej niż 50% zmienności funkcji; prognozy mogą okazać się nietrafne. Jeżeli chcemy tylko zrozumieć związki między zmiennymi, to niższe wartości *R*-kwadrat są do przyjęcia, ale musimy zdawać sobie sprawę, że model regresji niewiele wtedy wyjaśnia.

Najlepsze dopasowanie funkcji trendu do wyników badań otrzymano dla kopalni BRENNa (*R*-kwadrat=0,9471) oraz ZALAS (*R*-kwadrat=0,8675). Niższe wartości otrzymano dla kopalni GUIDO (*R*-kwadrat=0,5594) oraz BRACISZÓW (*R*-kwadrat =0,5259). Wyniki te pokrywają się z analizą powierzchni odspojenia, w której zauważono bardziej stochastyczny przebieg procesu dla obu tych kopalń.

4.1.2. Regresja wieloczynnikowa

W celu uzyskania uniwersalnego modelu empirycznego, opracowany został model regresji wieloczynnikowej uwzględniający efektywną głębokość kotwienia h_{ef} oraz wytrzymałość skał na ściskanie f_c . Parametry te, z praktycznego punktu widzenia zastosowania technologii, są najczęściej wykorzystywane.

Szukana funkcja jest ogólnej postaci:

$$f(x, y) = ax^n y^m, \quad (4.1)$$

gdzie, zmienne x, y to odpowiednio głębokość kotwienia - h_{ef} oraz wytrzymałość na ściskanie - f_c , funkcja $f(x, y)$ to siła odspojenia - F_r , natomiast a, n i m to stałe współczynniki, które należy znaleźć. Przy czym, a est współczynnikiem skalującym, a n i m to wykładniki potęg określające charakter zależności między zmiennymi.

Obustronnie logarytmując można sprowadzić problem do problemu liniowego:

$$\ln|f(x, y)| = \ln|ax^n y^m| = \ln|a| + \ln|x^n| + \ln|y^m| = n \ln|x| + m \ln|y| + \ln|a| \quad (4.2)$$

Stosując podstawienia:

$$g(u, v) \equiv \ln|f(x, y)|, u \equiv \ln|x|, v \equiv \ln|y|, a_0 \equiv \ln|a|;$$

$$g(u, v) = nu + mv + a_0 \quad (4.3)$$

Dane pomiarowe to (x_i, y_i, z_i) , czyli odpowiednio - h_{ef}, f_c, F , dla każdego i -tego pomiaru można znaleźć wartości $(u_i, v_i, s_i) = (\ln x_i, \ln y_i, \ln z_i)$

Model, więc przyjmuje postać:

$$p_i(u_i, v_i, n, m, a_0) \equiv nu_i + mv_i + a_0 \quad (4.4)$$

z błędem kwadratowym:

$$c = \frac{1}{2} \sum_i (s_i - p_i(u_i, v_i, n, m, a_0))^2 \quad (4.5)$$

W celu znalezienia wartości współczynników należy zminimalizować funkcję błędu, a więc funkcja musi spełniać warunki konieczne minimalizacji:

$$\frac{\partial c}{\partial n} = \frac{\partial c}{\partial m} = \frac{\partial c}{\partial a_0} = 0 \quad (4.6)$$

$$\frac{\partial c}{\partial n} = \sum_i \frac{\partial c}{\partial p_i} \cdot \frac{\partial p_i}{\partial n} = \sum_i (-s_i + nu_i + mv_i + a_0) \cdot u_i = 0 \quad (4.7)$$

$$\frac{\partial c}{\partial m} = \sum_i \frac{\partial c}{\partial p_i} \cdot \frac{\partial p_i}{\partial m} = \sum_i (-s_i + nu_i + mv_i + a_0) \cdot v_i = 0 \quad (4.8)$$

$$\frac{\partial c}{\partial a_0} = \sum_i \frac{\partial c}{\partial p_i} \cdot \frac{\partial p_i}{\partial a_0} = \sum_i (-s_i + nu_i + mv_i + a_0) \cdot 1 = 0 \quad (4.9)$$

Po rozbiciu na mniejsze sumy w każdym równaniu otrzymany układ równań ma postać:

$$\begin{cases} -\sum_i s_i u_i + n \sum_i u_i^2 + m \sum_i v_i u_i + a_0 \sum_i u_i = 0 \\ -\sum_i s_i v_i + n \sum_i v_i u_i + m \sum_i v_i^2 + a_0 \sum_i v_i = 0 \\ -\sum_i s_i + n \sum_i u_i + m \sum_i v_i + Na_0 = 0, \end{cases} \quad (4.10)$$

gdzie: N – liczba pomiarów;

W celu uproszczenia rachunków można zastosować odpowiednie podstawienia za sumy:

$$\begin{aligned} A &\equiv \sum_i s_i u_i, B \equiv \sum_i u_i^2, C \equiv \sum_i v_i u_i, D \equiv \sum_i s_i v_i, \\ E &\equiv \sum_i v_i^2, F \equiv \sum_i u_i, G \equiv \sum_i v_i, H \equiv \sum_i s_i; \end{aligned} \quad (4.11)$$

Teraz można zapisać układ równań w postaci: 4.11

$$\begin{cases} -A + Bn + Cm + Fa_0 = 0 \\ -D + Cn + Em + Ga_0 = 0 \\ -H + Fn + Gm + Na_0 = 0 \end{cases} \rightarrow \begin{cases} Bn + Cm + Fa_0 = A \\ Cn + Em + Ga_0 = D; \\ Fn + Gm + Na_0 = H \end{cases} \quad (4.12)$$

Odpowiednie macierze w rozwiązaniu układu metodą wyznaczników mają postać:

$$M = \begin{bmatrix} B & C & F \\ C & E & G \\ F & G & N \end{bmatrix}, \quad (4.13)$$

$$M_n = \begin{bmatrix} A & C & F \\ D & E & G \\ H & G & N \end{bmatrix}, \quad (4.14)$$

$$M_m = \begin{bmatrix} B & A & F \\ C & D & G \\ F & H & N \end{bmatrix}, \quad (4.15)$$

$$M_{a_0} = \begin{bmatrix} B & C & A \\ C & E & D \\ F & G & H \end{bmatrix}. \quad (4.16)$$

Wyznaczniki tych macierzy:

$$\det M = \begin{vmatrix} B & C & F \\ C & E & G \\ F & G & N \end{vmatrix} = BEN + 2CGF - EF^2 - BG^2 - NC^2, \quad (4.17)$$

$$\det M_n = \begin{vmatrix} A & C & F \\ D & E & G \\ H & G & N \end{vmatrix} = AEN + CGH + FDG - FEH - AG^2 - NDC, \quad (4.18)$$

$$\det M_m = \begin{vmatrix} B & A & F \\ C & D & G \\ F & H & N \end{vmatrix} = BDN + AGF + FCH - DF^2 - GHB - NAC, \quad (4.19)$$

$$\det M_{a_0} = \begin{vmatrix} B & C & A \\ C & E & D \\ F & G & H \end{vmatrix} = BEH + CDF + ACG - AEF - DGB - HC^2. \quad (4.20)$$

Rozwiązania tego układu równań:

$$n = \frac{\det M_n}{\det M} = \frac{AEN + CGH + FDG - FEH - AG^2 - NDC}{BEN + 2CGF - EF^2 - BG^2 - NC^2} \quad (4.21)$$

$$m = \frac{\det M_m}{\det M} = \frac{BDN + AGF + FCH - DF^2 - GHB - NAC}{BEN + 2CGF - EF^2 - BG^2 - NC^2} \quad (4.22)$$

$$a_0 = \frac{\det M_{a_0}}{\det M} = \frac{BEH + CDF + ACG - AEF - DGB - HC^2}{BEN + 2CGF - EF^2 - BG^2 - NC^2} \quad (4.23)$$

Aby zapisać wzór ogólny, już z wartościami współczynników należy policzyć:

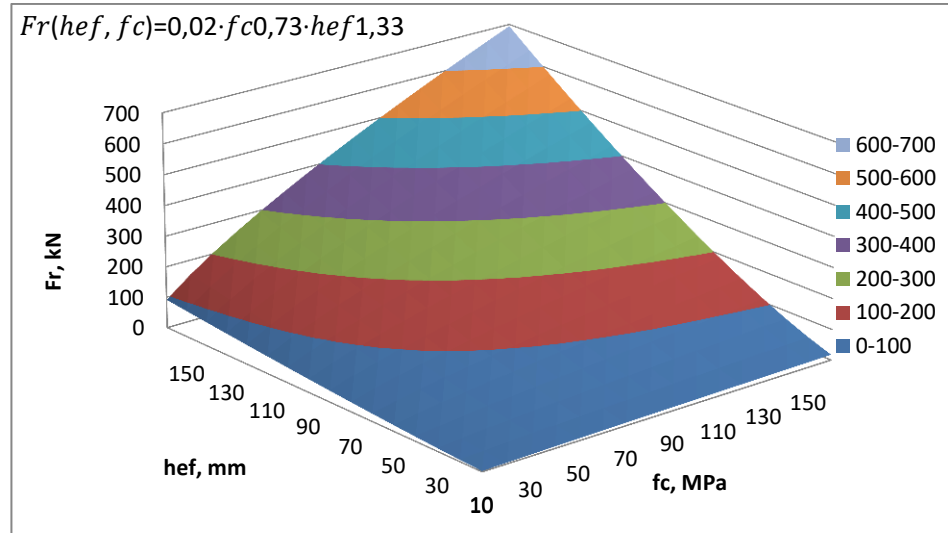
$$a_0 = \ln a \rightarrow a = e^{a_0} \quad (4.24)$$

Dalsze obliczenia zostały zautomatyzowane i przeprowadzone w środowisku EXCEL, w efekcie czego, uzyskano odpowiednie parametry współczynników a , m oraz n . Ze względu na znacznie odbiegającą funkcję trendu dla kopalni BRACISZÓW w regresji jednoczynnikowej $F_t = f(h_{ef})$, finalnie opracowane zostały dwa modele regresyjne. Pierwszy model uwzględniający wszystkie wyniki badań, drugi natomiast zbudowano w oparciu o wyniki badań w kopalni BRENNIA, ZALAS i GUIDO bez uwzględniania wyników z kopalni BRACISZÓW.

Otrzymany model funkcji typu $F_r=f(h_{ef}, f_c)$ opracowany na podstawie danych ze wszystkich kopalń wynosi:

$$F_r(h_{ef}, f_c) = 0,02 \cdot f_c^{0,73} \cdot h_{ef}^{1,33} \quad (4.25)$$

Graficzne przedstawienie wpływu obu zmiennych na wartość siły odspajającej F_r wg zaproponowanej formuły przedstawiono na wykresie 3W (rys. 51).

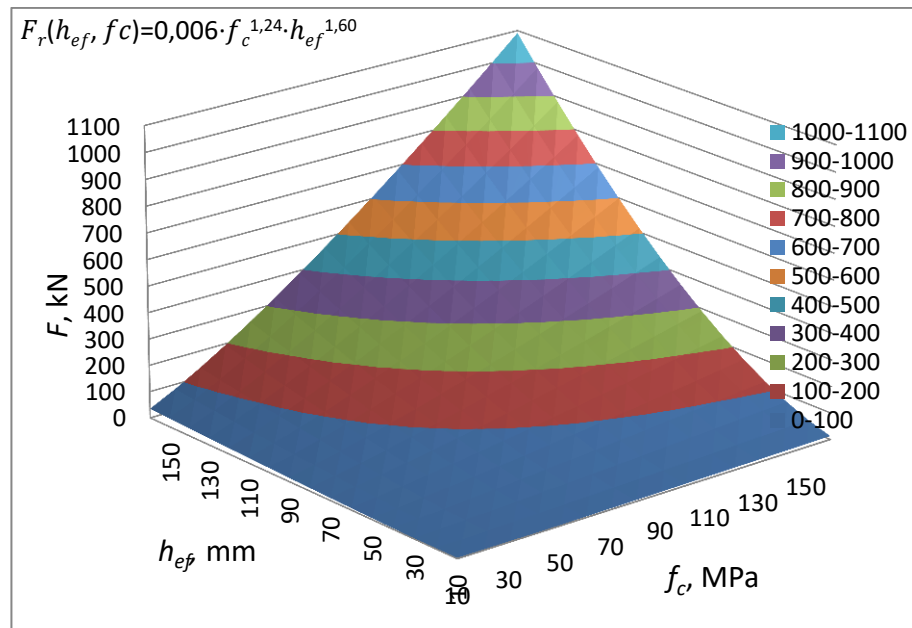


Rys. 51. Wykres funkcji $F_r=f(h_{ef}, f_c)$ opracowany na podstawie danych ze wszystkich kopalń

Otrzymany z kolei model funkcji typu $F_r=f(h_{ef}, f_c)$ opracowany na podstawie danych z badań w kopalni BRENNNA, ZALAS i GUIDO bez uwzględniania wyników z kopalni BRACISZÓW wynosi:

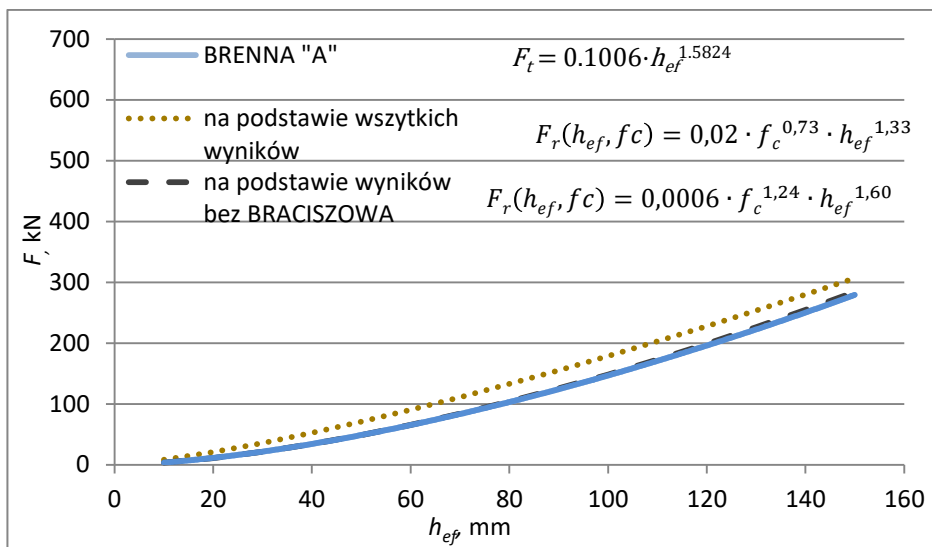
$$F_r(h_{ef}, f_c) = 0,006 \cdot f_c^{1,24} \cdot h_{ef}^{1,60} \quad (4.26)$$

Graficzne przedstawienie wpływu obu zmiennych na wartość siły odspajającej F_r wg zaproponowanej formuły przedstawiono na wykresie 3W (rys. 52).

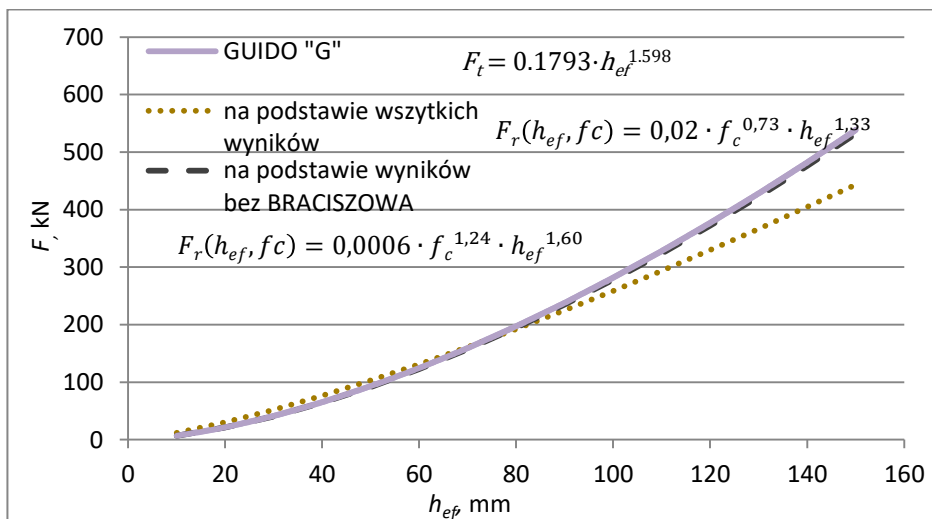


Rys. 52. Wykres funkcji $F_r=f(h_{ef}, f_c)$ opracowany na podstawie danych z kopalni ZALAS, GUIDO i BRENNA

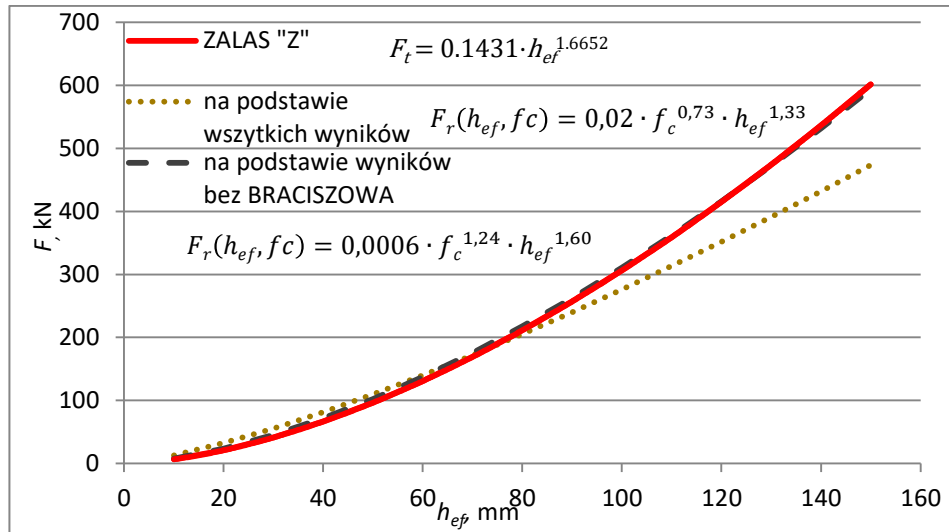
Dla tak sformułowanych modeli, opracowano wykresy odpowiadające własności wytrzymałościowym skał określonych w badaniach laboratoryjnych. Uzyskane modele, dla każdego typu skał opisujące rozważane zależności w postaci graficznej przedstawione zostały na rys. 53-56, gdzie linią ciągłą zaznaczono modele regresji uzyskaną w modelu regresji jednoczynnikowej, linią kropkowaną modelu regresji wieloczynnikowej, uzyskanego za pomocą wyników badań na wszystkich kopalniach, linią kreskowaną zaś modelu regresji wieloczynnikowej, uzyskanego za pomocą wyników badań bez uwzględnienia wyników na kopalni BRACISZÓW. Po podstawieniu do otrzymanych modeli regresji dwóch zmiennych: efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} i wartości wytrzymałości na ściskanie f_c , otrzymanej w wyniku badań laboratoryjnych, możemy zaobserwować bardzo dobre dopasowanie modelu opisanego równaniem (4.26). Model ten praktycznie pokrywa się z linią trendu wygenerowaną oddzielnie dla każdej ze skał (kopalń). Wyjątkiem jest kopalnia BRACISZÓW, dla której dobroć dopasowania jest mniejsza od zaproponowanych w modelach, szczególnie w zakresie powyżej efektywnej głębokości kotwienia $h_{ef} > 60$ mm.



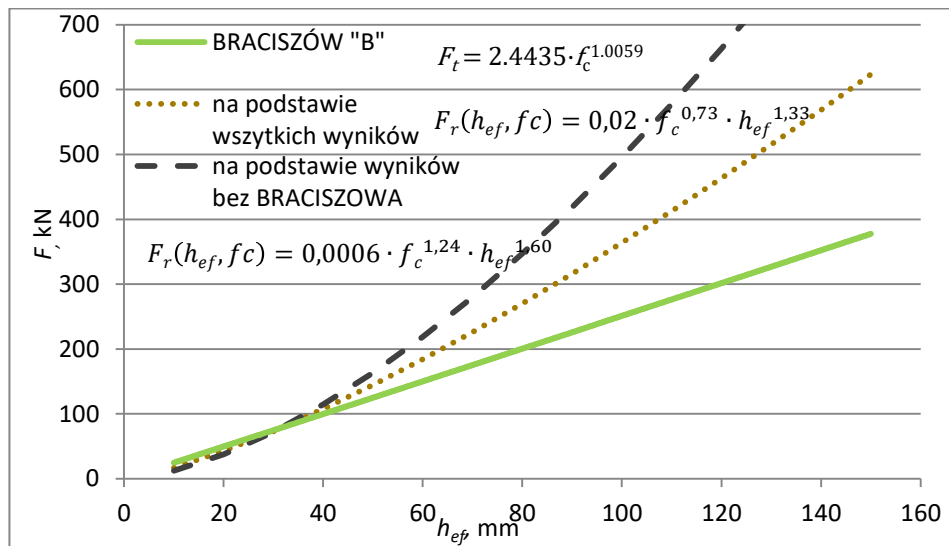
Rys. 53. Model funkcji $F_r = f(h_{ef}, f_c)$ dla badanych skał (BRENNa) przy wytrzymałości na ściskanie $f_c = 58,8 \text{ MPa}$



Rys. 54. Model funkcji $F_r = f(h_{ef}, f_c)$ dla badanych skał (GUIDO) przy wytrzymałości na ściskanie $f_c = 97,4 \text{ MPa}$



Rys. 55. Model funkcji $F_t=f(h_{ef}, f_c)$ dla badanych skał (ZALAS) przy wytrzymałości na ściskanie $f_c=106,5$, MPa



Rys. 56. Model funkcji $F_t=f(h_{ef}, f_c)$ dla badanych skał (BRACISZÓW) przy wytrzymałości na ściskanie $f_c=155,3$, MPa

4.2. Porównanie wyników badań w warunkach *in-situ* z modelami literaturowymi

Szczegółowe analizy tego aspektu przedstawiono w opracowaniach [107, 166].

Z analizy dotychczasowego stanu wiedzy wynika, że aktualnie zazwyczaj stosowana jest procedura wyznaczania nośności kotew (siły wyrywającej) w oparciu o zależność podaną przez Fuchsa [75], w postaci:

$$F_{CCD} = k_{nc} f_c^{0,5} h_{ef}^{1,5} \quad (4.27)$$

gdzie:

k_{nc} , $N^{0,5}/mm^{0,5}$ - współczynnik kalibracyjny, dostosowujący np. jednostki w modelu, zależny od rodzaju kotwy, stanu ośrodka, głębokości kotwienia, itp.,

F_{CCD} - nośność kotwy wg procedury CCD - *Concrete Capacity Design*.

Według Fuchs i in. [75], Eligehausen i in. [58], wytrzymałości kostki betonowej i walca są powiązane poprzez zależność $f_c \approx 0,85 f_{cc}$. Dlatego w równaniu, jeśli podana zostanie wytrzymałość betonu na ściskanie dla próbki sześcienniej f_{cc} zamiast wytrzymałości na ściskanie próbek betonowych w kształcie walca f_c , współczynnik wiodący równania k_{nc} wyniesie 15,5 zamiast 16,8 wg Nilforo i Nilson [144].

Z prezentowanych badań doświadczalnych, przy zastosowaniu regresji jednoczynnikowej wynika, że uzyskane wykładniki potęgowe n dla kopalń BRENN, ZALAS i GUIDO wynoszą $n=1,5824-1,6652$, a dla kopalni BRACISZÓW 1,0059 i różnią się znacząco od stosowanych w procedurze CCD (gdzie $n=1,5$). Można jednak zauważyć, że w pewien sposób odpowiadają one zaleceniom norm ACI-318, ACI-349 [5, 6], odnośnie wyznaczania siły wyrywającej kotwę w betonie, ale dla dużych głębokości kotwienia. Według norm:

$$N_u = k_{nc} f_c^{0,5} h_{ef}^{5/3} \Leftrightarrow N_u = k_{nc} f_c^{0,5} h_{ef}^{1,666} \quad (4.28)$$

gdzie:

$$k_{nc} = 16, \text{ ale w zakresie } 280 \text{ mm} \leq h_{ef} \leq 635 \text{ mm} \text{ (11 in} \leq h_{ef} \leq 25 \text{ in)}$$

Biorąc pod uwagę, że badanym materiałem były skały, w celu lepszego opisanie siły wyrywającej kotew F_{max} , w zależności od charakterystycznych parametrów wytrzymałościowych skał, w kolejnych tabelach (tab. 7 - tab. 10)

przeanalizowano wartości siły odspajającej N_u , wynikające z istniejących już dla betonów zależności. Podjęto także próbę wyznaczenia wartości potencjalnych współczynników kalibracyjnych k_r , pozwalających na uzyskanie zgodności badań *in-situ* z wynikami istniejących funkcji, korzystając z zależności:

$$k_r = \frac{F_t}{\frac{N_u}{k_{nc}}} = \frac{k_{nc} F_t}{N_u} F_C = k_{nc} f_c^{0.5} h_{ef}^{5/3} \quad (4.29)$$

gdzie:

F_t - wartość siły odspajającej wyznaczona doświadczalnie,

N_u - wartość siły odspajającej wyznaczona na podstawie danej/istniejącej formuły,

k_{nc} - współczynnik kalibracyjny w danej formule

Oznaczenia w tabelach (tab. 7- tab. 10):

f_c - wytrzymałość materiału na ściskanie wyznaczona dla próbki walcowej, MPa

h_{ef} - efektywna głębokość kotwienia, mm,

d_h - średnica głowicy kotwy (przyjęto $d_h=44$), mm,

N_u - wartość nośności kotwy wynikająca z danej formuły, N,

F_t - wartość siły odspajającej wyznaczona doświadczalnie dla danej kopalni, N,

E - moduł sprężystości skały (moduł Younga),

G_F - energia pękania skały.

Kopalnia BRENNa, $h_{ef} = 100$ mm, $f_c = 58,8$ MPa, siła wyrywająca F_t kN - wg zależności $F_t = 0,1006h_{ef}^{1,5824} = 147,03$ kN

Tab. 7.

Nr	Uwagi	Formuła	N_u , kN	N_u/F_t	$k_r = \frac{k_{nc}F_t}{N_u}$
1	45 - degree cone model [7]	$N_u = 0,3f_c^{0,5}\pi h_{ef}^2 \left(1 + \frac{d_h}{h_{ef}}\right)$	104,07	0,71	0,42
2	LEFM wg Eligehausen i Sawade [63]	$N_u = 2,1(E_c G_F)^{0,5} h_{ef}^{1,5}$	140,94	0,96	2,19
3	CCD method [75] [11] [71, 144]	$N_u = 13,5f_c^{0,5} h_{ef}^{1,5}$	103,52	0,70	19,17
		$N_u = 15,5f_c^{0,5} h_{ef}^{1,5}$	118,86	0,81	19,17
		$N_u = 17f_c^{0,5} h_{ef}^{1,5}$	130,36	0,89	19,17
4	CCD method [5, 8, 7] $h_{ef} \leq 280$ mm	$N_u = 6,585f_c^{0,5} h_{ef}^{1,6667}$	108,80	0,74	8,90
		$N_u = 16,8f_c^{0,5} h_{ef}^{1,6667}$	277,59	1,89	8,90
		$N_u = 15,5f_c^{0,5} h_{ef}^{1,6667}$	256,11	1,74	8,90

Kopalnia ZALAS, $h_{ef} = 100$ mm, $f_c = 106,5$ MPa, siła wyrywająca F_t , kN - wg zależności $F_t = 0,1431 h_{ef}^{1,6652} = 306,22$ kN

Tab. 8.

Nr	Uwagi	Formuła	N_u , kN	N_u/F_t	$k_r = \frac{k_{nc}F_t}{N_u}$
1	45 - degree cone model [7]	$N_u = 0,3f_c^{0,5}\pi h_{ef}^2 \left(1 + \frac{d_h}{h_{ef}}\right)$	140,06	0,46	0,66
2	LEFM wg Eligehausen i Sawade [63]	$N_u = 2,1(E_c G_F)^{0,5} h_{ef}^{1,5}$	---	---	---
3	CCD method [75] [11] [71, 144]	$N_u = 13,5f_c^{0,5} h_{ef}^{1,5}$	139,32	0,45	29,67
		$N_u = 15,5f_c^{0,5} h_{ef}^{1,5}$	159,96	0,52	29,67
		$N_u = 17f_c^{0,5} h_{ef}^{1,5}$	175,44	0,57	29,67
4	CCD method [5, 8, 7] $h_{ef} \leq 280$ mm	$N_u = 6,585f_c^{0,5} h_{ef}^{1,6667}$	146,43	0,48	13,77
		$N_u = 16,8f_c^{0,5} h_{ef}^{1,6667}$	373,58	1,22	13,77
		$N_u = 15,5f_c^{0,5} h_{ef}^{1,6667}$	344,67	1,13	13,77

Kopalnia GUIDO, $h_{ef} = 100$ mm, $f_c = 97,4$ MPa, siła wrywająca F_t , kN - wg zależności $F_t = 0,1793h_{ef}^{1,598} = 281,57$ kN

Tab. 9.

Nr	Uwagi	Formuła	N_u , kN	N_u/F_t	$k_r = \frac{k_{nc}F_t}{N_u}$
1	45 - degree cone model [7]	$N_u = 0,3f_c^{0,5}\pi h_{ef}^2 \left(1 + \frac{d_h}{h_{ef}}\right)$	133,94	0,48	0,63
2	LEFM wg Eligehausen i Sawade [63]	$N_u = 2,1(E_c G_F)^{0,5} h_{ef}^{1,5}$	---	---	---
3	CCD method [75] [11] [71, 144]	$N_u = 13,5f_c^{0,5} h_{ef}^{1,5}$	133,23	0,47	28,53
		$N_u = 15,5f_c^{0,5} h_{ef}^{1,5}$	152,97	0,54	28,53
		$N_u = 17f_c^{0,5} h_{ef}^{1,5}$	167,78	0,60	28,53
4	CCD method [5, 8, 7] $h_{ef} \leq 280$ mm	$N_u = 6,585f_c^{0,5} h_{ef}^{1,6667}$	140,03	0,50	13,24
		$N_u = 16,8f_c^{0,5} h_{ef}^{1,6667}$	357,26	1,27	13,24
		$N_u = 15,5f_c^{0,5} h_{ef}^{1,6667}$	329,62	1,17	13,24

**Kopalnia BRACISZÓW, $h_{ef} = 100$ mm, $f_c = 155,3$ MPa, siła wyrywająca F_t , kN -
wg zależności $F_t = 2,4435h_{ef}^{1,0059} = 251,08$ kN**

Tab. 10.

Nr	Uwagi	Formuła	N_u , kN	N_u/F_t	$k_r = \frac{k_{nc}F_t}{N_u}$
1	45 - degree cone model [7]	$N_u = 0,3f_c^{0,5}\pi h_{ef}^2 \left(1 + \frac{d_h}{h_{ef}}\right)$	169,13	0,67	0,45
2	LEFM wg Eligehausen i Sawade [63]	$N_u = 2,1(E_c G_F)^{0,5} h_{ef}^{1,5}$	---	---	---
3	CCD method [75] [11] [71, 144]	$N_u = 13,5f_c^{0,5} h_{ef}^{1,5}$	168,24	0,67	20,15
		$N_u = 15,5f_c^{0,5} h_{ef}^{1,5}$	193,16	0,77	20,15
		$N_u = 17f_c^{0,5} h_{ef}^{1,5}$	211,85	0,84	20,15
4	CCD method [5, 8, 7] $h_{ef} \leq 280$ mm	$N_u = 6,585f_c^{0,5} h_{ef}^{1,6667}$	176,82	0,70	9,35
		$N_u = 16,8f_c^{0,5} h_{ef}^{1,6667}$	451,12	1,80	9,35
		$N_u = 15,5f_c^{0,5} h_{ef}^{1,6667}$	416,21	1,66	9,35

Zróźnicowanie uzyskanych wyników można tłumaczyć następstwem, między innymi różnymi warunkami górniczo - geologicznymi dla skał tam, gdzie prowadzono badania.

Podsumowując tą część przeprowadzonych analiz, można stwierdzić, że wyniki badań doświadczalnych, przeprowadzonych w warunkach kopalń kamienia oraz podziemnej kopalni węgla (GUIDO) wykazały, że uzyskiwane wartości siły wyrywającej kotwę F_t (nośność kotwy), znacznie odbiegają od wyznaczonych z istniejących zależności empirycznych stosowanych dla betonów N_u .

Ze względu na występowanie w warunkach naturalnych skał o różnych właściwościach wytrzymałościowych oraz odkształceniowych występują różnice w wartościach wyznaczonych stałych, jednak uzyskane zależności są niezbędne do dalszych badań. Z punktu widzenia prowadzonych prac, zmierzających do

wyznaczenia obciążenia F projektowanych nowych konstrukcji kotew, a zwłaszcza układów napędowych urządzeń do realizacji procesu odpajania skał z użyciem kotew, wyniki są obiecujące.

Najbardziej bliskie wynikom badań terenowych wyniki obliczeń, uzyskano dla metody opartej o LEFM. Wynika to z faktu, że znane były niezbędne stałe dla piaskowca BRENNA. Tylko w tym przypadku oznaczono współczynnik intensywności naprężeń dla pierwszego typu pęknięcia K_{Ic} , służący do obliczenia wartości energii pęknięcia G_F .

Dla zależności w celu obliczenia siły wrywającej F_{CCD} , dla I-go typu pęknięcia [58]:

$$F_{CCD} = k_{nc} f_c^{0,5} h_{ef}^{1,5} \quad F_C = k_{nc} f_c^{0,5} h_{ef}^{5/3} \quad (4.30)$$

wartość współczynnika kalibracyjnego k_{nc} uzyskiwano znacznie wyższy niż wynika to z aktualnych zaleceń dla betonów, tj. na poziomie minimalnie ~ 18 , a maksymalnie ~ 31 , w zależności od wytrzymałości piaskowca na jednoosiowe ściskanie f_c .

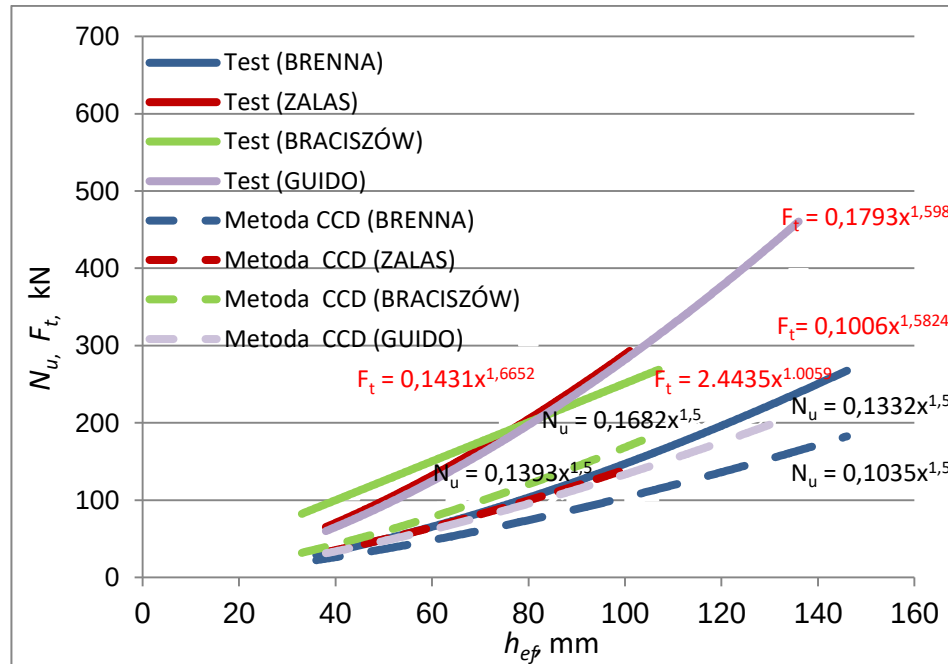
Dla zależności stosowanych dla większych głębokości kotwienia, tj. powyżej 280 mm [4-9].

$$F_C = k_{nc} f_c^{0,5} h_{ef}^{1,666} F_{CCD} = k_{nc} f_c^{0,5} h_{ef}^{1,5} \quad F_C = k_{nc} f_c^{0,5} h_{ef}^{5/3} \quad (4.31)$$

wartość współczynnika kalibracyjnego k_{nc} była na poziomie minimum ~ 8 a maksimum 14, tj. nieco poniżej aktualnie stosowanych wartości współczynników dla betonów.

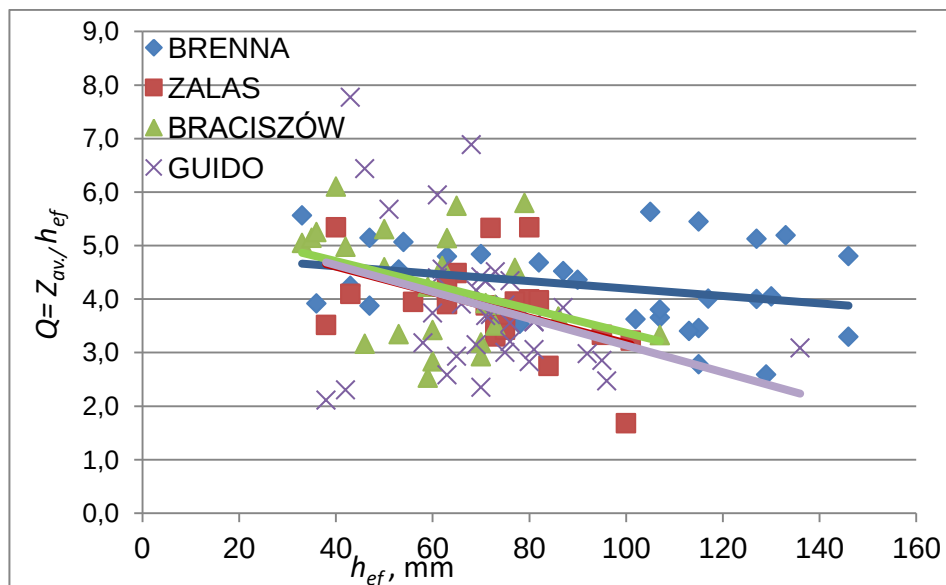
Dla porównania, na rys. 57 przedstawiono porównanie nośności obliczeniowej złącza kotwowego N_u według metody CCD ($N_u = 13,5 f_c^{0,5} h_{ef}^{1,5}$, linia kreskowana) w porównaniu z otrzymanymi krzywymi uzyskanymi w badaniach terenowych F_t (linia ciągła).

Największe różnice pomiędzy siłą F_t a nośnością N_u , występujące dla skały w kopalni GUIDO mogą być powodowane prowadzeniem badań w skałach ociosowych komory badawczej na poziomie 320 m, w których znaczenie mogą mieć już naprężenia pierwotne. Aspekt ten powinien być uwzględniony w dalszym rozwoju technologii. Ponadto, należy podkreślić, że dotychczasowe modele były opracowane i dotyczą jednorodnych betonów, a analiza pęknięcia, jak i uproszczony model odspojenia w postaci stożka jest dużym przybliżeniem procesu.



Rys. 57. Zależność siły wyrywania/nośności kotwy w funkcji efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} , w świetle badań terenowych oraz metody CCD

Istotnym parametrem pod względem realizacji procesu odpajania jest, określony równaniem (3.17), współczynnik Q . Stosunek wartości promienia stożka zniszczenia Z do efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} dla modeli opisanych w literaturze (procedur CCD) jest równy $1,5 h_{ef}$. Wartość ta dla wyników badań *in-situ* jest zauważalnie większa i przedstawiona została na rys. 58, dla każdego typu skały (kopalni) w odniesieniu do efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} .



Rys. 58. Zestawie wartości współczynnika Q dla różnych typów skał w odniesieniu do efektywnej głębokości kotwienia h_{ef}

Średnie wartości współczynnika Q dla każdego rodzaju skał przedstawione zostały w tab. 11. Dodatkowo w tabeli zestawiono również średnie wartości kąta odspojenia $\alpha_{av.}$ pomiędzy tworzącą pseudo-stożek, a powierzchnią swobodną skały (jak na rys. 39).

Średnie wartości współczynnika Q oraz kąta odspojenia $\alpha_{av.}$ dla każdego typu skał

Tab. 11.

	ZALAS	BRACISZÓW	GUIDO	BRENNNA
$Q = Z_{av.}/h_{ef}$	3.9	4.1	3.9	4.2
$\alpha_{av.}$	15.1	15.3	15.8	13.7

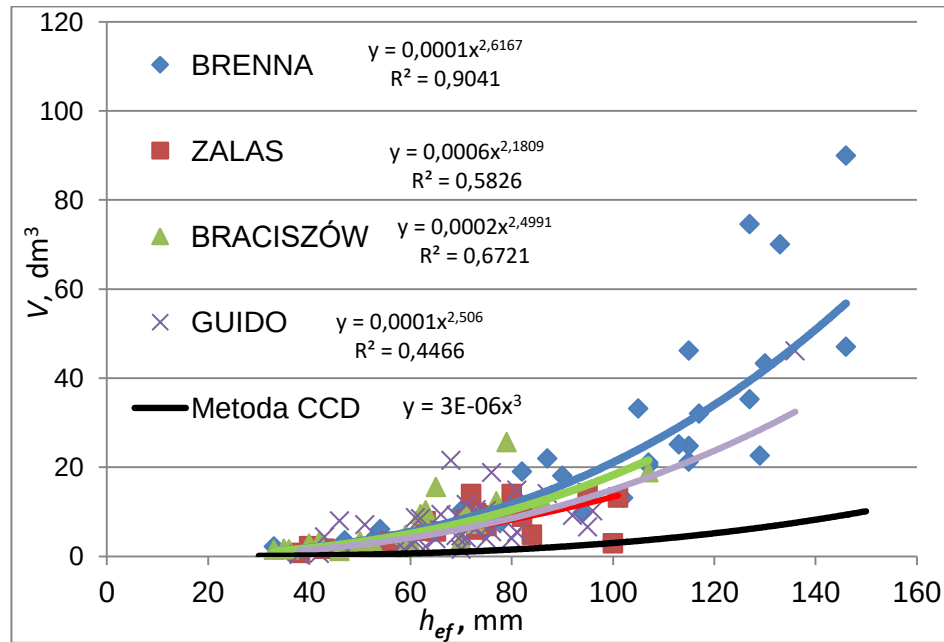
Zauważyć można bardzo zbliżone wartości Q dla wszystkich rodzajów skał, znacznie jednak odbiegających od tych zalecanych w metodzie CCD zakładanych wartości dla betonów. Widoczny jest również ogólny spadek wartości współczynnika Q wraz ze wzrostem głębokości efektywnej kotwienia h_{ef} .

Znaczna różnica w zasięgu $Z_{av.}$, a pośrednio również kącie odspojenia $\alpha_{av.}$ w stosunku do modeli stosowanych dla obliczeń nośności zakotwień

mechanicznych w betonie wpływa znacząco na obliczeniową objętość odpajonego materiału skalnego V . Na rys. 59 zestawiono średnie wartości objętości V_{av} dla prób badawczych, wyznaczonych zgodnie z równaniem (3.18), w stosunku do objętości ostrosłupa z modelu CCD o długości podstawy równej 3-krotności głębokości efektywnej h_{ef} .

Objętość odpajanej bryły według metody CCD jest równa:

$$V_{CCD} = 3h_{ef}^3 \quad (4.32)$$



Rys. 59. Wpływ efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} na objętość V odpajanej skały dla badanych skał z poszczególnych zakładów górniczych w kontekście wskazań metody CCD oraz badań własnych

Zauważyć można, że wartości odpajanych objętości V , zmierzone podczas badań terenowych, są znacznie większe, niż wynika to z modeli dotychczas używanych do projektowania nośności zakotwienia.

4.3. Podsumowanie badań terenowych i analitycznych

Przestrzenny rozkład naprężeń wywołowany przez głowicę kotwy mocowanej w skale i poddawanej wyrywaniu, przekłada się na zasięg i kształt powierzchni odspojenia. Poznanie praw rządzących kształtowaniem się naprężeń w trakcie propagacji pęknięcia, wzdłuż jego długości jest istotne dla prognozowania wartości wspomnianej siły wyrywającej F w określonych warunkach realizacji procesu, tj. dla założonej głębokości kotwienia h_{ef} i parametrów konstrukcyjnych elementu kotwy oddziałującego na skałę w otworze. Zależności te zostały opisane dla danych parametrów fizyko - mechanicznych skały. W chwili obecnej, w technice mocowań elementów konstrukcji w betonowych budowlach inżynierskich, istnieje szereg modeli opisujących rozkład naprężeń w strefie wierzchołka propagującej szczeliny, jednak z uwagi na różnice własności wytrzymałościowych i odkształceniowych skał oraz betonów, modele te mają ograniczone zastosowanie w opisie zjawiska propagacji pęknięcia w ośrodkach skalnych.

Zaprojektowano i zbudowano unikalne urządzenie badawcze, którego dodatkowym elementem był skaner umożliwiający mapowanie powierzchni odspajania w 3D system pomiarowy dla określania wartości siły wyrywającej dla pojedynczej kotwy lub w układzie 2, 3 i 4 kotew.

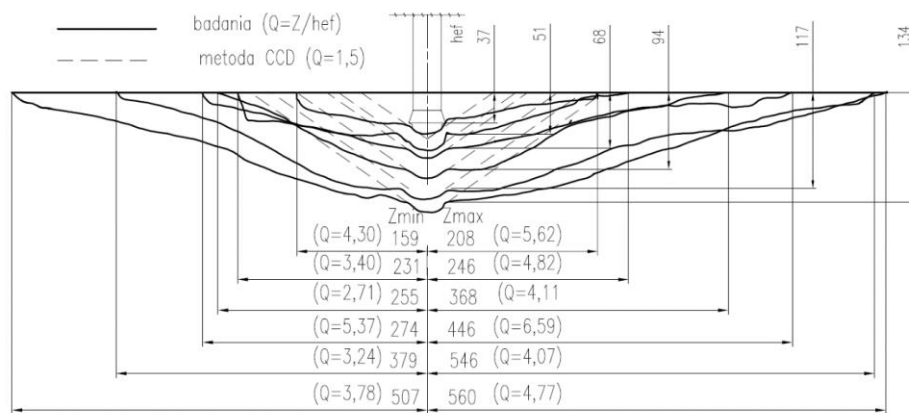
Przeprowadzono badania doświadczalne i analityczne mające na celu, między innymi określenie przydatności procedur obliczeniowych stosowanych w tzw. technice mocowań. Procedur służących szacowaniu nośności kotew (głównie według metody CCD - *Concrete Capacity Design*) dla potrzeb wyznaczania parametrów realizacji technologii wyrywania kotew podcinających jako potencjalnej technologii urabiania skał w warunkach szczególnych, np. zagrożeń metanowych, ograniczeń geologiczno - górniczych, itp.). Skupiono się na wyrywaniu głównie, tzw. kotew samopodcinających ze względu na dużą łatwość ich mocowania.

Eksperymenty doświadczalne wykazały, że dla badanych, efektywnych głębokości kotwienia h_{ef} oraz parametrów mechanicznych badanych skał, zasięg powierzchni zniszczenia Z jest znacznie większy, niż to wynika z dotychczasowych procedur obliczeniowych stosowanych w konstrukcjach betonowych, a kształt powierzchni nie jest kształtem stożka, wynikającym z zakładanych dotychczas analizach.

Wartość kąta stożka zniszczenia α , wynikająca z przeprowadzonych eksperymentów jest znacząco mniejsza, niż wynika to z metody CCD, stosowanej w obliczeniach mocowań kotew w betonie. Według zaleceń metody

CCD wartość tego kąta to 35° . Z wykonanych badań doświadczalnych wynika, że wartość kąta stożka α zniszczenia waha się na poziomie średnio 15° , często przyjmując wartości jeszcze mniejsze.

W badaniach doświadczalnych stwierdzono ponadto, że współczynnik Q proporcji średniej wartości promienia stożka zniszczenia Z_{av} do efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} zawierał się w przedziale 3,9 - 4,2. Jest to wartość średnio prawie 2-3 krotnie większa, niż to wynika z procedur CCD ($Q=1,5h_{ef}$), zwłaszcza w przypadku piaskowców o niskiej wytrzymałości, wartości tego współczynnika są rzędu 5,5 i więcej. Dla przyjętych w badaniach głębokości kotwienia h_{ef} , średnice podstawy stożka S_r zniszczenia osiągały wartości rzędu ($S_r=10h_{ef}$), tj. ponad 3-krotnie większe niż to wynika z zaleceń procedur CCD ($3h_{ef}$), jak na rys. 60.



Rys. 60. Porównanie zasięgu odspojeń Z wynikających z zaleceń metody CCD oraz badań terenowych

Uzyskane wyniki mają istotne znaczenie dla potencjalnego planowania rozmieszczenia kotew w technice odspajania skał opracowaną metodą, tj. poprzez wrywanie kotew.

Wykonane badania stanowią zamkniętą całość opracowaną dla wybranych skał jednorodnych i izotropowych, ale równocześnie stanowią podstawę do badań nad zjawiskiem odspajania skał za pomocą kotew, szczególnie tych charakteryzujących się niejednorodnością, anizotropią i podzielnnością.

4.4. Modelowanie efektów (wskaźników) procesu odspajania w oparciu o sieci neuronowe

W wielu pracach dotyczących zastosowania sieci neuronowych wokreśleniu nośności kotew N_u , stosowano modele wielowarstwowej sieci neuronowej typu *feed-forward*; sieć ta jest najczęściej stosowana ze względu na jej efektywne możliwości generalizacji, Ashour [18]. Jest to nowoczesne podejście do symulowania zjawisk trudno opisywalnych metodami matematycznymi, z czym mamy do czynienia w przypadku wyrywania kotew montowanych w naturalnym górotworze, o różnych parametrach fizykomechanicznych i strukturze. Testowano użycie sieci z wsteczną propagacją błędu (Algedra [16]), systemy rozmyte (Ashur [16, 18], Golafshami [78]), czy ogólnie ujmując, systemy z algorytmami typu *machine learning*, tj. uczenia maszynowego (np. Olalusia, Spyridis [146]). Sztuczne Sieci Neuronowe ANN (*Artificial Neural Networks*) są uniwersalnym narzędziem matematycznym, które może "uczyć się" złożonych zależności pomiędzy danymi wejściowymi i wyjściowymi. Po „wytrenowaniu” z danymi eksperymentalnymi, sieci neuronowe NN (*Neural Networks*) mogą podawać wyniki niemal natychmiast, co czyni je idealnymi do prognozowania nośności kotew N_u w górotworze.

Sieci neuronowe potrafią uogólniać zależności na podstawie danych, na których zostały wytrenowane. Uczenie najczęściej polega na prezentowaniu im zestawu znanych par wejście–wyjście. Dane przechodzą przez wielowarstwową strukturę, gdzie podlegają przetwarzaniu w neuronach i na połączeniach między nimi. W kolejnych iteracjach sieć modyfikuje wagi połączeń, aby zminimalizować błąd – różnicę między wartościami obliczonymi a wzorcami docelowymi.

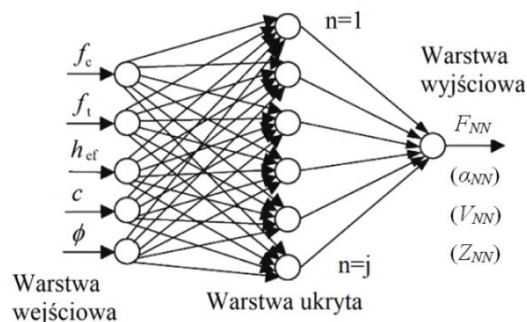
Po zakończeniu treningu i testów sieć potrafi poprawnie reagować na nowe, niewidziane wcześniej dane w zakresie objętym zbiorem uczącym. Wagi reprezentują siłę połączeń między neuronami, a wartość aktywacji każdego neuronu zależy od sumy ważonych sygnałów wejściowych. Warstwa wejściowa przyjmuje dane, warstwa wyjściowa generuje przewidywania, natomiast warstwy ukryte ekstraktują cechy istotne dla poprawnej predykcji. Liczbę warstw ukrytych i neuronów dobiera się empirycznie.

Najczęściej stosowaną metodą uczenia jest propagacja wsteczna, w której błąd obliczony w warstwie wyjściowej jest cofany do wcześniejszych warstw, powodując aktualizację wag aż do osiągnięcia zadanej dokładności.

Opracowanie optymalnej sieci ANN wymaga testowania różnych konfiguracji. W badaniach dotyczących prognozowania parametrów procesu wyrywania kotew podcinających utworzono i oceniono wiele wariantów (z różną liczbą neuronów i warstw oraz różnymi zestawami zmiennych wyjściowych), analizując ich błąd całkowity oraz czas uczenia. Obliczenia przeprowadzono z wykorzystaniem automatycznego generatora sieci SANN w programie STATISTICA.PL. W wyniku tego ustalono, że optymalną konfiguracją ANN jest konfiguracja sieci trójwarstwowej, jak na rys. 61.

Jak wspomniano, do budowy obecnego modelu sieci neuronowej wykorzystano pakiet narzędziowy sieci neuronowych dostępny w programie STATISTICA.PL [172]. Algorytmy sieci neuronowych w tym programie mogą być szybko zaimplementowane, a problemy o dużej skali mogą być wygodnie testowane. Zestaw narzędzi NN umożliwia modelowanie problemu za pomocą NN wstecznej propagacji, radialnych NN i rekurencyjnych NN z szerokim zakresem funkcji przejścia, technik uczenia, architektur sieci, optymalizacji wydajności i funkcji wydajności.

Algorytm wstecznej propagacji w programie STATISTICA.PL zaleca podział danych na trzy zbiory: uczący, walidacyjny i testowy. Zbiór uczący służy do redukcji błędu sieci, natomiast błąd na zbiorze walidacyjnym jest monitorowany podczas treningu. W początkowej fazie obydwie błędy zazwyczaj maleją, jednak przy nadmiernym dopasowaniu sieci błąd walidacyjny zaczyna rosnąć. Jeśli utrzymuje się to przez określoną liczbę epok, proces uczenia zostaje zatrzymany. Zbiór testowy wykorzystywany jest wyłącznie do niezależnej oceny zdolności uogólniania sieci i nie wpływa na jej trenowanie.



Rys. 61. Topologia sieci typu MLP (Multilayer Perceptrons), testowana w analizie oddziaływania kotwy podcinającej na skałę: wielkości wejściowe: f_c , f_t , h_{ef} , c i ϕ , wielkość wyjściowa: wartość siły wyrywającej F_{NN} , wartość kąta stożka zniszczenia α_N , objętość odpajanej skały V_{NN} , lub zasięg odspojenia Z_{NN} , n - ilość neuronów w warstwie ukrytej

W tej konfiguracji warstwa wejściowa składa się z pięciu neuronów otrzymujących dane dotyczące wytrzymałości skały na ściskanie f_c i rozciąganie f_t , efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} , kohezji skały c oraz kąta tarcia wewnętrznego ϕ . Warstwa wyjściowa, tj. ostatnia warstwa, składa się z jednego neuronu, który zwraca przewidywaną siłę wrywania kotwy F_{NN} lub wartość kąta stożka zniszczenia α_{NN} , lub zasięg strefy zniszczenia Z_{NN} mierzony na powierzchni swobodnej skały lub też objętość odspajanej skały V_{NN} .

W celu sprawdzenia ogólnej przydatności, wyuczenia ANN zostało użyte do przewidywania badanych parametrów dla 112 próbek z bazy danych.

W niniejszym badaniu zbiór danych uczących obejmował 70% wszystkich danych, a pozostałe dane zostały równo podzielone między zbiory: walidacyjny i testowy. Proces dzielenia został przeprowadzony losowo pomiędzy trzy zbiory.

Dla każdej z powyższych sieci neuronowych utworzono kilka modeli sieci, zmieniając liczbę warstw ukrytych, liczbę neuronów w każdej warstwie ukrytej oraz parametry treningowe algorytmu Levenberga - Marquardta.

Po fazie testów wstępnych z użyciem automatycznego generatora sieci, dla sieci, typu MLP (*Multilayer Perceptrons*), dla warstwy ukrytej założono poszukiwanie optymalnej sieci w zakresie minimalnej ilości neuronów równej 5 oraz maksymalnie równej 15. Dla sieci RBF (*Radial Basis Function*) przyjęto minimalnie 15 oraz maksymalnie 21 neuronów w warstwie ukrytej. Założono testowanie 100 różnych sieci przy 5 zachowywanych strukturach, o najlepszych osiągnięciach. Dla sieci MLP, dla neuronów ukrytych, testowano użycie funkcji aktywacji typu: liniowa, logistyczna, $\tanh$ (tangens hiperboliczny) i wykładnicza. Dla neuronów wyjściowych rozpatrzono funkcje podobnego typu (rys. 62). Najlepsze struktury sieci wygenerowanych z użyciem automatycznego generatora sieci określano za pomocą BFGS - akronim twórców algorytmu uczenia: Broydena, Fletchera, Goldfarba i Shanno. Na rys. 62, np. liczba 43 w oznaczeniu BFGS 43 oznacza liczbę epok, jakich sieć potrzebowała do przeprowadzenia procesu uczenia i odnalezienia najlepszej sieci, w której błąd uczenia był najmniejszy.

SANN - Automatyczny projekt sieci: kotwy zb nowy

Aktywne sieci neuronowe

ID sieci	Nazwa sieci	Jakość (uc...	Jakość (t...	Jakość (valid...	Algorytm	Błąd
1	MLP 5-10-1	0,812859	0,750234	0,648770	BFGS 43	SOS
2	MLP 5-8-1	0,815276	0,746038	0,656017	BFGS 49	SOS
3	MLP 5-8-1	0,802524	0,718253	0,631170	BFGS 18	SOS
4	MLP 5-10-1	0,817670	0,741583	0,674223	BFGS 56	SOS
5	MLP 5-13-1	0,814884	0,708228	0,648106	BFGS 25	SOS

Podstawowe | Funkcje aktywacji sieci MLP | Redukcja wag | Inicjalizacja

Funkcje aktywacji:

Neurony ukryte

- ☒ Liniowa
- ☒ Logistyczna
- ☒ Tanh
- ☒ Wykładnicza
- ☐ Sinus

Neurony wyjściowe

- ☒ Liniowa
- ☒ Logistyczna
- ☒ Tanh
- ☒ Wykładnicza
- ☐ Sinus

Uczenie

Idź do wyników

Zapisz sieci

Statystyki danych

Podsum.

Anuluj

Opcje

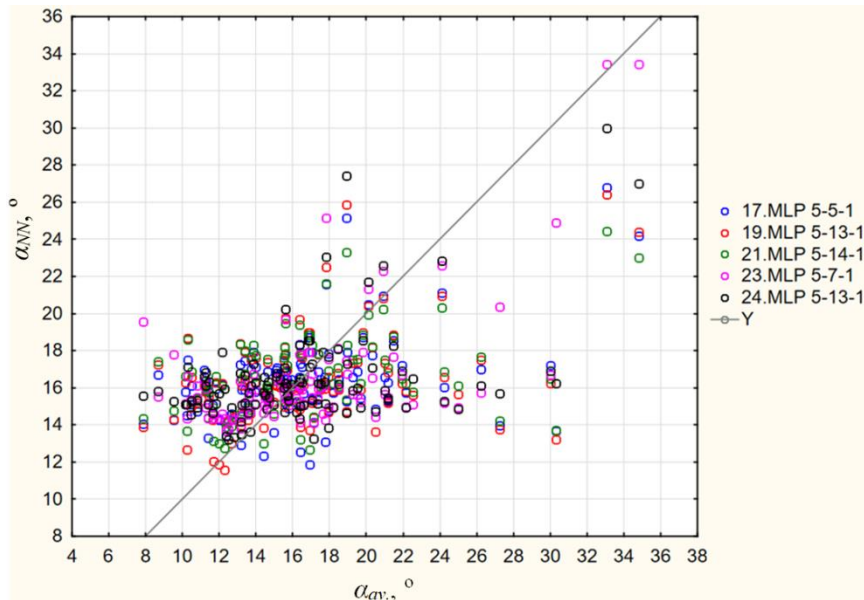
Rys. 62. Używane funkcje aktywacji sieci oraz najlepsze struktury sieci wygenerowane z użyciem automatycznego generatora sieci SANN

Pierwsze testy, których wyników nie przywołano w niniejszej monografii, oparte były na zmiennej liczbie warstw ukrytych. Generalnie, we wszystkich sieciach jedna warstwa ukryta była wystarczająca do uzyskania dobrej predykcji danej wielkości wyjściowej. Sieci, w zależności od prognozowanej warstwy wielkości wyjściowej, różniła ilość neuronów w warstwie ukrytej (od 6 do 15). Testowano, zatem sieci typu MLP 5- n_i -1, gdzie n_i - aktualna liczba neuronów w warstwie ukrytej.

Wydajność opracowanych sieci neuronowych była monitorowana podczas procesu szkolenia jako średni błąd bezwzględny dla wszystkich danych uczących. Błąd był szacowany dla każdego punktu jako różnica pomiędzy wyjściową (prognozowaną) wartością a wartością doświadczalną, np. pomiędzy siłą wrywania kotwy F_{NN} a wartością doświadczalną F_{max} . Jako funkcję wydajności do uczenia bieżących sieci neuronowych wykorzystano funkcję błędu średniokwadratowego (MSE). Proces uczenia kończy się, gdy spełnione jest jedno z poniższych kryteriów: osiągnięta została maksymalna liczba iteracji (epok) lub wydajność została zminimalizowana do wymaganego celu.

Dla każdej modelowanej wielkości wyjściowej wygenerowano wykres rozrzutu zmiennej zależnej i jej predykcji. Na wykresie widoczne są zestawy punktów wyróżnione różnymi kolorami. Odpowiadają one pięciu aktywnym sieciom. Nałożenie na siebie wielu wykresów rozrzutu pozwala bezpośrednio porównać wyniki generowane przez różne posiadane sieci neuronowe (np. rys. 63).

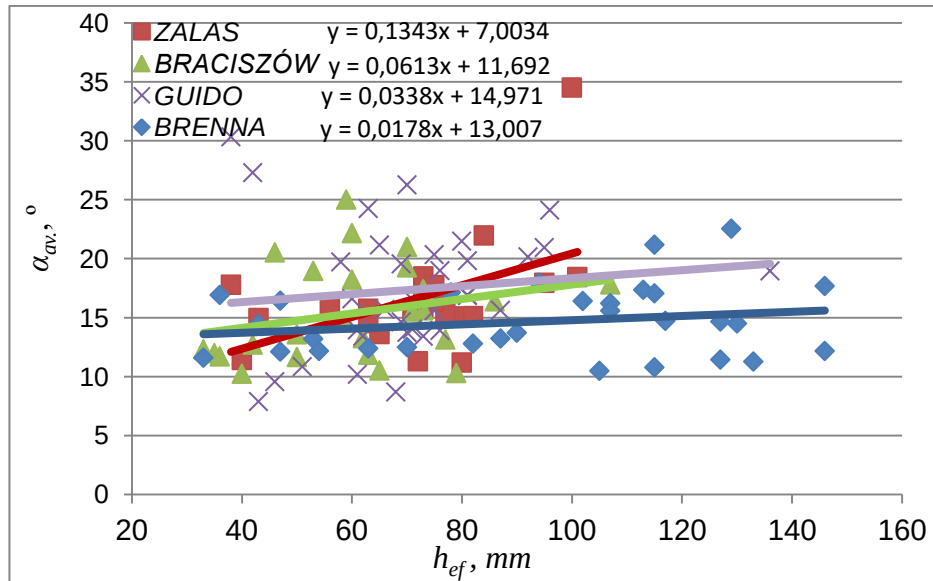
Na rys. 63 przedstawiono wykres korelacji danych pomiarowych i prognozowanych przez sieci wartości kąta stożka zniszczenia α . Z rysunku, generalnie można odczytać, jak dokładnie sygnały wyjściowe sieci neuronowej odzwierciedlają rzeczywiste wartości rozpatrywanej zmiennej wyjściowej.



Rys. 63. Porównanie prognozowanych wartości kąta stożka α_{NN} z danymi rzeczywistymi pozyskanymi w badaniach terenowych α_{av} .

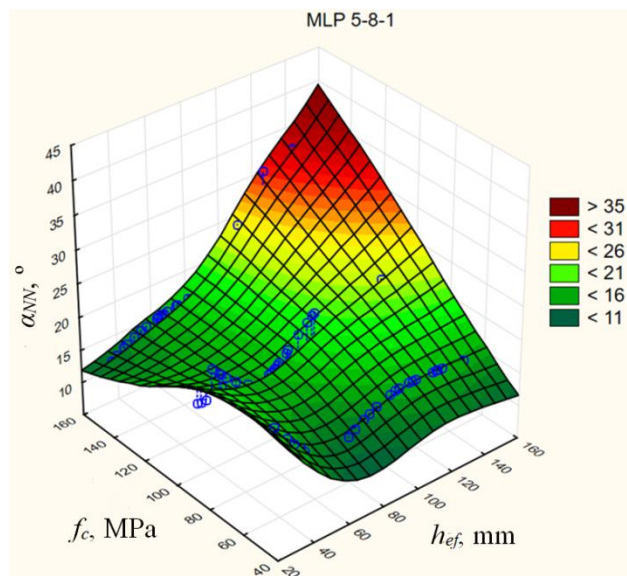
Z rys. 63 wynika, że sieci generalnie potrafiły oszacować wartości kąta stożka zniszczenia α , jednak z dość dużym błędem, dochodzącym w niektórych przypadkach do dwukrotności kąta α_{av} , wynikającego z badań terenowych. Jest to związane z tym, że propagacja powierzchni zniszczenia w stanie pokrytym niszczenia ciągłości ośrodka⁵ może przebiegać losowo. Potwierdzeniem tego jest przedstawione na rys. 64 zestawienie średnich wartości kąta odspojenia α_{av} podczas badań w warunkach *in-situ*.

⁵ Pod pojęciem „pokrytym niszczeniem ciągłości ośrodka” rozumiany jest proces niszczenia struktur skalnych przy naprężeniach przekraczających wytrzymałość materiału.



Rys. 64. Zestawienie średnich wartości kątów odspojenia α_{av} w zależności od efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} dla różnych skał (badania w warunkach terenowych).

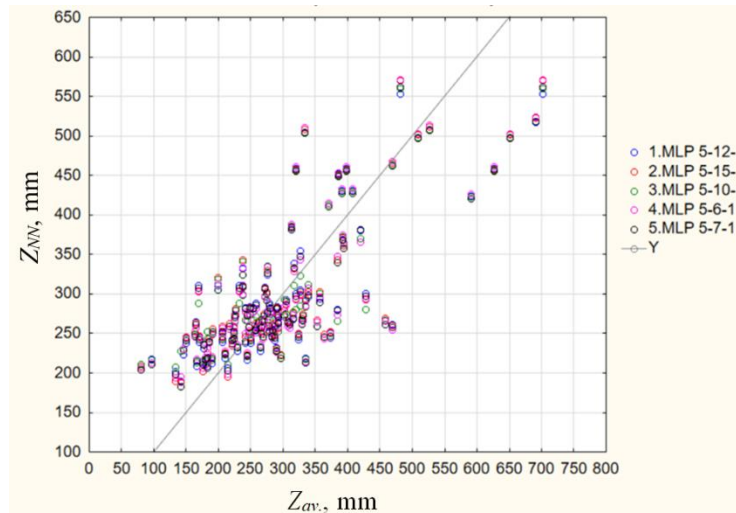
Dodatkowo na rys. 65 przedstawiono wykres 3W zestawiający prognozowaną wartość kąta odspojenia α_{NN} na wyjściu jednej (przykładowej), sieci (MLP 5-8-1) w zależności od efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} oraz wytrzymałości skał na ściskanie f_c , a więc danych najczęściej dostępnych przy realizacji procesu w warunkach rzeczywistych. Chociaż ta stała materiałowa, powszechnie stosowana i używana, nie jest stałą, która wprost opisuje wielkość naprężeń niszczących dla materiału skalnego to jednak jest stałą stosunkowo łatwą do wyznaczenia, a przede wszystkim najczęściej stosowaną i istnieje olbrzymia baza danych na temat tej stałej dla skał. Dlatego w opracowaniu właśnie tę stałą uznano za wiodącą dla oznaczania zależności.



Rys. 65. Zestawienie prognozowanej wartości kąta odspojenia α_{NN} na wyjściu jednej z sieci (MLP 5-8-1) w zależności od efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} oraz wytrzymałości skał na ściskanie f_c

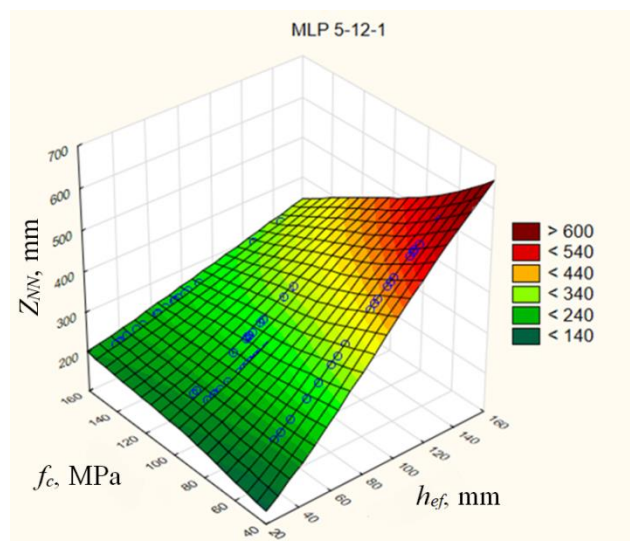
Z rysunku wynika, że kąt stożka odspojenia α_{NN} , gwałtownie rośnie wraz ze wzrostem tak głębokości kotwienia h_{ef} jak i wytrzymałości na ściskanie skały f_c , w której zachodzi proces wyrywania kotwy. Znaczące zmiany obserwowane są powyżej głębokości kotwienia $h_{ef} > 100$ mm oraz dla wytrzymałości na ściskanie $f_c > 80$ MPa. Tendencja ta jest zgodna z dotychczasowymi przesłankami wynikającymi z danych literaturowych, jak i przeprowadzonych analiz MES. Pokrywa się również z trendami obserwowanymi podczas badań w warunkach *in-situ* (rys. 64).

W przypadku prognozowania zasięgu odspojień Z_{NN} , końcowy efekt uczenia sieci jest znacząco lepszy niż w poprzednim przypadku. Prognozowane wartości tego parametru są bliskie wartościom rzeczywistym (rys. 66).



Rys. 66. Porównanie prognozowanych wartości maksymalnego zasięgu odspojen Z z danymi rzeczywistymi pozyskanymi w badaniach terenowych Z_{av} .

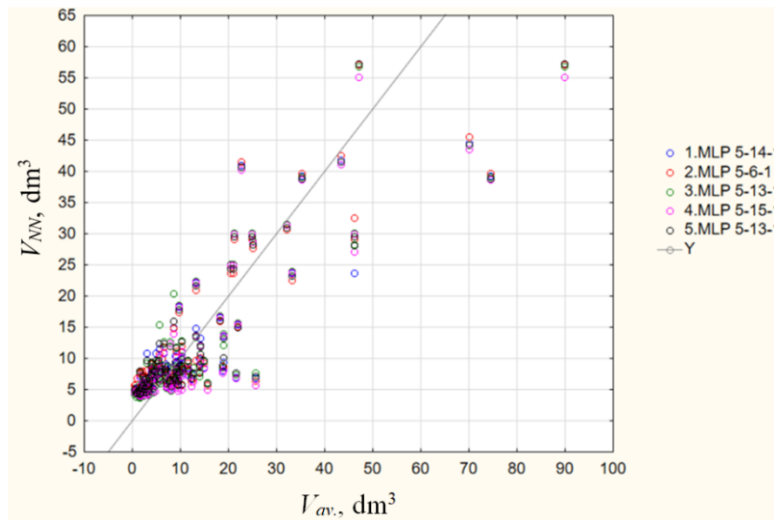
Dodatkowo na rys. 67 przedstawiono wykres 3W zestawiający prognozowaną wartość zakresu odspojenia Z_{NN} na wyjściu jednej z sieci (MLP 5-12-1) w zależności od efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} oraz wytrzymałości skał na ściskanie f_c .



Rys. 67. Zestawienie prognozowanej wartości zakresu odspojenia Z_{NN} na wyjściu jednej z sieci (MLP 5-12-1) w zależności od efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} oraz wytrzymałości skał na ściskanie f_c

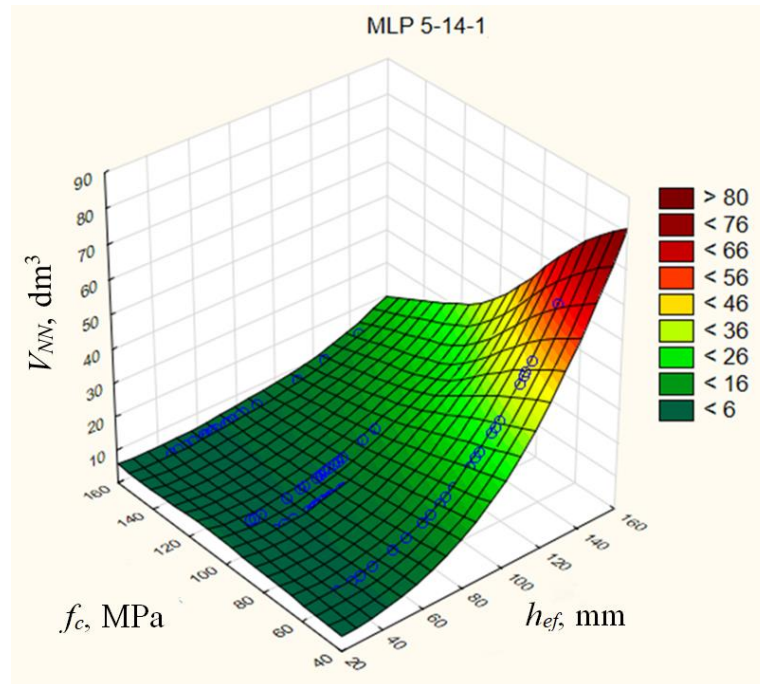
Z rysunku rys. 67 wynika, że zasięg odspojen Z_{NN} zależy w pewnym stopniu od wytrzymałości na ściskanie f_c , ale przede wszystkim od głębokości kotwienia h_{ef} . Oznacza to, że wytrzymałość graniczna na jednoosiowe ściskanie nie wpływa znacząco na zasięg odspojenia Z . Powierzchnia odpowiedzi przykładowej sieci (MLP 5-12-1) ma wyraźne tendencje wzrostowe, bez częściowych zaburzeń.

Dobre dopasowanie sieci do wyników badań *in-situ* otrzymano również w przypadku prognozowania wartości objętości V_{NN} brył odspajanych podczas wrywania kotew (rys. 68).



Rys. 68. Porównanie prognozowanych wartości odspajanych objętości V_{NN} z danymi rzeczywistymi pozyskanymi w badaniach terenowych V_{av} .

Na rys. 69 przedstawiono wykres 3W zestawiający prognozowaną wartość objętości odspojenia V_{NN} na wyjściu jednej z sieci (MLP 5-141), w zależności od efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} oraz wytrzymałości skał na ściskanie f_c .

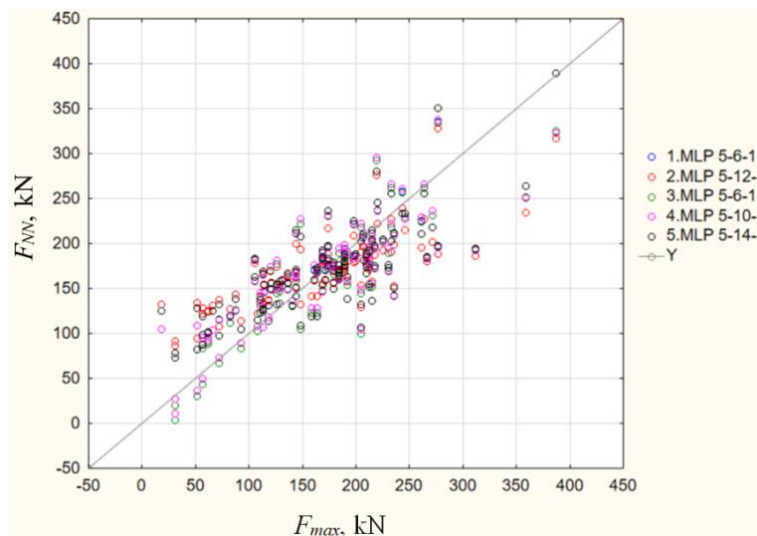


Rys. 69. Zestawienie prognozowanej objętości odspojenia V_{NN} na wyjściu jednej z sieci (MLP 5-14-1) w zależności od efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} oraz wytrzymałości skał na ściskanie f_c

Jak wynika z analizy powierzchni odpowiedzi przykładowej sieci

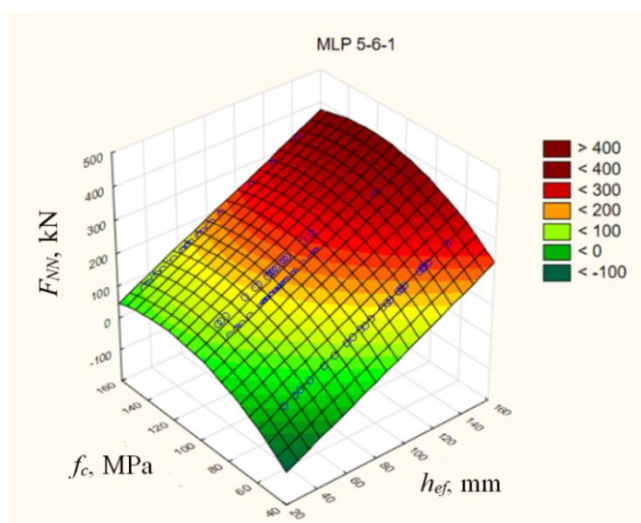
(MLP 5-14-1), wpływ głębokości kotwienia h_{ef} ma decydujące znaczenie na objętość V_{NN} odspajanej bryły (pseudo stożka), szczególnie w zakresie niskich wartości wytrzymałości skał na ściskanie f_c . Porównując powierzchnię odpowiedzi przykładowej sieci (MLP 5-14-1) do trendów wyznaczonych dla badań w warunkach polowych (rys. 59), można zauważyć podobny, potęgowy charakter wpływu głębokości kotwienia h_{ef} na odspajaną objętość V .

Najlepsze dopasowanie prognozy do wyników badań uzyskano w przypadku siły wyrywającej kotwę F_{NN} , (rys. 70).



Rys. 70. Porównanie wartości prognozowanych wartości siły wyrywającej kotwę F_{NN} z danymi rzeczywistymi pozyskanymi w badaniach terenowych F_{max}

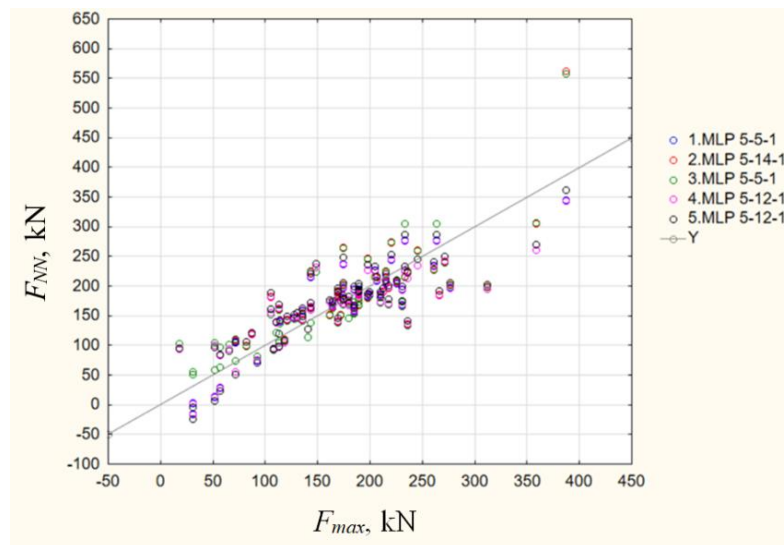
Dodatkowo na rys. 71 przedstawiono wykres 3W zestawiający prognozowaną wartość siły wyrywającej F_{NN} na wyjściu jednej z sieci (MLP 5-6-1), w zależności od efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} oraz wytrzymałości skał na ściskanie f_c .



Rys. 71. Zestawienie prognozowanej siły wyrywającej F_{NN} na wyjściu jednej z sieci (MLP 5-6-1) w zależności od efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} oraz wytrzymałości skał na ściskanie f_c

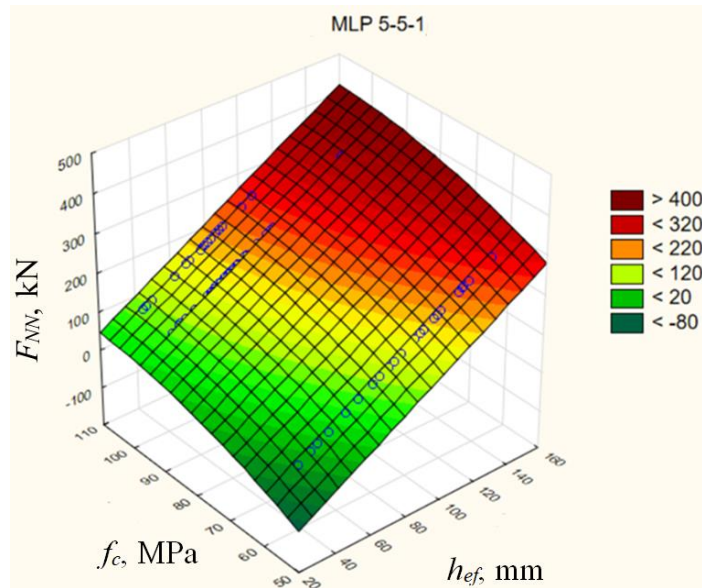
Wykres potwierdza wyraźny wpływ głębokości kotwienia h_{ef} i wytrzymałości na ściskanie f_c na siłę odpajającą F . Wzrost głębokości kotwienia h_{ef} dla całego zakresu jednakowo wpływa na proporcjonalny wzrost siły odpajającej F_{NN} . W przypadku wzrostu wytrzymałości na ściskanie f_c wpływ widoczny jest do zakresu ~ 110 MPa, po przekroczeniu, którego siła odpajająca wg płaszczyzny odpowiedzi przestaje narastać.

Ze względu na fakt, iż wyniki badań terenowych w kopalni BRACISZÓW odbiegały od rezultatów (model regresji siły F_t), jakich należałoby się spodziewać dla takiej wytrzymałości skał, szczególnie w zakresie głębokości $h_{ef} > 60$ mm, przeprowadzono dodatkową próbę budowy ANN dla danych wejściowych bez kopani BRACISZÓW, co przedstawia rys. 72.



Rys. 72. Porównanie wartości prognozowanych wartości siły wyrywającej kotwę F_{NN} z danymi rzeczywistymi pozyskanymi w badaniach terenowych F_{max} (bez danych wejściowych z kopalni BRACISZÓW)

Podobnie, jak dla siły F_{NN} prognozowanej dla wszystkich przypadków, na rys. 73 przedstawiono wykres 3W zestawiający prognozowaną wartość siły wyrywającej F_{NN} na wyjściu jednej z sieci (MLP 5-5-1), w zależności od efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} oraz wytrzymałości skał na ściskanie f_c , bez uwzględnienia wyników badań w kopalni BRACISZÓW.



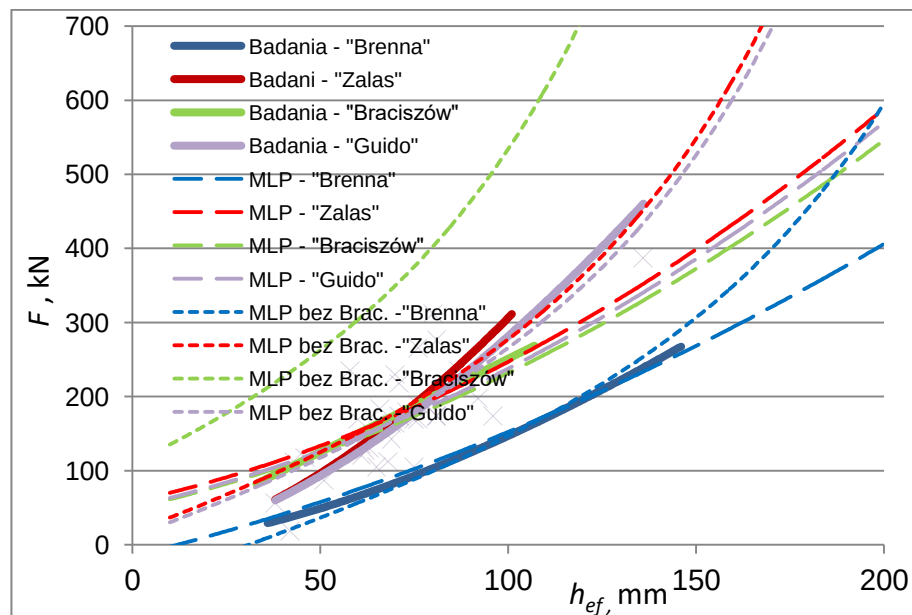
Rys. 73. Zestawienie prognozowanej siły wyrywającej F_{NN} na wyjściu jednej z sieci (MLP 5-5-1) w zależności od efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} oraz wytrzymałości skał na ściskanie f_c

Analizując otrzymaną powierzchnię odpowiedzi sieci można stwierdzić wyraźny wpływ głębokości kotwienia h_{ef} oraz wytrzymałości f_c na prognozowaną wartość siły wyrywającej kotwę F_{NN} . Wartość ta rośnie w całym zakresie zmian głębokości kotwienia h_{ef} jak i wzrostu wytrzymałości na ściskanie f_c .

Fakt dobrego dopasowania danych prognozowanych przez sieci, w porównaniu z wynikami z badań terenowych, w zakresie prognozowania siły wyrywającej kotew F może być efektem możliwości precyzyjnego pomiaru tego parametru w trakcie badań terenowych, co wynika z kolei z klasy i precyzji stosowanego sprzętu pomiarowego. Ponadto, jak wynika z rys. 9 oraz dotychczasowego stanu wiedzy (rozdział 2), wartość maksymalnej siły wyrywania kotwy F można bardzo precyzyjnie wyznaczyć w procesie wyrywania kotwy (na przebiegu siła - przemieszczenie), natomiast zasięg odspojenia Z , z uwagi na pokrytyczny rozwój szczeliny oraz strukturę skały, może być obciążony znaczącym błędem.

Moduł automatycznych sieci neuronowych SANN programu STATISTICA pozwala na predykcję dla nowych danych, na podstawie jednego lub wielu otrzymanych (nauczonych) wcześniej modeli. Dysponując rozszerzoną wersją oprogramowania, możliwy jest eksport danych zawartych w kodzie wdrożeniowym zapisanym w języku PMML (*Predictive Model Markup Language*), będącym światowym standardem w tym zakresie [172].

Przewidywanie zespołu stanowi średnia z wyjść najlepszych sieci, stanowiących jego składowe. Używanie zespołów sieci neuronowych jest zdecydowanie zalecane, szczególnie przy niezbyt licznych podzbiorach uczących. Zespoły dobrze nauczonych sieci, z reguły mają wyższą, jakość od pojedynczych sieci. Na rys. 74 przedstawiono wykres predykcji siły wyrwywającej F , prognozowanej za pomocą zespołu pięciu najlepszych sieci. Na wykresie zaznaczono wyniki budowy modelu opartego o wszystkie próby badawcze (linia kreskowana), model zbudowany na podstawie wyników nieuwzględniających prób w kopalni BRACISZÓW (linia kropkowana) oraz linie trendu siły F_t dla wyników rzeczywistych z prób badawczych (linia ciągła).



Rys. 74. Prognoza wartości siły odspajającej F na podstawie zespołu pięciu sieci w zależności od efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} (linia ciągła-badania rzeczywiste, linia kreskowana- sieci zbudowane na podstawie wszystkich wyników badań, linia kropkowana - sieci zbudowane na podstawie wyników badań bez kopalni BRACISZÓW)

Jako podstawową miarę jakości modeli sieci neuronowych stosuje się współczynnik korelacji między wartościami rzeczywistymi a predykcjami, przyjmujący wartości od -1 do 1 (1 oznacza idealne dopasowanie). W danych in-situ o dużym poziomie szumu współczynnik bliski 1 dla zbioru uczącego nie jest pożądany może świadczyć o przeuczeniu. Wówczas sieć dobrze odwzorowuje próbę uczącą, lecz traci zdolność uogólniania dla nowych danych. Dlatego o jakości modelu należy wnioskować głównie na podstawie wyników ze zbiorów walidacyjnego i testowego. Niska, lecz dodatnia korelacja nie musi oznaczać słabej jakości – może odzwierciedlać dużą zmienność i liczbę zakłóceń danych, z którymi model radzi sobie optymalnie [172]. Sytuacja taka występuje w analizowanych modelach sieci prognozujących parametry procesu odspajania skały w warunkach terenowych. Wyniki zestawiono tab. 12. Najwyższe współczynniki jakości uzyskano dla predykcji objętości odspajanej skały VNN (test: 0,978; walidacja: 0,891) oraz siły wrywającej FNN (walidacja: 0,899 bez danych z kopalni Braciszów). Najtrudniejszą do modelowania okazała się zmienna kąt stożka zniszczenia α_{NN} , dla której korelacje osiągnęły wartości umiarkowane (test: 0,444; walidacja: 0,392), co jest zgodne z wysoką zmiennością tej cechy w danych terenowych.

Jakość uzyskanych sieci neuronowych oraz analiza wrażliwości (na poszczególne wielkości wejściowe) dla prognozowanych wielkości wyjściowych (wartość średnia dla 5 najlepszych sieci)

Tab. 12.

Prognozowana wielkość	Współczynnik jakości (korelacji pomiędzy zmienną wyjściową, a jej predykcją wykonaną przez sieć)		
	Uczenie	Testowanie	Walidacja
Siła wrywająca F_{NN} (bez udziału wyników z kopalni BRACISZÓW)	0,850774	0,760173	0,898636
Siła wrywająca F_{NN}	0,797365	0,729887	0,891238
Kąt stożka zniszczenia α_{NN}	0,576149	0,444430	0,392379
Objętość odspajanej skały V_{NN}	0,868223	0,977735	0,890759
Zasięg odspojenia Z_{NN}	0,763612	0,908001	0,743857

Przeprowadzone modelowanie z wykorzystaniem sztucznych sieci neuronowych potwierdziło skuteczność metod uczenia maszynowego w prognozowaniu parametrów procesu odspajania kotew podcinających w naturalnym górotworze. Sieci neuronowe okazały się szczególnie użyteczne w odwzorowaniu złożonych, nieliniowych zależności między właściwościami skał a wielkościami odpowiedzi, co trudno osiągnąć klasycznymi metodami deterministycznymi.

W badaniach zastosowano różne architektury sieci generowane w środowisku STATISTICA.PL, przy czym uzyskano grupę modeli o zbliżonej jakości zamiast jednej „najlepszej” sieci. Jest to typowa cecha metod ANN wynikająca z losowej inicjalizacji wag i przebiegu procesu uczenia. Oceniając ich jakość stwierdzono, że najwyższą zgodność z wynikami in-situ uzyskano dla siły wrywającej FNN, objętości odspajanej skały VNN oraz zasięgu odspojen ZNN (korelacje testowe i walidacyjne $>0,89$). Zmienna kąt stożka zniszczenia α NN charakteryzowała się natomiast większą niepewnością, co wynika z jej naturalnej zmienności i losowego charakteru propagacji szczelin w ośrodku skalnym.

Włączenie zespołów sieci neuronowych poprawiło stabilność predykcji, szczególnie po wykluczeniu danych z kopalni BRACISZÓW, które odbiegały od ogólnych trendów. Podkreśla to znaczenie jakości i reprezentatywności danych uczących w procesie budowy modeli ANN.

Na tle współczesnej sztucznej inteligencji analizowane sieci MLP reprezentują formę tzw. wąskiej inteligencji, przeznaczonej do modelowania specyficznych procesów o ograniczonej liczbie zmiennych wejściowych, lecz skomplikowanej strukturze zależności. Ich atutem jest wysoka efektywność obliczeniowa oraz zdolność do uogólniania relacji nieliniowych w danych geomechanicznych.

Wyniki potwierdzają, że ANN stanowią wartościowe narzędzie wspomagające interpretację badań terenowych i analiz numerycznych. Modele te umożliwiły identyfikację kluczowych parametrów wpływających na proces odspajania i osiągnęły wysoką zgodność z danymi empirycznymi, co świadczy o ich potencjale do dalszego wykorzystania w projektowaniu i analizie układów kotwiących w zróżnicowanych warunkach skałowych.

5. Badania numeryczne zasięgu odspojień

Aspekt precyzyjnego określenia zasięgu odspojenia, jest bardzo istotny punktu widzenia realizowanych badań, gdyż decyduje o objętości V odspajanego (usuwanego) materiału w jednym wyrwaniu pojedynczej kotwy lub zespołu kotew. Równocześnie, układ wyrwanych kotew decyduje o wartości siły wyrrywającej/odspajającej F . Idealnym rozwiązaniem byłoby uzyskanie kombinacji parametrów, tzn. ilości oraz rozstawu kotew s i głębokości h_{ef} , dla których wartość siły wyrrywającej F była by potencjalnie najmniejsza, a odspajana objętość V jak największa. Podstawowym aspektem jest dobór optymalnego układu kotew, tj. czy uzyskanie odpowiedzi (efekt oddziaływania danego układu kotew na skałę) może być uzyskany poprzez zastosowanie odpowiedniej metryki wiercenia otworów i sekwencji wyrrywania kotew pojedynczych, odpowiednio usytuowanych względem siebie tak, by uzyskać efekt równoważny (uzyskiwanymi parametrami odspojenia, tj. głównie objętości V i siły F) z układami wielokotwowymi (wyrwanymi jednocześnie).

Problem ten wynika z faktu, że w warunkach terenowych należy uzyskać tę samą, efektywną, głębokość kotwienia h_{ef} dla każdej z kotew w zespole, co prowadzi do ich jednakowego obciążenia w trakcie wyrrywania. Brak takiej, może prowadzić w skrajnych przypadkach do kolejnego zrywania poszczególnych kotew, w miarę rosnącego ich obciążenia; takie zjawisko było czasami obserwowane w trakcie badań terenowych.

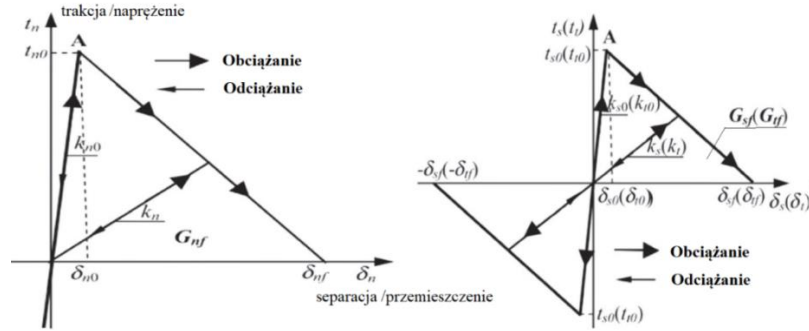
Stwierdzono, że w odróżnieniu od dotychczas stosowanych, uproszczonych modeli stożka zniszczenia (rozdział 2), skuteczną metodą otrzymania odpowiedzi na te problemy, może być metoda elementów skończonych (MES). Metoda ta, zaproponowana w latach 70-tych ubiegłego wieku, przez polskiego naukowca prof. Olgierda Ziemkiewicza i stale rozwijana, jest powszechnie stosowana w mechanice, również w symulacjach zagadnień mechaniki pękania.

5.1. Wprowadzenie do realizacji symulacji numerycznych wyrrywania kotew z użyciem programu MES ABAQUS

W przedstawionej monografii, wszystkie analizy MES oddziaływania kotew na skałę oraz propagacji pęknięć podczas wyrrywania kotew prowadzono w programie komputerowym ABAQUS opartym na Metodzie Elementów Skończonych z użyciem modelu strefy kohezyjnej (*Cohesive Zone Model* - CZM), oraz metody wzbogacania funkcji kształtu aproksymujących deformacje elementów, stosowanych w Metodzie Elementów Skończonych - zwanej

eXtended Finite Element Method (X-FEM), dostępnych w użytkowanym programie.

Model CZM łączy ze sobą, za pomocą mechaniki zniszczenia, kryteria inicjacji pęknięcia bazujące na składowych naprężeniach z energetycznymi kryteriami mechaniki pęknięcia. Według założeń takiego modelu, dwuliniowe zachowanie materiału wykazuje liniową sprężystość do momentu zainicjowania uszkodzenia, a następnie liniową ewolucję uszkodzenia, jak pokazano na rys. 75 [188]



Rys. 75. Dwuliniowe prawo konstytutywne spójności dla elementów kohezyjnych [188]

Prawa bilinearne opisujące odpowiedzi elementów kohezyjnych na tryby otwarcia (normalny) i ślizgowy (ścinający) przedstawiono na rys. 75. Dla otwarcia i poślizgu zdefiniowane są początkowe sztywności kohezyjne, tj. k_{n0} , k_{s0} i k_t . Ich dobór zaproponowany przez Qiang, Kou i Zhou [154] jest przedstawiony wzorem (5.1) gdzie E i ν są odpowiednio modułem Younga i współczynnikiem Poissona, b jest charakterystyczną wielkością elementu, natomiast c jest przyjmowane z doświadczenia.

$$k_{n0} = k_{s0} = \frac{c(1-\nu)}{b(1+\nu)(1-2\nu)} E \quad (5.1)$$

Z kolei δ_{n0} , δ_{s0} i δ_{t0} oznaczają wartości krytyczne przemieszczeń względnych normalnych i ścinających, natomiast δ_{nf} , δ_{sf} i δ_{tf} oznaczają ich wartości

w momencie zniszczenia. Inicjacja uszkodzenia następuje, gdy spełnione jest kryterium kwadratowego naprężenia nominalnego w równaniu (5.2), gdzie t_n jest normalną składową naprężenia rozciągającego, t_s i t_t są dwiema składowymi naprężeń stycznych, a t_{n0} , t_{s0} i t_{t0} reprezentują ich krytyczne wartości dla inicjacji uszkodzenia:

$$\left\{ \frac{t_n}{t_{n0}} \right\}^2 + \left\{ \frac{t_s}{t_{s0}} \right\}^2 + \left\{ \frac{t_t}{t_{t0}} \right\}^2 = 1 \quad (5.2)$$

Obszary pod odpowiednimi krzywymi, obliczone według równania (5.3), reprezentują odpowiednio energię pęknięcia w trybie normalnym G_{nf} i ścinania na jednostkę powierzchni G_{sf} (G_{tf}), odpowiednio.

$$G_f = \int_0^{\delta_f} t(\delta) d\delta = \frac{1}{2} t_0 \delta_f \quad (5.3)$$

Bilinearna odpowiedź kohezyjna może być w pełni określona przez dowolne dwa parametry, G_f , t_0 i δ_f , pod warunkiem, że k_{n0} i k_{s0} są stałe.

Aby ocenić uszkodzenie elementów kohezyjnych, definiuje się skalar D , który wymaga wprowadzenia efektywnego przemieszczenia względnego δ_m . Aby zdefiniować takie przemieszczenie, w równaniu (5.4) wprowadza się kombinację przemieszczeń normalnych δ_n i stycznych (δ_s oraz δ_t), gdzie $\langle \delta_N \rangle$ oznacza nawias Macaulaya zdefiniowany w równaniu (5.5)

$$\delta_m = \sqrt{\langle \delta_N \rangle^2 + \delta_s^2 + \delta_t^2} \quad (5.4)$$

$$\langle \delta_N \rangle = \begin{cases} \delta_N, & \text{gdy } \delta_N \geq 0 \text{ (rozciąganie)} \\ 0, & \text{gdy } \delta_N < 0 \text{ (ściskanie)} \end{cases} \quad (5.5)$$

Przy tym efektywnym przemieszczeniu względnym parametr uszkodzenia D [134] definiuje się za pomocą równania (5.6), gdzie δ_{m0} jest efektywnym przemieszczeniem względnym przy inicjacji uszkodzenia, δ_{mf} jest przemieszczeniem przy ostatecznym uszkodzeniu, a $\delta_{m,max}$ jest maksymalnym przemieszczeniem przy danym obciążeniu.

$$D = \frac{\delta_{mf}(\delta_{m,max} - \delta_{m0})}{\delta_{m,max}(\delta_{mf} - \delta_{m0})} \quad (5.6)$$

Parametr uszkodzenia D zmienia się monotonicznie od 0 przed/przy inicjacji uszkodzenia do 1 przy całkowitym zniszczeniu i wpływa na sztywność kohezyjną k_n , k_s i k_t w następujący sposób:

$$\begin{cases} k_n = (1 - D)k_{n0} \\ k_s = (1 - D)k_{s0} \\ k_t = (1 - D)k_{t0} \end{cases} \quad (5.7)$$

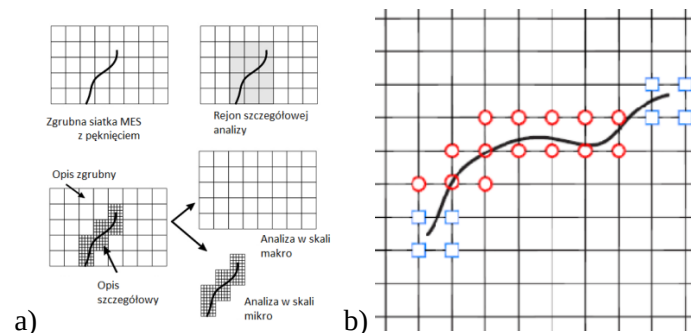
Na składowe trakcyjne oddziałuje się zgodnie z równaniem (5.8), gdzie $\bar{t}_n$, $\bar{t}_s$ i $\bar{t}_t$, to składowe naprężenia przewidywane przez sprężyste zachowanie trakcyjno-rozdzielcze dla aktualnego odkształcenia bez uszkodzenia:

$$\begin{cases} t_n = \begin{cases} (1 - D)\bar{t}_n, & \text{gdy } \bar{t}_n \geq 0 \text{ (rozciąganie)} \\ \bar{t}_n, & \text{gdy } \bar{t}_n < 0 \text{ (ściskanie)} \end{cases} \\ t_s = (1 - D)\bar{t}_s \\ t_t = (1 - D)\bar{t}_t \end{cases} \quad (5.8)$$

Z rys. 75 wynika, że przemieszczenie δ i naprężenia σ rosną do momentu inicjacji szczeliny, a następnie naprężenia liniowo spadają do momentu całkowitego zniszczenia elementu. Czysto ściskające przemieszczenie (penetracja styku) lub czysto ściskający stan naprężenia nie inicjuje uszkodzenia.

W celu analizy należy wstępnie określić maksymalne przemieszczenie $\delta_{\max}$ lub energię pęknięcia G_F , która jest polem pod krzywą na wykresie zależności naprężenie - przemieszczenie - pole po prawej stronie pionowej linii przerywanej (ABAQUS, procedura - *Cohesive Zone Model: traction-separation*). Możliwe są różne opcje określania charakterystyki osłabienia, tj., w jaki sposób wykres „trakcja-separacja” przechodzi od punktu na początku uszkodzenia do stanu całkowitego zniszczenia. W analizie stosowano osłabienie liniowe, co odpowiada linii prostej na wykresie „trakcja - separacja”.

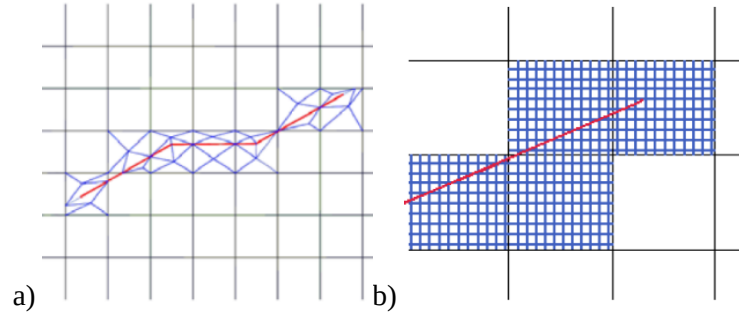
W metodzie X-FEM stosowany jest opis materiału równocześnie w dwóch różnych skalach, z wykorzystaniem MES, wprowadzając „wzbogacenie funkcji kształtu”. W pierwszym etapie analiza prowadzona jest na poziomie mikro. Skala mikroskopowa związana jest ze zjawiskami lokalnymi zachodzącymi w obszarze pęknięcia. Dyskretyzacji MES w skali mikro podlega tylko obszar w okolicy pęknięcia, jest to skala dużo mniejsza niż skala makro, w której opisywane jest globalne zachowanie się materiału. Ilustrację zaproponowanego podejścia pokazano na rys. 76 [14].



Rys. 76. Idea metody X-FEM w analizie pęknięcia (wzbogacania węzłów i elementów funkcją Heaviside’a, w kolorze czerwonym) oraz węzłów wierzchołka pęknięcia (w kolorze niebieskim) [14]

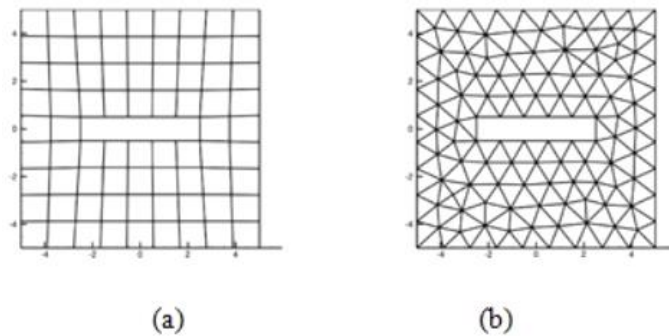
W technice X-FEM, standardowe kwadratury Gaussa są niewystarczające do numerycznego całkowania elementów przeciętych przez interfejs. Dlatego konieczne jest zmodyfikowanie elementów kwadraturowych. Elementy znajdujące się na granicy interfejsu mogą być podzielone przez trójkątne podelementy o granicach wyrównanych z interfejsem pęknięcia (rys. 77a).

Natomiast w drugiej metodzie całkowanie numeryczne elementów przeciętych przez interfejs pęknięcia można przeprowadzić w oparciu o subkwadraty, jak pokazano na rys. 77b. W tej technice nie jest konieczne dopasowanie podczwartokątów do geometrii interfejsu, jednak konieczne jest posiadanie wystarczającej liczby podziałów, aby zmniejszyć błąd całkowania numerycznego.



Rys. 77. Całkowanie numeryczne w X-FEM: a) podział trójkątny i b) podział czworokątny [185]

Metodzie X-FEM stosowanych jest szereg rodzajów siatek elementów skończonych podczas dyskretyzacji modeli, np. siatki strukturalne i niestructuralne. W przypadku siatek strukturalnych uporządkowanie komórek jest proste (rys. 78a). Wadą siatki strukturalnej jest to, że trudniej jest ją utworzyć wokół złożonych geometrii modelu. Jest to z kolei ważniejsza zaleta siatek niestructuralnych (rys. 78b). Oprócz rodzaju siatki, kształt komórek może być zróżnicowany od komórek tetraedrycznych (trzy narożniki w dwóch wymiarach), heksaedrycznych (cztery ściany) do dowolnej liczby narożników. Dla mniej skomplikowanych geometrii siatka strukturalna jest korzystniejsza pod względem dokładności i wydajności solwera.



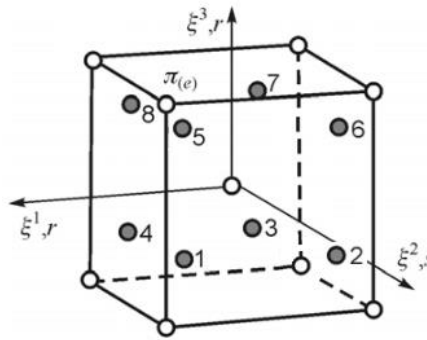
Rys. 78. Rodzaje siatek: a) strukturalna oraz b) niestructuralna [14]

Elementy w programie ABAQUS

Podstawowym sformułowaniem MES jest zasada przemieszczeń wirtualnych. Jest ona bazą formułowania przemieszczeniowych elementów skończonych, tj. takich, w których niewiadomymi węzłowymi są wyłącznie przemieszczenia.

W programie, przemieszczenia, obroty, temperatury i inne stopnie swobody są obliczane tylko w węzłach elementu. W każdym innym punkcie elementu przemieszczenia są uzyskiwane przez interpolację z przemieszczeń węzłowych.

Praktyka wykazuje, że z uwagi na czas obliczeń i prostotę sformułowania, powszechnie stosowane są między innymi tzw. elementy niskiego rzędu. Pod pojęciem tym rozumie się elementy skończone, które charakteryzuje niski rząd funkcji kształtu w postaci liniowych funkcji interpolacyjnych Lagrange'a. W oparciu o tzw. element macierzysty (rys. 79).



Rys. 79. Element macierzysty, węzły - (jasne punkty) oraz punkty całkowania numerycznego - (ciemne punkty) [122]

W zagadnieniach dwu i trójwymiarowych interpolacji dokonuje się przy pomocy wielomianów $L_a(\xi)$, które otrzymuje się z iloczynu wielomianów [122]

$$L_a = L_r^{m_1}(\xi^1) L_s^{m_2}(\xi^2) L_t^{m_3}(\xi^3) \quad (5.9)$$

spełniających zależności

$$L_a(\xi_b) = \delta_{ab}, \quad \sum_{a=1}^N L_a(\xi) = 1, \quad \forall \xi \in \pi(e) \quad (5.10)$$

Funkcję kształtu dla płaskiego 4-węzłowego elementu w płaskim stanie naprężenia, można zapisać, w postaci

$$L_i(\xi) = \frac{1}{4} (1 + \xi_i^1 \xi^1) (1 + \xi_i^2 \xi^2) \quad (5.11)$$

a dla 8 węzłowego elementu objętościowego

$$L_i(\xi) = \frac{1}{8}(1 + \xi_i^1 \xi^1)(1 + \xi_i^2 \xi^2)(1 + \xi_i^3 \xi^3) \quad (5.12)$$

Są to elementy, z tzw. pełnym całkowaniem (*ang. full integration*). Ich wadą jest potencjalne przeszywnienie (lub inaczej zakleszczenie, lub też blokada).

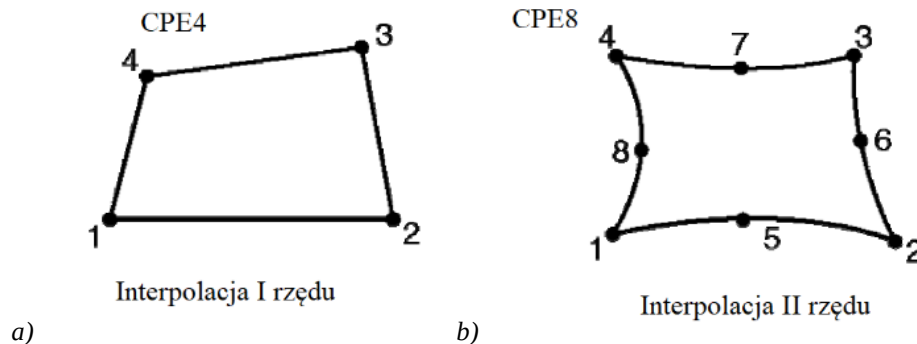
Należy zaznaczyć, że efekt ten pojawia się tylko w rozwiązaniach MES. Nie występuje on na poziomie rozważań analitycznych. Objawia się on dużym błędem rozwiązań, polegającym na znacznym zaniżeniu, lub nawet praktycznym zaniku, wartości przemieszczeń. Błąd ten jest niewrażliwy na zagęszczanie siatki podziału na elementy skończone.

Sposobem na usunięcie blokady, jest tzw. całkowanie zredukowane (*ang. reduced integration, URI*), które jest najprostszą i najstarszą techniką usuwającą wpływ efektu blokady na rozwiązania. Jej ideą jest zastosowanie niższego, niżby to wynikało z warunku otrzymania rozwiązania dokładnego przy zastosowaniu pełnego całkowania, rzędu całkowania numerycznego. W wyniku tego zabiegu, odpowiedzialne za efekt blokady składowe wielomianów wyższego rzędu są eliminowane. Wadą tego całkowania jest fakt, że wprowadza pasożytnicze formy deformacji, tzw. postaci pasożytnicze albo zero-energetyczne (*ang. spurious zero-energy modes*). Odpowiadają one wektorom własnym macierzy sztywności związanym z dodatkowymi, nieuzasadnionymi fizycznie, zerowymi wartościami własnymi, ale nie z zerowymi odkształceniami. Kontrola tych form pasożytniczych wymaga dodatkowych technik stabilizowania i kontroli kinematyki elementu. W programie ABAQUS elementy skończone, w których stosowany jest ten typ całkowania oznaczane są literą R. Tego typu elementy były używane do większości symulacji przedstawiony w monografii, np. CAX4R czy C3D8R (domyślne sformułowanie kinematyczne dla elementów bryłowych o zredukowanej całej w programie ABAQUS oparte jest na operatorze równomiernego odkształcenia i wektorach kształtu klepsydry. Te kinematyczne założenia skutkują elementami, które przechodzą test stałego odkształcenia dla ogólnej konfiguracji i dają zerowe odkształcenie przy dużym obrocie ciała sztywnego. ABAQUS/Explicit oferuje dwie alternatywne formuły kinematyczne dla elementu stałego C3D8R, które mogą zmniejszyć czas obliczeniowy.

Zazwyczaj rząd interpolacji jest określony przez liczbę węzłów użytych w elemencie. Liczba węzłów (interpolacja) elementu określa, jak węzłowe stopnie swobody będą interpolowane w obszarze elementu. ABAQUS zawiera elementy z interpolacją zarówno pierwszego, jak i drugiego rzędu.

Elementy, które mają węzły tylko w narożnikach, takie jak 8-węzłowa bryła, używają interpolacji liniowej w każdym kierunku i są często nazywane elementami liniowymi lub elementami pierwszego rzędu. Elementy z węzłami w środku, takie jak np. 20-węzłowa bryła, używają interpolacji kwadratowej i są często nazywane elementami kwadratowymi lub elementami drugiego rzędu.

Zmodyfikowane elementy trójkątne lub czworokątne z węzłami pośrodku, takie jak dziesięciowęzłowy czworokąt, wykorzystują zmodyfikowaną interpolację drugiego rzędu i są często nazywane elementami zmodyfikowanymi lub zmodyfikowanymi elementami drugiego rzędu (rys. 80).



Rys. 80. Interpolacja: a) liniowa (I rzędu) oraz b) kwadratowa (II rzędu)

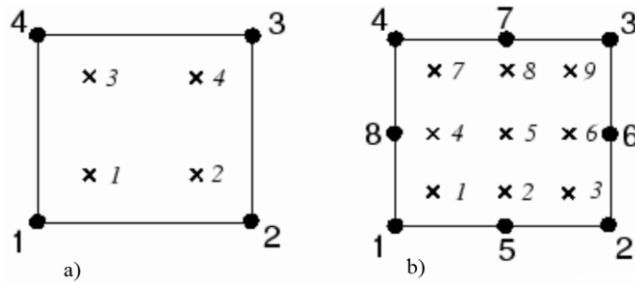
Jak wspomniano, węzły mogą być zlokalizowane tylko w wierzchołkach elementu skończonego - wtedy jest to element linowy. Mogą być również na bokach i we wnętrzu elementu, wtedy są to elementy wyższych rzędów.

Zredukowane całkowanie

ABAQUS zawiera elementy zarówno z *pełnym*, jak i *zredukowanym* całkowaniem (rys. 81). *Pełne całkowanie* to inaczej minimalny rząd całkowania wymagany do dokładnego całkowania energii odkształcenia dla nieodkształconego elementu o liniowych właściwościach materiału.

Wyrażenie *pełne całkowanie* odnosi się do liczby punktów Gaussa wymaganych do całkowania wielomianów w macierzy sztywności elementu dokładnie wtedy, gdy element ma regularny kształt. W przypadku elementów sześćcio- i czworokątnych *regularny kształt* oznacza, że krawędzie są proste i spotykają się pod kątem prostym, a wszystkie węzły krawędziowe znajdują się w punkcie środkowym krawędzi. W pełni całkowane, liniowe elementy wykorzystują dwa punkty całkowania w każdym kierunku. Dlatego, np. w trójwymiarowym elemencie np. typu C3D8 zastosowano tablicę $2 \times 2 \times 2$ punktów całkowania. Elementy kwadratowe (z kwadratową funkcją kształtu)

wykorzystują trzy punkty całkowania w każdym kierunku. Położenie punktów całkowania w *pełni całkowanych*, dwuwymiarowych elementach czworobocznych, pokazano na rys. 81.



Rys. 81. Punkty całkowania w pełni całkowalnych, dwuwymiarowych elementach czworobocznych:

a) liniowy element CPS4 i b) element o kwadratowej funkcji kształtu - CPS8

Tylko elementy czworokątne i sześciokątne (*ang. quadrilateral and hexahedral*) mogą używać schematu zredukowanego całkowania. Wszystkie klinowe, czworokątne i trójkątne elementy bryłowe używają pełnego całkowania, chociaż mogą być używane w tej samej siatce z elementami sześciokątno- i czworokątnymi o zredukowanym całkowaniu.

Elementy o zredukowanym całkowaniu (*ang. reduced integration*) wykorzystują o jeden punkt całkowania mniej w każdym kierunku, niż elementy o pełnym całkowaniu. Elementy liniowe o zredukowanym całkowaniu mają tylko jeden punkt całkowania znajdujący się w centroidzie elementu.

W rzeczywistości elementy pierwszego rzędu w programie ABAQUS używają dokładniejszej formuły *jednolitego odkształcenia*, gdzie średnie wartości składowych odkształcenia są obliczane dla elementu. Położenie punktów całkowania dla elementów czworobocznych o zredukowanym całkowaniu pokazano na rys. 82 [141].

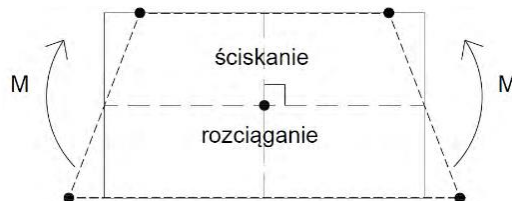
Sztywność i masa elementu są obliczane umownie w punktach zwanych *punktami całkowania* (*punktami Gaussa*) wewnątrz elementu. Punkty Gaussa są to punkty w elemencie skończonym, w którym wyznaczane są naprężenia. Dalsze naprężenia w dowolnym punkcie elementu są interpolowane z wyników w punktach Gaussa.

	Pełne całkowanie	Zredukowane całkowanie
Interpolacja pierwszego rzędu		
Interpolacja drugiego rzędu		

Rys. 82. Elementy z pełnym i zredukowanym całkowaniem [141]

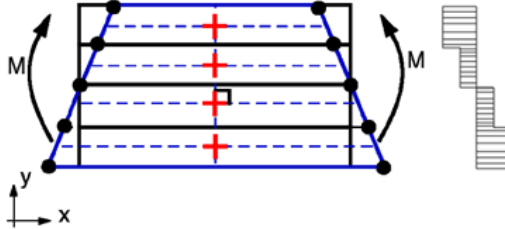
W ogólnym przypadku w metodzie elementów skończonych macierz sztywności elementu wyznacza się stosując całkowanie numeryczne - najczęściej metodą Gaussa. Metoda Gaussa pozwala na, tzw. pełne (dokładne, jeżeli funkcje kształtu są wielomianami) lub zredukowane (przybliżone) całkowanie. Zaletą schematu zredukowanego jest krótszy czas obliczeń, niemniej może on prowadzić do rozwiązań patologicznych m.in. efektu *hourglass*.

Efekt klepsydry (*hourglass*), to niekontrolowane duże zniekształcenia (przy zginaniu) pojedynczych elementów skończonych przy zerowej energii odkształcenia. Efekt ten objawia się jako mozaika zygzakowatych lub klepsydrowych kształtów elementów. Istotą klepsydrowania dla pojedynczego elementu (czyste zginanie - ciało opisane 1 elementem skończonym, przyjęto liniowe funkcje kształtu oraz wykorzystano 1 punkt całkowania w metodzie Gaussa, czyli całkowanie zredukowane, ilustruje rys. 83. W punkcie całkowania, stan odkształcenia jest zerowy ($\varepsilon_{xx} = 0$, $\varepsilon_{yy} = 0$, $\varepsilon_{xy} = 0$). Pomimo, że w punkcie całkowania występuje niezerowe pole przemieszczeń, otrzymuje się sprzeczność, iż niezerowej deformacji towarzyszy zerowa energia sprężysta - jest to sprzeczne z analitycznym rozwiązaniem. Takie rozwiązanie to rozwiązanie *patologiczne* zwane *klepsydrowaniem*.



Rys. 83. Zjawisko efektu klepsydry (*hourglass*)

Dla ośrodka opisanego czterema elementami skończonymi, sposobem na uniknięcie tej wady, jest przyjęcie liniowej funkcje kształtu oraz wykorzystanie w obrębie elementu jednego punktu całkowania Gaussa (całkowanie zredukowane) [141] jak na rys. 84.



Rys. 84. Sposób eliminacji efektu klepsydrowania [135]

Zagęszczenie siatki umożliwia zaobserwowanie skokowej zmiany odkształceń w przekroju. Zatem warunek $\varepsilon_{xx} \neq 0$ jest spełniony - w sposób przybliżony otrzymano rozwiązanie analityczne. Nie występuje zjawisko klepsydrowania.

Klepsydra może łatwo rozprzestrzeniać się w siatce elementów pierwszego rzędu o zredukowanym stopniu integracji, powodując niewiarygodne wyniki.

Klepsydra nie jest problemem, jeśli używa się wielu elementów - co najmniej czterech na całej grubości profilu konstrukcji, jak na rys. 84. Każdy element rejestruje odkształcenia osiowe ściskające lub rozciągające, ale nie oba:

- odkształcenia osiowe są mierzone prawidłowo.
- odkształcenia ścinające są zerowe.

Idea metody X-FEM

Główną zaletą metody X-FEM jest to, że geometria modelu oraz nieciągłości nie muszą być zgodne z siatką elementów skończonych, zaś powstawanie nieciągłości (pęknięć) w modelu nie wymaga przebudowy siatki, nie jest też związane z wartościami obliczanymi w punktach Gaussa poszczególnych elementów. Metoda ta pozwala, więc na eliminację konieczności modyfikacji siatki po każdym przyroście szczeliny (*remeshing*), czy tworzenia całych modeli o silnie zagęszczonej siatce.

Dla elementów całkowicie podzielonych, do zwykłych funkcji interpolujących przemieszczenia, dodawane są funkcje nieciągłe o charakterystyce skokowej, zaś dla elementów, w których aktualnie znajduje się początek pęknięcia, dodawane są pola asymptotycznych przemieszczeń, wynikające z liniowej mechaniki pęknięcia.

Stąd też w metodzie X-FEM poszerzono dotychczas stosowane w klasycznej metodzie MES, funkcje kształtu aproksymujące deformacje elementów, o dodatkowe funkcje nieciągłe [87]. Umożliwiło to zastosowanie tej zmodyfikowanej metody do symulowania pęknięcia materiału. W dotychczasowym podejściu, przemieszczenia między węzłami są interpolowane za pomocą przyjętej funkcji kształtu. Poszerzone możliwości metody X-FEM wynikają z faktu dodania funkcji wzbogacającej, powodującej nieciągłość funkcji przemieszczeń [127, 53]. Można to zapisać [87] w postaci:

$$u(x, y) = \sum_{j=1}^n N_j(x, y) \bar{u}_j + \sum_{k=1}^m N_k(x, y) \Psi(x, y) \bar{a}_k \quad (5.13)$$

gdzie,

$u(x, y) = \sum_{j=1}^n N_j(x, y) \bar{u}_j$ - interpolacja przemieszczenia między węzłami za pomocą funkcji kształtu $N_j(x, y)$ w standardowym podejściu metody elementów skończonych (MES),

$\sum_{k=1}^m N_k(x, y) \Psi(x, y) \bar{a}_k$ - funkcja wzbogacająca, powodująca nieciągłość funkcji przemieszczeń $u(x, y)$,

$u(x, y)$ - wartości przemieszczeń między węzłami,

$N_j(x, y)$ - funkcja opisująca zmiany przemieszczeń wewnątrz elementu wywołane przez przemieszczenia węzła „j” a „ $\bar{u}_j$ ” to przemieszczenie tego węzła.

Funkcja $\Psi(x, y)$ może być różnie wyrażona, a do jej tworzenia wykorzystywana jest funkcja Heaviside'a, tzw. $H(\xi)$, wprowadzająca nieciągłość opisu przemieszczeń $u(x, y)$ w postaci:

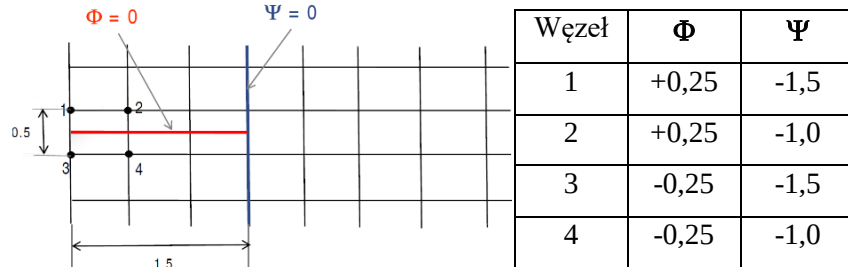
$$H(\xi) = \begin{cases} -1 & \text{gdy } \xi < 0 \\ 1 & \text{gdy } \xi > 0 \end{cases} \quad (5.14)$$

Celem dalszego poszerzenia możliwości metody X-FEM, wprowadzono dodatkową funkcję $\Phi(x, y)$ - (*Phi Level Set Function*), np. [173]. Funkcja ta, zwana funkcją „odległości ze znakiem” (*ang. signed distance function*), wzdłuż szczeliny przyjmuje wartość 0, pod szczeliną wartości ujemne, a nad szczeliną wartości dodatnie (rys. 85).

Charakterystyczne cechy funkcji Φ oraz Ψ [127]:

- wartość węzłowa funkcji Φ to umowna odległość węzła od powierzchni pęknięcia,

- wartość dodatnia po jednej stronie powierzchni pęknięcia, ujemna po drugiej,
- wartość węzłowa funkcji Ψ jest oznaczoną odległością węzła od prawie - ortogonalnej powierzchni przechodzącej przez czoło pęknięcia,
- funkcja Ψ ma wartość zerową na tej powierzchni i jest ujemna po stronie w kierunku pęknięcia.

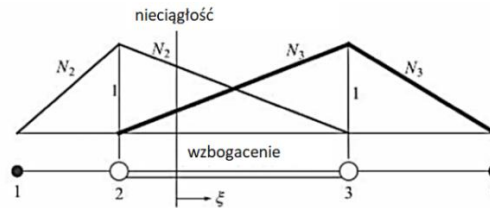


Rys. 85. Kształtowanie się wartości funkcji Ψ oraz Φ w okolicach wierzchołka szczeliny

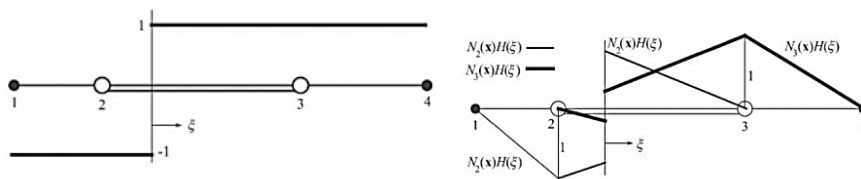
Przykłady wzbogacenia funkcji przemieszczeń przedstawiono poniżej.

Problem jednowymiarowy (rys. 86, rys. 87) [127]:

- Do wzbogacenia wymagane są tylko węzły 2 i 3.
- Pęknięcie nie ma wpływu na węzły 1 i 4.



Rys. 86. Symulacja pęknięcia w problemie jednowymiarowym z wykorzystaniem standardowych liniowych funkcji kształtu [127]



Rys. 87. Przesunięcia między węzłami po wprowadzeniu wzbogacenia za pomocą funkcji Heaviside'a [127]

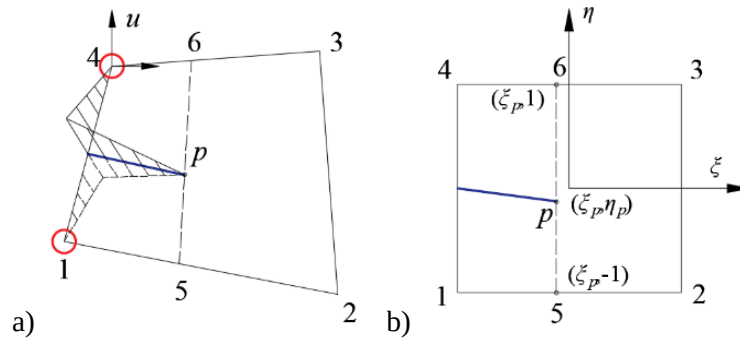
Problem dwuwymiarowy

Dla elementów czterobocznych, w przypadku elementu wierzchołkowego (rys. 88) zastosowano zmodyfikowaną funkcję kształtu $N_j'(x)$ zamiast standardowej funkcji kształtu $N_j(x)$ [137].

Jak pokazano na rys. 88, jeżeli pęknięcie przecina się z granicą 1-4 w obrębie elementu wierzchołkowego, to wykonać można linię prostą przez punkt wierzchołkowy pęknięcia i przeciąć granicę elementu w punktach 5 i 6. Wtedy funkcja kształtu $N_j'(x)$ użyta dla elementu wierzchołkowego jest w rzeczywistości standardową funkcją kształtu elementu wirtualnego 1-5-6-4. Ponieważ węzły 1 i 4 są wzbogacone, nieciągłą część przemieszczenia można zapisać jako [190]

$$u_{disc} = a_1 \bar{N}_1(x^*) [H(x^*) - H(x_1)] + a_4 \bar{N}_4(x^*) [H(x^*) - H(x_4)] \quad (5.15)$$

gdzie x^* to współrzędne elementu wirtualnego 1-5-6-4.



Rys. 88. Aproksymacja pola przemieszczenia w elemencie wierzchołkowym:
a) pęknięcie przecinające się z granicą 1-4; b) odpowiedni element nadrzędny [127]

W przedstawionych rozwiązaniach, inicjacja oraz rozwój uszkodzeń były modelowane w ramach podejścia znanego, jako „*Cohesive damage*”, w którym opis uwarunkowań związanych z pękaniem wprowadza się jako element opisu modelu materiałowego danej części konstrukcji. Taki opis jest jednocześnie uzupełniany o zdefiniowanie obszaru, w którym zakłada się możliwość wystąpienia uszkodzeń w konstrukcji, co jest określane terminem *Cohesive Zone Model (CZM)*.

Opis inicjowania pęknięcia można zdefiniować według różnych kryteriów naprężeniowych, czy też odkształceniowych, gdzie za każdym razem określa się krytyczną wartość danej wielkości. W zastosowanych w opracowaniu modelach obliczeniowych, przyjęto kryterium związane z wartością *maksymalnego naprężenia głównego*.

Również sposób opisu ewolucji uszkodzeń w materiale konstrukcji może być sformułowany w różny sposób.

W przeprowadzonej analizie przyjęto opis związany ze znajomością energii pęknięcia oraz złożonym stanem deformacji. W efekcie, można zupełnie oddzielić od siebie dwie części elementu skończonego, separować wewnętrzne części elementów skończonych, a nie tworzyć szczeliny dyskretne poprzez rozdzielenie krawędzi elementów.

Metoda X-FEM wykorzystuje, zatem, zalety tradycyjnej MES w symulacji niejednorodności i nieliniowości materiału oraz łatwość zadawania warunków brzegowych.

Z kolei dużym ograniczeniem metody X-FEM jest możliwość symulowania rozwoju tylko jednej szczeliny, która dodatkowo nie może się rozgałęziać (program ABAQUS).

Jak wspomniano wcześniej, z powodu faktu, iż kąt pęknięcia w wierzchołku szczeliny liczony jest dla każdego elementu skończonego indywidualnie, zmienia się on znacząco [87]. W trakcie obliczeń definiowany jest kąt γ pod jakim powinno zostać skierowane pęknięcie, a z niego wyznaczany jest wektor. Jednak ze względu na własności funkcji trygonometrycznych program ABAQUS dostaje informację, która sygnalizuje, że może być to kąt α , ale również może być to kąt $\gamma + 180^\circ$. Program prowadzi więc szczelinę tylko na podstawie cechy samej metody X-FEM, tzn. pęknięcie nie może zostać poprowadzone ponownie przez ten sam element skończony. Z tego powodu w większości przypadków pęknięcie poprowadzone zostaje pod prawidłowym kątem α , jednak często dochodzi do sytuacji, w której wyznaczony kąt α spowodowałby, że pęknięcie powinno przejść przez już pęknięty element skończony, wtedy szczelina „zawraca”, uniemożliwiając oszacowanie zasięgu szczeliny (linii pęknięcia). Według [87] algorytm programu ABAQUS dokonując oszacowania kąta pęknięcia w wierzchołku szczeliny, dokonuje szeregu uśrednień. Pod uwagę brane są tylko naprężenia w pojedynczych punktach Gaussa a w przypadku czterech punktów Gaussa, wartości z tych punktów są uśredniane. Punkty Gaussa, są to punkty w elemencie skończonym, w którym wyznaczane są naprężenia. Dalsze naprężenia w dowolnym punkcie są interpolowane z wyników w punktach Gaussa. Ponadto, algorytm X-FEM dopuszcza analizę dla jednej tylko szczeliny. W efekcie, w sytuacji, kiedy wyznaczony kąt pęknięcia spowodowałby, że pęknięcie powinno przejść przez już pęknięty element skończony, szczelina „zawraca”. Stąd też często występuje problem

z precyzyjnym oszacowaniem kąta pęknięcia. Wielkość elementów siatki modelu ma tutaj drugorzędne znaczenie.

W programie MES ABAQUS dostępne są jeszcze inne metody analizy pęknięć, np. *concrete smeared cracking* (CSC), który pozwala na obliczenie problemu przy obciążeniu monotonicznym. W związku z tym sprawdza się on w analizie nieliniowej materiałów *quasi-kruchych*, ale bez efektu zamykania. W modelu CSC orientacja pęknięcia jest normalna do maksymalnych naprężeń głównych σ_1 ⁶ osiągających wytrzymałość na rozciąganie f_t' , a następnie utrzymuje się na stałym poziomie. W związku z tym sztywność sprężysta ulega zmniejszeniu. Kolejna metoda to np. oparta o *model plastyczno - degenaracyjny* (*Concret Damage Plasticity*), zwana również *metodą rozmytej szczeliny*. Model ten jest używany głównie do zastosowań, w których beton poddawany jest cyklicznym obciążeniom ze zmiennym obciążeniem ściskającym, pozwalając na odzyskiwanie sztywności podczas cyklicznych zmian obciążenia. W przeciwieństwie do, np. modelu kruchego pęknięcia, model ten nie zawiera kryterium zniszczenia, poprzez co nie pozwala na usuwanie elementów podczas analiz. Stąd też, np. odpryski i łuszczenie się betonu nie mogą być modelowane za pomocą tego modelu konstytutywnego. Metoda ta jest bardzo czasochłonna i wymaga wyznaczenia szeregu dodatkowych parametrów mechanicznych ośrodka, co w przypadku badań terenowych i możliwości pobierania próbek do takich badań, nie było możliwe. Stąd też w prowadzonych analizach MES, których wyniki przedstawiono w dalszych rozdziałach monografii, ograniczono się głównie do stosowania metody obliczeniowej opartej o model strefy kohezyjnej (*Cohesive Zone Model* - CZM).

Jak już wspomniano, w badaniach zastosowano *kryterium zniszczenia* dostępne w systemie ABAQUS i oznaczane jako *MAXPS*, tj. *kryterium maksymalnych naprężeń głównych (normalnych)*. Inicjacja pęknięcia następuje, gdy maksymalne główne naprężenie osiąga wartość krytyczną ($f=1$), tj., gdy:

$$f = \frac{\langle \sigma_n \rangle}{\sigma_{max}^0} = 1 \quad (5.16)$$

W praktyce, kryterium zapoczątkowania uszkodzenia jest spełnione, gdy

$$1,0 \leq f \leq 1,0 + f_{tol}, \quad (5.17)$$

⁶ Maksymalne (największe) naprężenie główne w monografii oznaczono symbolem σ_{max} lub σ_1 . Wynika to konwencji Autorów materiałów źródłowych.

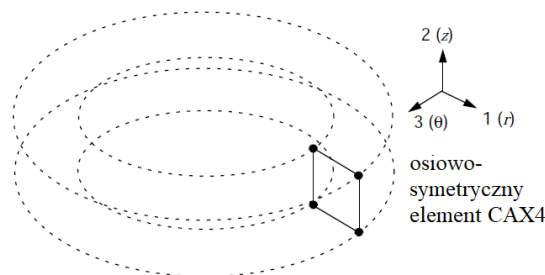
gdzie f jest wybranym kryterium uszkodzenia, a f_{tol} jest wartością tolerancji określoną przez użytkownika ($\sigma_{max}^0 = f_t$ to wytrzymałość na rozciąganie, σ_n - aktualna wartość naprężeń normalnych, $f_{tol} = 0,05$ - standardowo).

Płaszczyzna pęknięcia jest prostopadła do kierunku maksymalnego naprężenia głównego σ_1 .

W takim przypadku, program *wymaga* podania wartości naprężeń krytycznych, tj. wytrzymałości na rozciąganie materiału f_t . Według [87], w każdym przyroście obciążenia, program wyznacza wartość maksymalnych naprężeń głównych σ_{max} na podstawie tensora naprężeń głównych z punktów Gaussa w modelu. Jeśli w danym elemencie średnia arytmetyczna tych naprężeń przekroczy wartość zadanych naprężeń krytycznych, program symuluje wtedy pęknięcie prowadząc szczelinę przez cały element skończony. Kąt prowadzenia szczeliny jest kątem nachylenia prostej prostopadłej do kierunku głównych naprężeń rozciągających σ_1 [87]. Do przyjętego kryterium MAXPS stosowano podopcję (programu ABAQUS): „*Damage evolution, type: Energy*” tj. ewolucję na podstawie energii, której wartość to krytyczna energia pęknięcia w I typie.

Stosowane elementy skończone

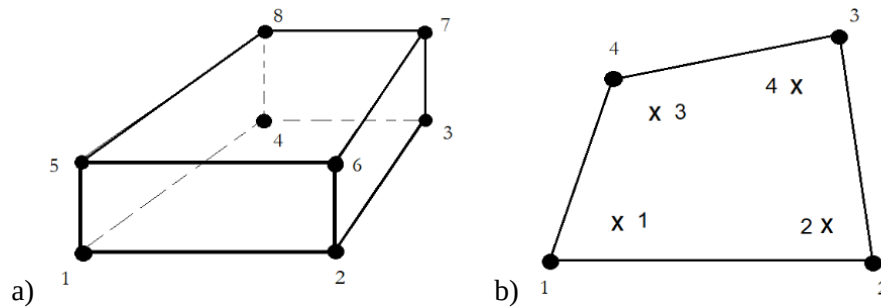
W przedstawionej monografii, do celów realizowanych symulacji, w zagadnieniach osiowo - symetrycznych, używano między innymi elementów CAX4 (czterowęzłowe, płaskie, tzw. osiowo- symetryczne, ze zredukowanym całkowaniem), które nadają się do analizy zagadnień 3D osiowo - symetrycznych (rys. 89), i których stosowanie pozwala skrócić czas prowadzonych analiz.



Rys. 89. Zastosowanie elementów CAX4 w symulacji zagadnień osiowo - symetrycznych [3]

W klasycznych analizach 3D stosowano natomiast elementy skończone bryłowe C3D8R, 8 węzłowe, o trzech stopniach swobody w węźle (przemieszczenia w osi Y, Y, Z odpowiednio), ze zredukowanym całkowaniem (opis powyżej).

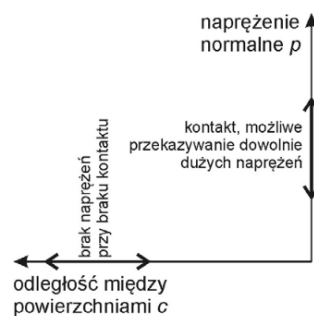
Liczba stopni swobody dla pojedynczego elementu w klasycznym ujęciu MES równa jest liczbie węzłów tworzących ten element w iloczynie z liczbą stopni swobody w tym węźle (rys. 90).



Rys. 90. Element skończony C3D8R: a) numeracja węzłów i b) punkty całkowania

Modelowanie tarcia w kontakcie powierzchni

W ramach symulacji oddziaływania na kierunku normalnym do powierzchni kontaktu stosowano model „hard contact”. Podejście to minimalizuje penetrację powierzchni *slave* w powierzchnię *master*. Zależność między naprężeniem kontaktu p , a odległością c między powierzchniami kontaktowymi przedstawia rys. 91.



Rys. 91. Schemat zależności naprężenie normalne - odległość między powierzchniami kontaktu w modelu hard contact

Modelowanie kontaktu w kierunku stycznym

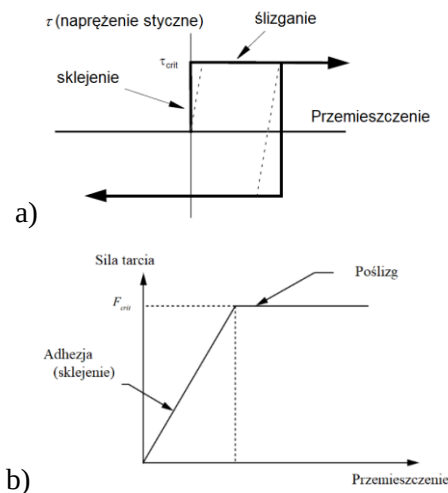
Z pośród opcji modelowania kontaktu w kierunku stycznym dostępnych w programie ABAQUS wykorzystano model tarcia Coulomba. W najbardziej ogólnym podejściu program dopuszcza określenie współczynnika tarcia μ jako funkcji prędkości poślizgu γ , naprężenia normalnego, temperatury oraz dodatkowych zmiennych, określanych przez użytkownika.

W szczególności, tarcie coulombowskie w programie ABAQUS jest modelem tarcia używanym do opisu interakcji stykających się powierzchni. Model charakteryzuje zachowanie tarcia między powierzchniami za pomocą współczynnika tarcia μ . Domyślny współczynnik tarcia wynosi 0. Ruch styczny jest zerowy, dopóki przyczepność powierzchniowa nie osiągnie krytycznej wartości naprężenia ścinającego, która zależy od normalnego nacisku kontaktowego, zgodnie z następującym równaniem:

$$\tau_{kryt} = \mu p \quad (5.18)$$

gdzie: μ jest współczynnikiem tarcia, a p jest naciskiem kontaktowym między dwiema powierzchniami.

To równanie podaje graniczne naprężenie ścinające tarcia dla stykających się powierzchni. Stykające się powierzchnie nie będą się ślizgać (przesuwać względem siebie), dopóki naprężenie ścinające nie będzie równe granicznemu naprężeniu ścinającemu tarcia, μp . Dla większości powierzchni jest zwykle mniejsza od jedności. Tarcie coulombowskie można zdefiniować za pomocą μ lub τ_{kryt} . Linia ciągła na rys. 92 ilustruje zachowanie modelu tarcia coulombowskiego: nie ma ruchu względnego (poślizgu) powierzchni, gdy się stykają (naprężenia ścinające są poniżej μp).



Rys. 92. Model tarcia według ABAQUS: a) wersja v.6.8 [3] b) ABAQUS (2011) [1]

W większości przypadków ABAQUS domyślnie używa sformułowania *penalty friction* z dopuszczalnym poślizgiem sprężystym, pokazanym linią przerywaną na rys. 92a. Rys. 92b ilustruje zachowanie tarcia typu *stick-slip* opisane w [1]. W programie ABAQUS, ograniczenia związane z tarcie są domyślnie wymuszane przez sztywność *penalty method* (metoda kary).

5.2. Badania procesu odspajania z użyciem metody elementów skończonych (MES)

Warianty symulacji przedstawione w monografii

Zagadnienia analizowano w różnych wariantach symulacji mając na uwadze ograniczenia programu ABAQUS [2]. Ogólnie rzecz biorąc, analizy prowadzono dla modeli oddziaływania kotew w układach:

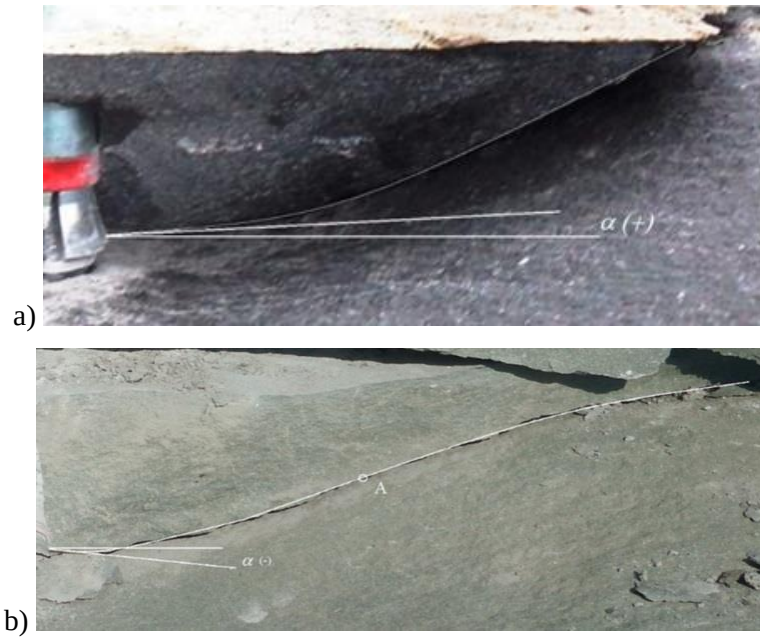
- 3D, bez kotwy, z zastępczym, dyskretnym obciążeniem ulokowanym w węzłach siatki elementów skończonych zlokalizowanych w strefie stożkowego podcięcia, w której, w warunkach rzeczywistych, występuje przenoszenie obciążenia ze stożkowej głowicy podcinającej kotwy na skałę,
- model osiowo - symetryczny dla pojedynczej kotwy,
- model symetryczny 3D dla układu 2 kotew,
- model symetryczny 3D dla układu 3 kotew.

Dla przyjętych warunków symulacji analizę prowadzono pod kątem określenia wpływu:

- parametrów geometrycznych głowicy kotwy (kąt stożka głowicy kotwy β),
- parametrów technologicznych realizacji procesu wrywania kotew (efektywna głębokość kotwienia h_{ef} , rozstaw kotew s),
- parametrów mechanicznych ośrodka skalnego (wytrzymałości na rozciąganie f_t , modułu Younga E , liczby Poissona ν , krytycznej energii pęknięcia G_{IC} w I typie),
- wartości współczynnika tarcia μ powierzchni, stożkowej głowicy o skałę, na przebieg i zasięg trajektorii (2D) /powierzchni pęknięcia skały (3D).

Problem szacowania kąta stożka zniszczenia

Szczegółowa analiza odspojen zarejestrowanych podczas badań terenowych wykazała, że zależnie od rodzaju skały (jej wytrzymałości na ściskanie f_c , struktury wewnętrznej oraz składu mineralogicznego i uziarnienia) występuje wyraźne zróżnicowanie trajektorii jak i zasięgu Z szczelin prowadzących do odspojen (rys. 93).

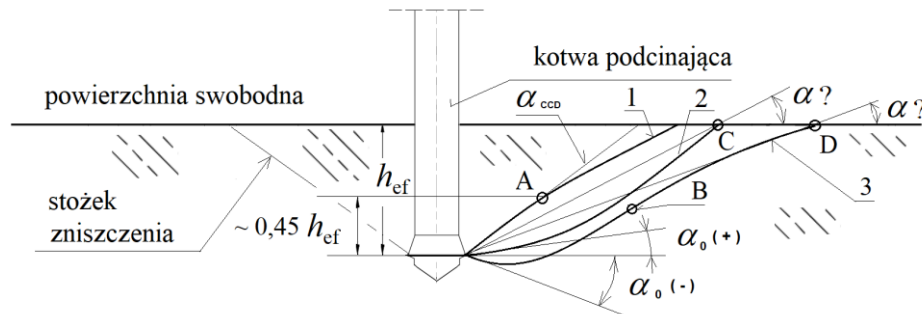


Rys. 93. Trajektorie pękania ośrodka skalnego: a) piaskowiec BRACISZÓW, (b) piaskowiec BRENNNA; α - początkowy kąt trajektorii pękania, A - punkt przegięcia trajektorii [117]

Jak wynika z rys. 93, dla piaskowców o niskich własnościach wytrzymałościowych (słabych, np. BRENNNA) zasięg odspojen Z jest zdecydowanie większy niż np. dla piaskowców BRACISZÓW. Szczeliny mają również zróżnicowane trajektorie i przebieg. Dla zwięzłych piaskowców przebieg jest jednofazowy, szczelina zaczyna propagować pod niewielkim, ale dodatnim kątem α (względem płaszczyzny normalnej do osi kotwy, poprowadzonej w punkcie inicjacji szczeliny) i parabolicznie zmierza do powierzchni swobodnej skały. Z kolei w słabych piaskowcach (BRENNNA) przebieg jest dwuetapowy, szczelina początkowo zaczyna propagować pod ujemnym kątem α , początkowo penetruje po paraboli (do punktu A, rys. 93.) w głąb materiału, a następnie, w fazie drugiej, zaczyna zmieniać kierunek propagacji, zmierzając asymptotycznie do powierzchni swobodnej skały, zwiększając tym samym znacząco zasięg odspojenia.

Na rys. 94, dokonano zestawienia sytuacji dotyczącej aktualnego opisu trajektorii szczeliny odspajającej oraz kąta stożka zniszczenia α . Kąt stożka, wynikający z metody CCD (opisano w rozdz. 2) oznaczono dla odróżnienia jako α_{CCD} . W betonie, jest on wyznaczany jako styczna do trajektorii szczeliny (1) w punkcie A, tj. w momencie, gdy siła wyrywająca osiąga wartość maksymalną (około $0,45h_{\text{ef}}$). W tej metodzie, do zasięgu odspojenia Z na

powierzchni swobodnej nie przykłada się istotnej uwagi. Trajektoria (2), odpowiada przebiegowi penetracji szczelin w skałach mocnych, o wysokich własnościach wytrzymałościowych. Z kolei trajektoria 3, z punktem przegięcia B, to przebieg charakterystyczny dla piaskowców słabych (o niskiej wytrzymałości).



Rys. 94. Trajektorie szczelin: 1- dla betonu, 2 -skały mocne, 3 - piaskowce słabe

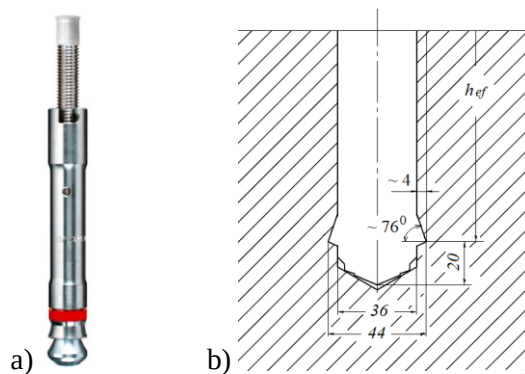
W zagadnieniach wrywania kotew mocowanych w betonie przyjmuje się, iż do punktu A, rozwój szczeliny jest stabilny, co pozwala na w miarę precyzyjne wyznaczenie kąta α w tej fazie rozwoju szczeliny. Dalej rozwój szczeliny przebiega w tzw. trybie pokrytycznym pęknięcia, gdzie trudno przewidzieć zarówno kąt propagacji, jak i wyznaczyć zasięg odspojenia. Stąd też szczegółowe analizy pęknięcia (propagacji szczeliny), ogranicza się do początkowego etapu rozwoju szczeliny i sugeruje się czasem, aby analizę prowadzić w aspekcie kształtowania się początkowego kąta stożka w tym, początkowym etapie rozwoju uszkodzenia (α_0 , rys. 94). Dla odróżnienia od normowego kąta stożka zniszczenia, na rysunku zaznaczono kształtowanie się początkowego kąta trajektorii szczeliny jako α_0 . Dla skał mocnych, typowo przyjmuje wartości $>0^\circ$, natomiast dla słabych, typowe wartości to wartości $<0^\circ$. Punkty C oraz D, to potencjalne punkty osiągnięcia przez szczelinę powierzchni swobodnej skały. Jak wynika z rysunku, powstaje problem metody wyznaczania kąta odspajania α (kąta stożka zniszczenia). Czy zgodnie z metodą CCD, należy go wyznaczać w oparciu styczną do charakterystycznego punktu trajektorii (A) czy też tylko, np. w oparciu o skrajne punkty trajektorii (C, D)?

W badaniach doświadczalnych wprowadzono metodę szacowania średniej wartości tego kąta $\alpha_{av.}$, jak i średniego zasięgu odspojień na powierzchni swobodnej $Z_{av.}$, w oparciu o skanowane powierzchnie pozostałej w skale po odspojeniu. Z punktu widzenia analizy MES, są to poważne dylematy utrudniające porównywanie potencjalnych wyników.

5.2.1. Model 3D bez kotwy, z ekwiwalentnym obciążeniem skały w podcięciu

Analizy numeryczne związane z podjętym tematem monografii, poświęcono głównie zagadnieniu kształtowania się zasięgu odspojień Z podczas wrywania pojedynczej kotwy, w tym także analizie kształtowania się kąta stożka zniszczenia α , zależnie np. od wartości współczynnika tarcia pomiędzy głowicą kotwy, a skałą μ .

Montaż i potencjalne wrywanie kotew podcinających wiąże się ze wstępnym wykonaniem w skale odpowiedniego otworu z użyciem stosownego wiertła a następnie wykonania podcięcia w skale, wymaganego technologią, za pomocą dedykowanych do tego elementów kotwy. Wymiary i kształt podcięcia skały w otworze pod kotwę zależą od rozpatrywanego wymiaru kotwy (kotwy typu HILTI M20), jak na rys. 95.

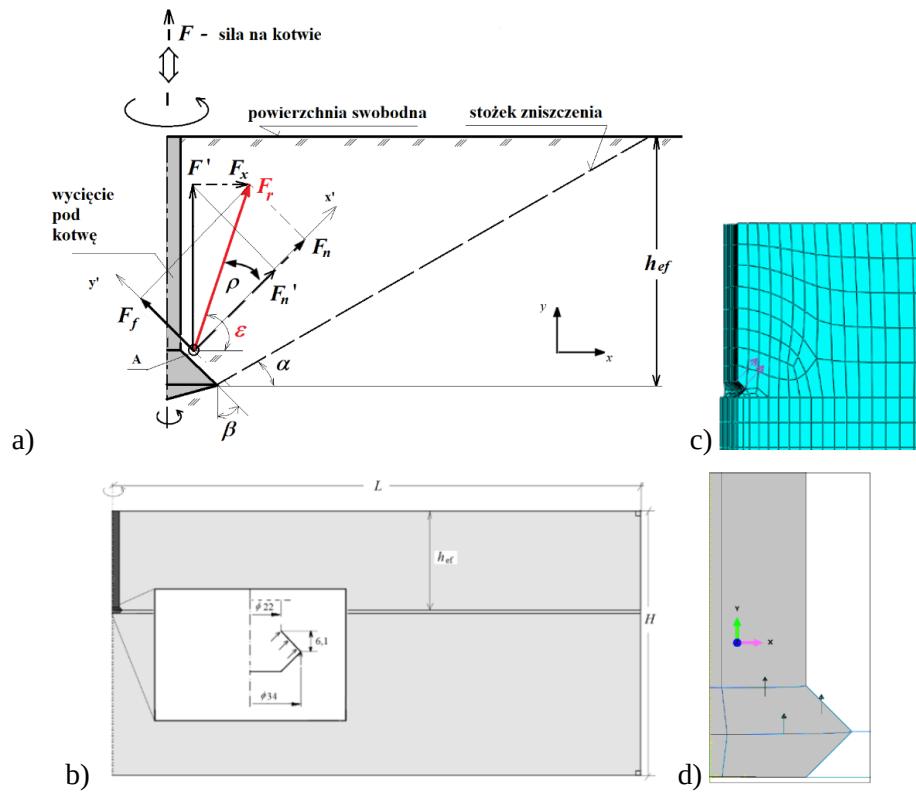


Rys. 95. a) Kotwa podcinająca typu HILTI HDA-P i b) rzeczywiste wymiary podcięcia pod kotwę M20 (badania własne), uwaga; rysunki nie są w tej samej skali

Średnica otworu w części cylindrycznej (rys. 95) jest zazwyczaj większa o 2 mm od średnicy kotwy w jej części walcowej (luz promieniowy około 1 mm). Stąd też, kontakt kotwy (głowicy kotwy) ze skałą występuje jedynie wzdłuż stożkowego podcięcia (nachylonego pod kątem $\sim 76^\circ$, rys. 95).

Z uwagi na ograniczenia programu ABAQUS (brak możliwości symulowania zagadnień kontaktowych w modelach 3D w posiadanej wersji programu), w tym przypadku analizy, oddziaływanie głowicy kotwy (część stożkowa) na skałę, modelowano w uproszczeniu, poprzez przyłożenie wektorów sił elementarnych w węzłach siatki modelu elementów skończonych, w podcięciu skały stożkową głowicą kotwy (powierzchni hipotetycznego kontaktu głowicy kotwy ze skałą).

Model geometryczny analizowanego zagadnienia przedstawia rys. 96. Model 3D uzyskano poprzez obrót modelu płaskiego wokół osi podłużnej kotwy. Rysunek przedstawia widok na ćwiartkę uzyskanego modelu wyjściowego (do obrotu). Analizę prowadzono dla parametrów geometrycznych modelu: $L=700\text{mm}$ i $h_{ef}=100\text{mm}$ (rys. 96b).



Rys. 96. Siatka elementów skończonych oraz sposób przyłożenia obciążenia w węzłach modelu, w analizie 3D oddziaływania głowicy pojedynczej kotwy:

- a) układ sił w rozpatrywanym punkcie modelu - schemat poglądowy, bez zachowania skałi, b) sposób uzyskania modelu 3D poprzez obrót modelu płaskiego o zdefiniowanej geometrii kotwy oraz obszaru ośrodka poddanego analizie, c) sposób dyskretyzacji modelu siatką elementów skończonych (fragment siatki) wraz z elementarnymi siłami F_n w węzłach siatki, w strefie powierzchni podcięcia, d) fragment modelu - szczególny przypadek orientacji wektorów sił wypadkowych $\epsilon=90^\circ$ (równoległe do osi otworu/osi kotwy) w węzłach siatki na powierzchni stożkowej otworu pod głowicę (wyłączone wyświetlanie elementów siatki)

Gdzie (na rys. 108): F - siła wrywająca kotwę, F' - składowa siły F , w rozpatrywanym punkcie głowicy podcinającej/podcięcia stożkowego, F_f - składowa adekwatna do siły tarcia kotwy o skałę w rozpatrywanym punkcie podcięcia stożkowego, F_r - siła wypadkowa w rozpatrywanym punkcie,

F_n - składowa normalna do powierzchni stożkowego podcięcia z uwzględnieniem tarcia głowicy, F'_n - składowa normalna do powierzchni stożkowego podcięcia bez tarcia, F_x - składowa w kierunku prostym do osi kotwy (w przyjętym układzie współrzędnych OXY), $\varepsilon=(\beta+\rho)$ - kąt działania siły wypadkowej F_r w przyjętym układzie współrzędnych OXY, β - kąt podcięcia skały równoważny kątowi stożkowej głowicy kotwy podcinającej, ρ - kąt tarcia głowicy kotwy o skałę, α - hipotetyczny kąt stożka zniszczenia, A - rozpatrywany punkt na stożkowym podcięciu skały (adekwatny do potencjalnego węzła siatki elementów skończonych modelu - rys. 108c).

Obciążenie kotwy zastępowane jest przez równoważne, sumaryczne obciążenie od sił składowych F_r mocowanych w węzłach siatki elementów skończonych zlokalizowanych w stożkowym podcięciu modelu, zlokalizowanych pod kątem ε do osi poziomej w edytorze programu ABAQUS.

Jak wynika z rys. 96, bez uwzględnienia tarcia, siłę F osiowo działającą na końcu kotwy, można równoważnie rozłożyć na siły składowe F' oddziałujące na elementarne powierzchnie stożkowego podcięcia skały. Uwzględniając kąt pochylenia podcięcia β (tożsamy z kątem głowicy podcinającej), uzyskuje się składową normalną do tej, powierzchni, równą F'_n . W przypadku symulowania wystąpienia tarcia pomiędzy stożkową głowicą a skałą, układ sił się nieco zmienia. Dla tej samej wartości siły F' , uwzględnienie w modelu siły tarcia F_f , działającej stycznie do rozpatrywanej powierzchni stożkowej podcięcia, skutkuje zmianą wartości składowej normalnej (teraz F_n) oraz pojawieniem się siły wypadkowej F_r . Jak wynika z modelu, w układzie współrzędnych X'AY', proporcja składowych F_f i F_n jest równa

$$\tan \rho = \frac{\|F_f\|}{\|F_n\|} = \mu \quad (5.19)$$

gdzie ρ - kąt tarcia skały o głowicę kotwy, μ - współczynnik tarcia mechanicznego skały o głowicę kotwy, $\|F_f\|$, $\|F_n\|$ - długości wektorów sił tarcia i normalnej,

oraz:

$$\|F_r\| = \sqrt{\|F_f\|^2 + \|F_n\|^2} \quad (5.20)$$

Równocześnie, w układzie współrzędnych OXY, związanym z edytorem programu ABAQUS, wektor siły wypadkowej F_r jest zorientowany pod kątem ε do osi OX układu współrzędnych. Z kolei kąty w modelu wiąże zależność $\varepsilon=(\beta+\rho)$. Zatem, dla stałej, np. jednostkowej długości wektora siły F_r oraz przy założeniu stałej wartości kąta głowicy β , stosowna zmiana długości

wektorów składowych F_f i F_n powoduje zmianę kąta ε oraz równoczesną zmianę kąta tarcia ρ . Zatem dla stałej wartości kąta główicy β oraz stałej (jednostkowej) długości wektora składowej F' , zmieniać stosownie do potrzeb symulacji, długości wektorów F_f oraz F_n , z użyciem opisanego modelu, można przeanalizować hipotetyczny wpływ współczynnika tarcia główicy o skałę μ na przebieg pęknięcia skały pod działaniem kotwy podcinającej.

W lokalnym układzie współrzędnych $X'AY'$ dla długości składowych F_f oraz F_n , przeanalizowano następujące konfiguracje:

- a) (0.7071, 0.7071)
- b) (0.6247, 0.7809)
- c) (0.3714, 0.9285)
- d) (0.2873, 0.9578)
- e) (0, 1)
- f) (-0.1487, 0.9889)
- g) (0.774, 0.6332)
- h) (0.8575, 0.5145)

Stąd też, przebieg i zasięg szczeliny badano dla hipotetycznego współczynnika tarcia $\mu = 0,00; 0,1; 0,15; 0,25; 0,75; 1,0; 1,5$.

Rozpatrywany model poddano dyskretyzacji (rys. 96b) elementami C3D8R (element ośmiowęzłowy o 3 stopniach swobody w każdym węźle, z liniową funkcją kształtu oraz zredukowanym całkowaniem, z kontrolą klepsydrowania, zalecany do przeprowadzania analiz uwzględniających zjawiska kontaktowe). Opis elementu, wg notacji ABAQUS: *linear, continuum 3-D element, 8 - node, reduced integration (ze zredukowanym całkowaniem)* - opis w początkowej części rozdziału.

Jak już wspomniano w początkowej części rozdziału, aby zamodelować propagację pęknięcia w programie ABAQUS, należy uwzględnić zarówno jego inicjację, jak i jego propagację. Dla scharakteryzowania inicjacji pęknięcia stosowane są różne kryteria. W monografii, zastosowano kryterium maksymalnego naprężenia głównego (*maximum principal stress* σ_1). Użycie naprężenia σ_1 lub odkształcenia głównego ε_1 ⁷ ma tę zaletę, że płaszczyzna pęknięcia jest prostopadła do kierunku największego naprężenia głównego σ_1 .

⁷ Należy wyraźnie odróżnić ε - kąt działania siły od odkształcenia głównego ε_1 . Zdecydowano się na pozostawienie oznaczeń oryginalnych

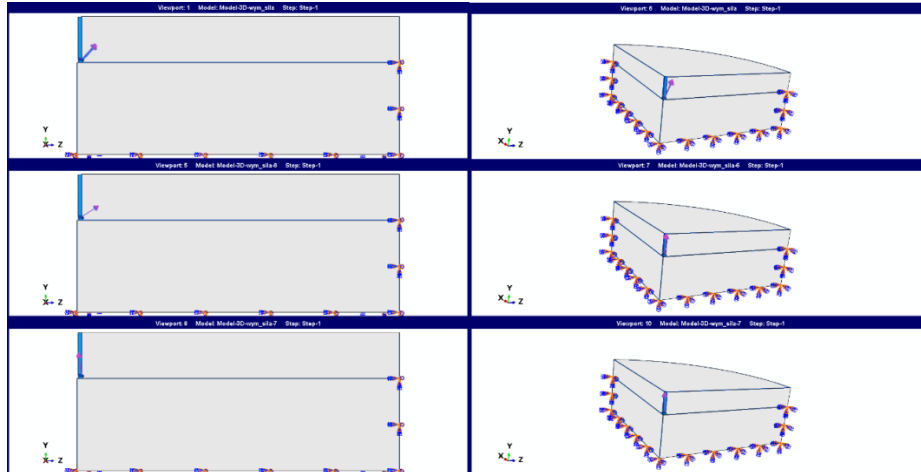
Inicjację uszkodzenia definiuje się, jako część właściwości materiału, stosując uszkodzenie dla zależności naprężenie - przemieszczenie (ABAQUS - *trakcja-separacja*). W przypadku tej opcji pęknięcie zostanie zainicjowane, gdy maksymalne naprężenie główne σ_I przekroczy zadaną wartość wytrzymałości na rozciąganie f_t .

Skałę modelowano jako materiał liniowo-sprężysty, dla którego moduł Younga $E=14,276$ GPa, współczynnik Poissona $\nu=0.247$, wytrzymałość na rozciąganie $f_t=7,74$ MPa, oraz energia pęknięcia $G_F= 0,335$ N/mm. Model materiałowy przyjęto jako liniowo- sprężysty wraz z warunkiem MAXPS (ABAQUS), gdzie jako wartość maksymalnych naprężeń głównych przyjęto wytrzymałość materiału na rozciąganie⁸. Jak wspomniano we wstępie do rozdziału, zastosowano podopcję „*Damage evolution*”, gdzie zastosowano ewolucję zniszczenia na podstawie energii pęknięcia G_F . Zastosowano model symulacji X-FEM.

Sposób utwierdzenia węzłów brzegowych modelu oraz obciążenia skały pod działaniem głowicy kotwy przedstawia rys. 97. Długość wektora wypadkowej siły F_r w danym węźle, w przyjętym układzie współrzędnych zależy od składowej symulującej siłę tarcia głowicy o skałę μ .

Jak wspomniano, obciążenie kotwy zastępowane jest przez równoważne, sumaryczne obciążenie od sił składowych F_r mocowanych w węzłach siatki elementów skończonych zlokalizowanych w stożkowym podcięciu modelu. Składowe te są zlokalizowane pod kątem ε do osi poziomej w edytorze programu ABAQUS. Wybrane przypadki lokalizacji wektora siły F_r w i-tym węźle siatki podcięcia stożkowego pod głowicę kotwy, przedstawiono na rys. 97. Z uwagi na rozmiary oczek siatki (wyłączone wyświetlanie siatki stąd niewidoczna na rysunku) oraz wielkość elementów skończonych w tej strefie, widoczny jest praktycznie jeden wektor, zlokalizowany w jednym z węzłów siatki (orientacja zależna od symulowanej wartości współczynnika tarcia μ).

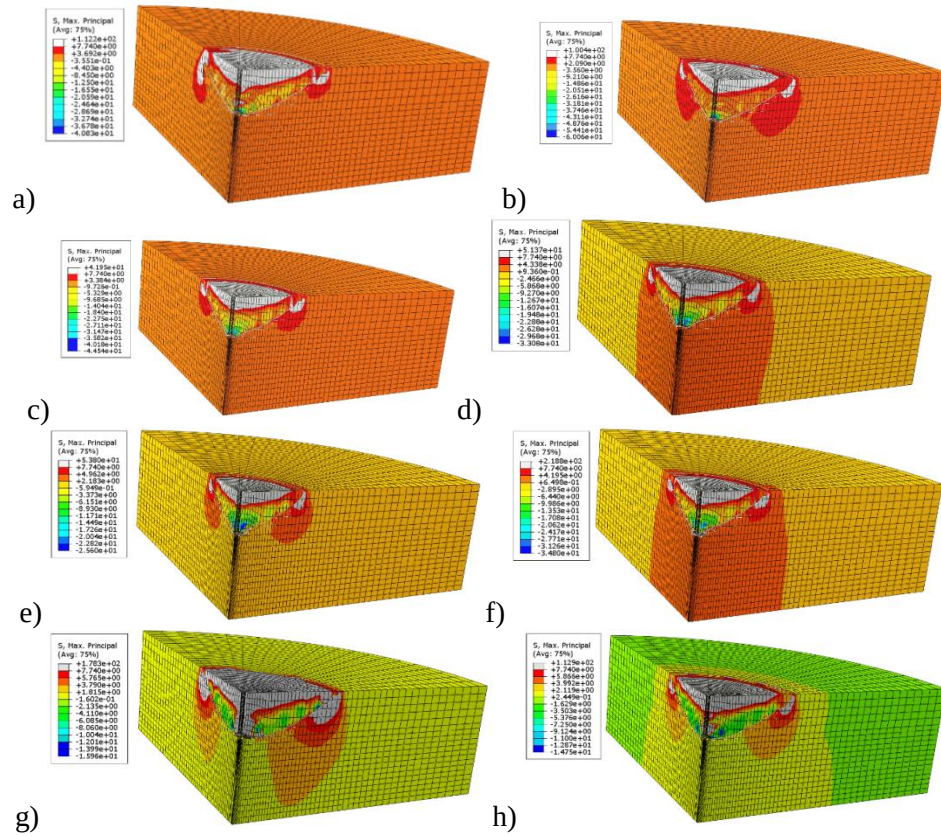
⁸ W symulacjach MES, skałę wg. nazewnictwa stosowanego w programie ABAQUS, nazywano jako liniowo-sprężystą. Z uwagi na stosowany warunek pęknięcia (stałość energii pęknięcia), raczej należy mówić o ośrodku sprężysto - kruchym o liniowym przebiegu energii pęknięcia, dla którego: moduł Younga $E=14,276$ GPa, współczynnik Poissona $\nu=0.247$, wytrzymałość na rozciąganie $f_t=7,74$ MPa, oraz energia pęknięcia $G_F= 0,335$ N/mm (z uwagi na ograniczoną ilość danych pomiarowych zdecydowano użyć parametrów fikcyjnych, jednak mieszczących się w obszarze parametrów wytrzymałościowych badanych skał)



Rys. 97. Warunki obciążenia modelu i osadzenia węzłów brzegowych - przykłady orientacji wektorów F_r zaczepionych w danym węźle siatki elementów

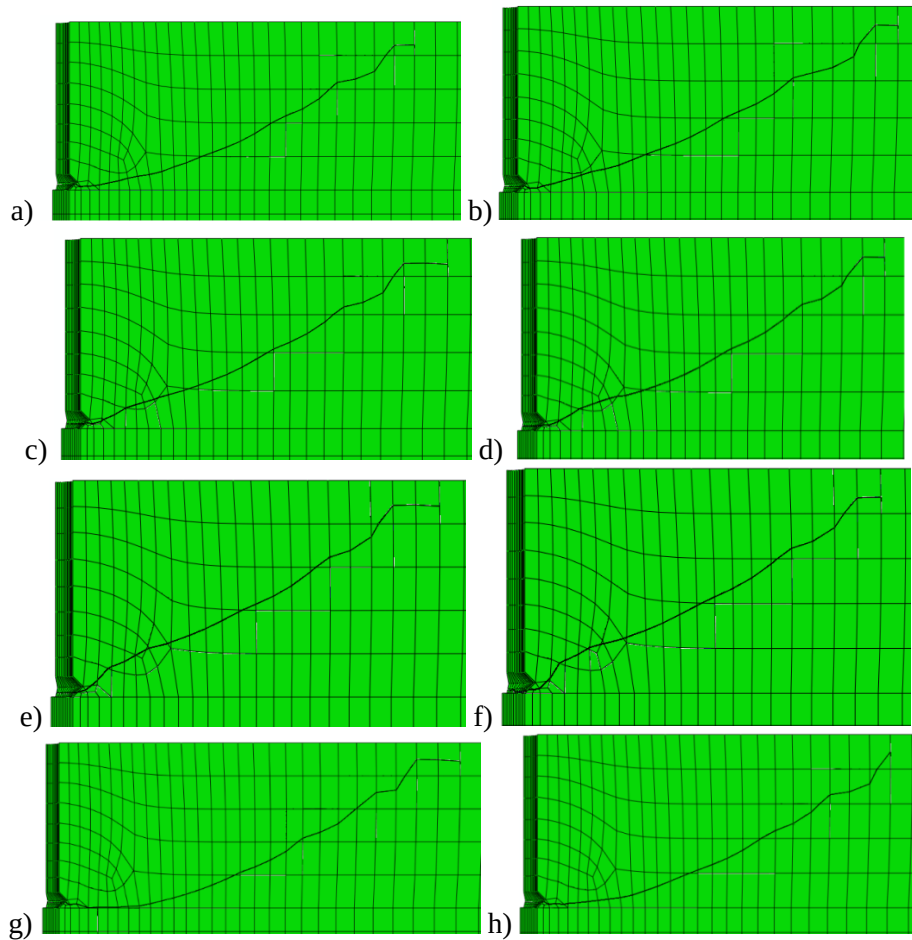
Węzłom siatki modelu poniżej głębokości otworu odebrano wszystkie stopnie swobody, zakładając, że model dotyczy walcowego wycinka półprzestrzeni skalnej. Z kolei górna część modelu (nad linią partycji) nie ma założonych warunków brzegowych. Eksperymenty wykazywały, że z uwagi na proporcje głębokości kotwienia oraz promienia modelu nie obserwuje się wpływu podpór na potencjalny rozkład naprężeń w obszarze modelowania.

Uzyskane przebiegi szczelin prowadzących do potencjalnego odspajania brył skalnych, dla analizowanych przypadków obciążenia skały wyrywana głowicą podcinającą, ilustruje rys. 97 oraz rys. 98. Z uwagi na automatyczny dobór zakresu naprężeń (program ABAQUS) wyświetlanego na generowanych mapach normalnych naprężeń głównych ($\sigma_{\max} = \sigma_1$), stosunkowo duże obszary wyświetlane są w kolorze szarym, co sygnalizuje, że zostały w tych obszarach przekroczone wartości naprężeń wynikających z zadeklarowanej wcześniej wartości naprężeń dopuszczalnych na rozciąganie (plus założona tolerancja) dla danego ośrodka skalnego (rozciąganie). Skrajnie natomiast, kolor niebieski najczęściej ilustruje rozkład naprężeń ściskających. W badaniach, na wygenerowanych bitmapach wyników symulacji, stosowano różne wartości skali powiększenia przemieszczeń/deformacji, celem lepszego zilustrowania zachowania się materiału skalnego w okolicach kotwy lub lepszego zilustrowania przebiegu szczeliny (lub powierzchni dla modeli 3D lub linii pęknięcia dla modeli płaskich). Widać wyraźnie, że w górnej strefie modelu (w okolicy otworu pod kotwą) pojawiają się naprężenia rozciągające, co może świadczyć o zginaniu odspajanej bryły skalnej, sprzyjające jej potencjalnym spękanom w tej strefie (w skrajnej sytuacji).



Rys. 98. Przebieg powierzchni zniszczenia dla modelu 3D wrywania pojedynczej kotwy, dla: a) - f) współczynnika tarcia $\mu = 0,00; 0,1; 0,15; 0,75; 1,0; 1,5$ oraz g) i h) odpowiednio dla: $\mu = 0,1$ i $\mu = 0,25$

Dla lepszego zobrazowania trajektorii szczeliny, na rys. 99, przedstawiono powiększony fragment siatki (bez naprężeń) w okolicy propagującej szczeliny. W tym przypadku skala przemieszczeń była standardowa dla programu (1:1), stąd rozwarcie szczeliny nie jest widoczne. Widoczna jest tylko linia pęknięcia.



Rys. 99. Przebieg i zasięg szczeliny dla:
 a) - f) współczynnika tarcia $\mu = 0,00; 0,1; 0,15; 0,75; 1,0; 1,5$
 oraz g) i h) odpowiednio dla: $\mu = 0,1$ i $\mu = 0,25$

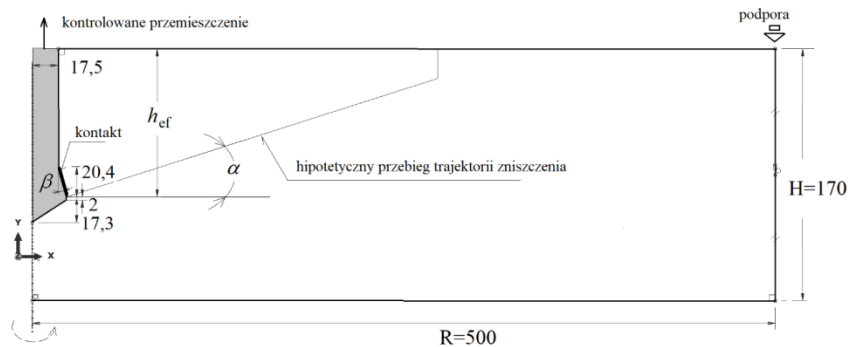
Wyniki wskazują na wpływ współczynnika tarcia μ na przebieg i zasięg szczeliny odspajającej. Zmiana współczynnika tarcia μ powoduje zmianę kształtu przebiegu propagacji szczeliny odspajającej. Kształt przebiegu zmieniał się z paraboloidalnego na asymptotyczny do powierzchni swobodnej skały (górna powierzchnia pozioma modelu), co powodowało zwiększenie zasięgu, a co za tym idzie objętości teoretycznego odspojenia. Takie też efekty zaobserwowano w niektórych przypadkach, w trakcie badań terenowych. We wszystkich niemal przypadkach symulacji, nie udało się doprowadzić do wyjścia szczeliny na swobodną powierzchnię modelu (przyczyny opisano we wprowadzeniu).

5.2.2. Symulacje z użyciem pojedynczej kotwy - zagadnienie kontaktowe, model osiowo - symetryczny

Z przeprowadzonej i opisanej w poprzednim rozdziale analizy zagadnienia stwierdzono, że lepsze wyniki, niż w modelu płaskim ze zdyskretyzowanym działaniem siły, uzyskuje się traktując oddziaływanie kotwy na skałę, jako zagadnienie kontaktowe z tarciem - model lepiej oddaje rzeczywiste zachowanie się układu kotew - skała. Dla tego samego rodzaju skał, problemem jest jednak ustalenie wartości współczynnika tarcia μ , jaki potencjalnie może występować w danych warunkach górniczo geologicznych, gdzie prowadzony jest proces wyrywania kotew. Przykładowo zmiana wilgotności skał, zmiana ich parametrów wytrzymałościowych, uziarnienie i rodzaj lepiszcza, itp., przekładać się może na zmianę wartości współczynnika tarcia μ . Stąd też symulacje prowadzono dla hipotetycznych wartości współczynnika tarcia głowicy o skałę, w tym wynikające, np. z porównywalnych wartości stwierdzonych dla narzędzi górniczych oraz w kontakcie kotew z betonem (Cook, Doerr i Klingner [44, 45], Jonak, Szkudlarek i Podgórski [77, 103, 114]).

Standardowo, w analizie posłużono się modelem oddziaływania kotwy z udziałem tarcia, jak na rys. 96a. Analizę prowadzono z użyciem systemu FEM - ABAQUS [2]; zastosowano algorytm X-FEM. Analizie poddano początkowy kąt α penetracji szczeliny (powierzchni zniszczenia), gdyż decyduje on o wielkości (objętości V) brył skalnych odspajanych w procesie eksperymentalnego, kontrolowanego wyrywania kotwy podcinającej. Dla celów analizy przyjęto model osiowo-symetrycznego oddziaływania kotwy podcinającej na ośrodek skalny, jak na rys. 100. Założono promień modelu $R=500$ mm oraz wysokość próbki $H=170$ mm. Zależnie od celu symulacji głębokość kotwienia przyjęto $h_{ef}=100$ mm lub 50 mm. Jak wynika z wymiarów modelu, proporcja promienia rozmieszczenia podpór (trzy podpory rozłożone równomiernie na założonej średnicy) urządzenia wyrywającego kotwę R do efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} , tj. R/h_{ef} wynosiła 5 dla $h_{ef}=100$ mm. Taka wartość proporcji, w świetle metody CCD (*Cone Capacity Design Method*) [29, 43, 48, 49, 143, 148] oraz przeprowadzonych badań terenowych jest wystarczająca, aby nie zachodziło, potencjalnie istotne, oddziaływanie podpór na rozkład naprężeń w strefie tworzenia *stożka zniszczenia*. Wymiary podcięcia skały, odwzorowujące zarys kotwy po montażu (po podcięciu skały) przedstawia rys. 100. Wysokość części stożkowej głowicy założono równą 20,4 mm, średnica symulowanego otworu wyniosła $\phi=2 \times 17,5$ mm=35 mm, co odpowiada zalecanej średnicy otworu dla kotwy typu HILTI o średnicy/gwincie M20 (mm). Kąt stożkowej części głowicy β , standardowo w analizie wynosił

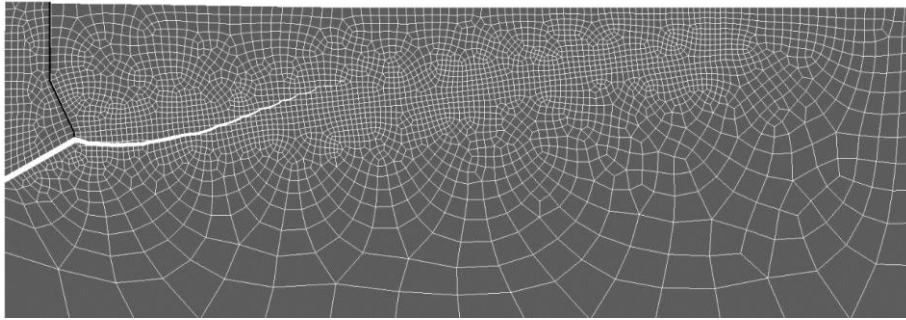
20°; był zmieniany zależnie od celu symulacji, co opisano w dalszej części monografii.



Rys. 100. Model osiowo-symetryczny oddziaływania kotwy na skałę: β - kąt głowicy kotwy, α - potencjalny kąt stożka zniszczenia

Oddziaływanie powierzchni stożkowej głowicy na skałę traktowano jako zagadnienie kontaktowe. Założono kontakt pomiędzy skałą i kotwą na powierzchni stożkowej i górnej walcowej typu *Surface-to-surface contact*. W systemie ABAQUS zastosowano opcję tarcia typu *Penalty* (strefę kontaktu oznaczono linią pogrubioną na rys. 100, jest to jedyne miejsce, w którym rzeczywista kotwa ma fizyczny kontakt w materiale skalnym – utwierdzenie kształtowe). Warunki symulacji tarcia w kontakcie w programie ABAQUS, opisano w części wprowadzającej rozdziału.

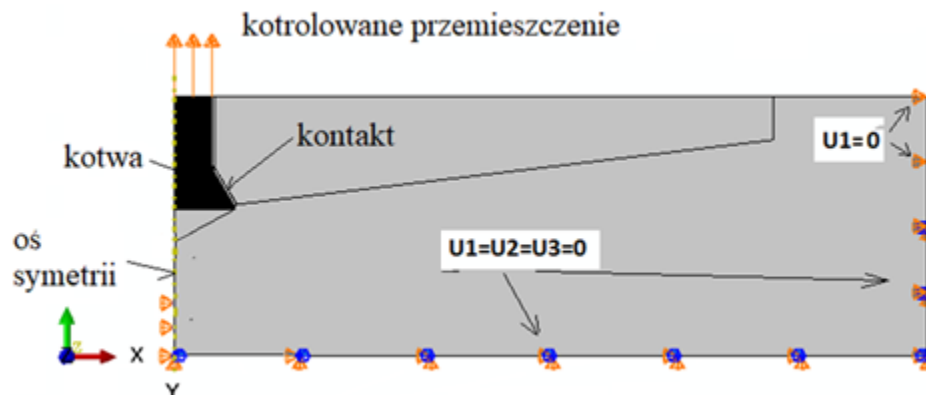
Program ABAQUS umożliwia generowanie siatek na kilka sposobów. W przeprowadzonej analizie wykorzystano opcję, gdzie możliwe jest zadeklarowanie interesujących z punktu widzenia prowadzonej analizy, odcinków modelu, gdzie siatka powinna być wstępnie zagęszczona (celem podniesienia precyzji analizy), według zadeklarowanego wstępnie wymiaru boku elementów. W dalszym etapie, w kolejnych iteracjach algorytmu programu budują sukcesywnie siatkę dostosowaną do szczegółów geometrii modelu. W trybie automatycznego generatora siatki elementów skończonych modelu, uzyskano finalnie siatkę jak na rys. 101. Zastosowano elementy płaskie CAX4R (opis elementu w części wstępnej rozdziału). W rejonie przewidywanej propagacji powierzchni pęknięcia (rys. 101) przewidziano zagęszczenie siatki (opierając się głównie o przesłanki metody CCD dotyczące kształtowania się kąta α stożka zniszczenia ($\alpha \approx 35^\circ$), a więc położenia potencjalnej szczeliny). Rys. 101 ilustruje siatkę w określonej fazie propagacji szczeliny, z jej znaczącym rozwarciem, wynikającym z zastosowanej skali deformacji (opcja w programie ABAQUS).



Rys. 101. Siatka elementów skończonych modelu z zagęszczeniem w okolicy hipotetycznej propagacji „stożka” zniszczenia (w rozwiniętej fazie propagacji szczeliny i w dużej skali deformacji)

Utwierdzenia węzłów siatki elementów skończonych modelu (rys. 102), dokonano w osi modelu (pod kotwą) oraz wzdłuż dolnego (poziomego) i skrajnego boku modelu. Utwierdzeniom poniżej głębokości kotwienia odebrano wszystkie stopnie swobody ($U_1=U_2=U_3=0$). Powyżej tej głębokości węzłom pozostawiono jeden stopień swobody (translacyjny, wzdłuż pionowego boku modelu). Ten sposób utwierdzenia jest odmienny niż w modelu 3D, gdzie nie utwierdzano tych węzłów. Celem tego zabiegu było sprawdzenie czy występuje potencjalny wpływ utwierdzeń w podporach, na rozkład naprężeń w obszarze modelowania.

Kotwie zadawano kontrolowane przemieszczenie, pionowo do góry, wzdłuż osi kotwy (wzdłuż osi Y modelu).



Rys. 102. Warunki brzegowe i osadzenia węzłów brzegowych modelu

Do analizy przyjęto materiał *typu* piaskowiec o wytrzymałości na rozciąganie $f_t=7,74$ MPa.

Z uwagi na potrzeby symulacji założono także:

Piaskowiec: materiał - liniowo- sprężysty o parametrach (różne kombinacje):

- a) moduł Younga $E_1 = 14276$ MPa oraz współczynnik Poissona $\nu_1 = 0.15$ oraz $\nu_2 = 0.20$
- b) moduł Younga $E_2 = 9287$ MPa oraz współczynnik Poissona $\nu_3 = 0.25$ oraz $\nu_4 = 0.30$.

Doboru parametrów fizycznych i mechanicznych ośrodka skalnego dokonano w oparciu o badania własne [107, 105, 119], jak i informacje zawarte, np. w [44, 45]. Współczynnik tarcia μ w kontakcie kotwa stalowa - ośrodek skalny, wg różnych danych literaturowych, przyjmowany jest na poziomie 0,35-0,65, najczęściej średnio 0,4-0,5 (np. Cook i in. [44]).

Wartości współczynnika tarcia kotew metalowych w kontakcie z piaskowcem są trudne do wyznaczenia w warunkach badań terenowych. Dlatego, do celów porównawczych, symulację przeprowadzono dla różnych współczynników tarcia mechanicznego kotwy ze skałą (najczęściej równych $\mu_1 = 0,2$ oraz $\mu_2 = 0,4$).

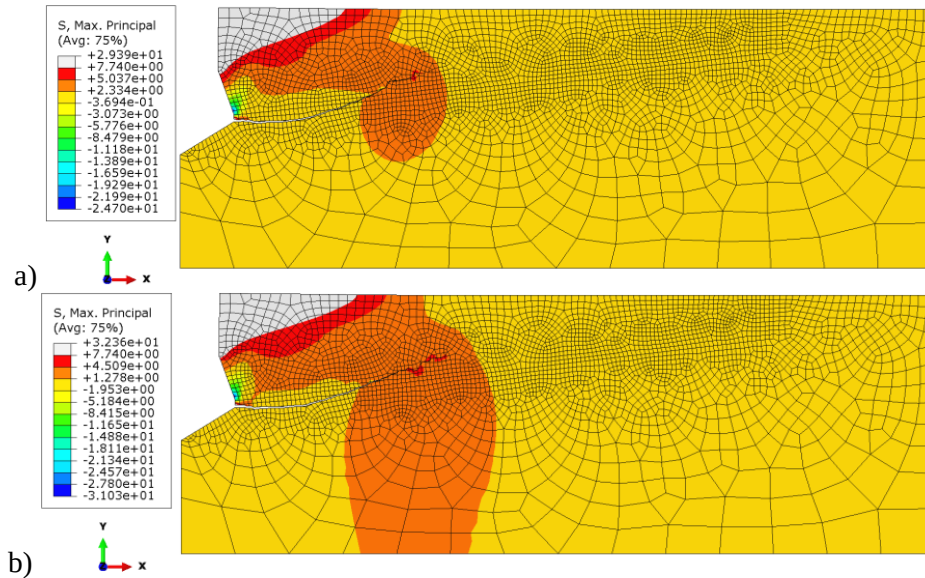
Kotwa stalowa modelowana była jako materiał sprężysty, izotropowy, gdzie moduł Younga wynosił $E = 210000$ MPa, a współczynnik Poissona $\nu = 0,3$.

Warunki inicjacji i rozwoju zniszczenia, wg dokumentacji ABAQUS (istotę modelowania opisano w początku rozdziału):

- inicjacja zniszczenia: największe naprężenia główne $\sigma_{max} = f_t = 7,74$ MPa.
- warunek propagacji zniszczenia: typ: *Energy*, opcja: *Softening: Linear. Damage for traction separation Laws: Maximal Principal Stress Damage, Fracture Energy = 0,335* N/mm.

W wyniku przeprowadzonej analizy wrażliwości modelu ustalono, że najodpowiedniejsza jest dyskretyzacja modelu elementami o długości boku 2 mm, mierzonej wzdłuż hipotetycznej trajektorii zniszczenia - prosta pod kątem $\alpha = 35^\circ$. Testy prowadzono dla różnych siatek, o różnej ilości elementów i węzłów, oraz sposobu generowania siatki. Analiza wrażliwości modelu na wielkość elementów siatki polegała na obserwacji zarówno czasu realizacji obliczeń, jak i gładkości powierzchni powstającej po wygenerowaniu szczeliny (linii pęknięcia). Długie czasy obliczeń najczęściej prowadziły do przerwania obliczeń z uwagi na przekroczenie założonej wcześniej, dopuszczalnej liczby iteracji.

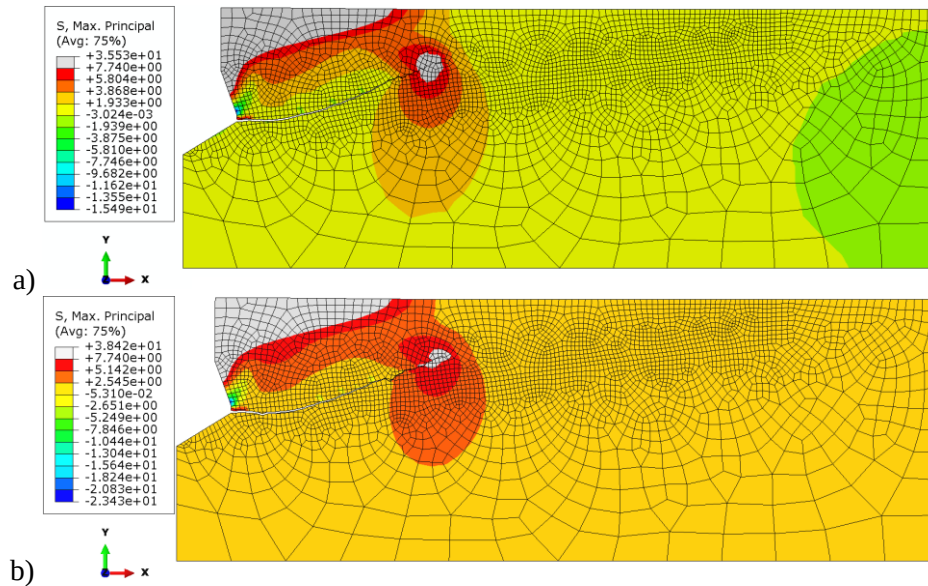
W jednym z etapów analizy założono stałą wartość współczynnika tarcia Coulomba równą $\mu_2=0.4$ oraz $h_{ef}=50\text{mm}$. Wartość kąta stożka głowicy β była stała i wynosiła 20° . Wyniki przeprowadzonych symulacji przedstawiają rys. 103 - .107. Badano wpływ wartości współczynnika Poissona ν na kształtowanie się trajektorii szczeliny (linii pęknięcia).



Rys. 103. Początkowy przebieg propagacji zniszczenia oraz rozkład naprężeń maksymalnych $\sigma_{\max}$ dla: $E_2 = 9287\text{MPa}$, $\mu = 0.4$, $\beta = 20^\circ$, $h_{ef} = 50\text{mm}$ oraz a) $\nu_3 = 0.25$, b) $\nu_4 = 0.30$

Z rysunku rys. 103 wynika, że wzrost współczynnika Poissona z wartości $\nu = 0.25$ do 0.30 powoduje, że w początkowym etapie rozwoju pęknięcia, maleje początkowy kąt propagacji zniszczenia α . Rośnie wielkość odkształceń materiału w kierunku prostopadłym do osi głowicy kotwy, w kierunku osi OX - szczelina penetruje bardziej intensywnie w głąb materiału (rys. 103b).

W analizie stwierdzono wyraźny wpływ modułu Younga E na propagację szczeliny. Generalnie, im większa wartość modułu E , tym mniejsza penetracja trajektorii w głąb materiału. Zmiana współczynnika Poissona ν dodatkowo różnicuje uzyskane przebiegi.



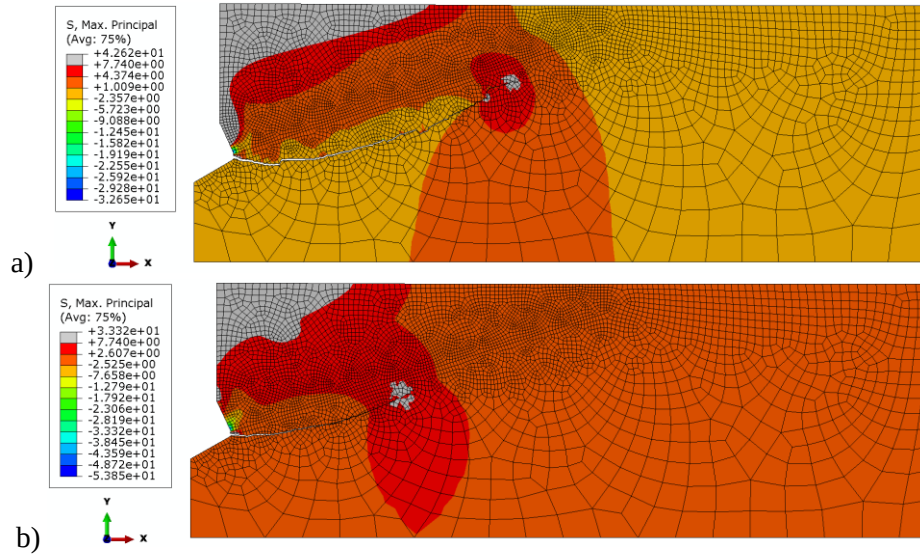
Rys. 104. Przebieg propagacji zniszczenia oraz rozkład naprężeń maksymalnych $\sigma_{\max}$ dla: $E_2=14276$ MPa, $\mu=0,4$, $\beta=20^\circ$, $h_{ef}=50$ mm, oraz a) $\nu_1=0,15$, b) $\nu_2=0,20$

Z badań wynika, że wzrost współczynnika ν sprzyja nieznacznemu wzrostowi zasięgu strefy zniszczenia oraz wzrostowi wglębnej penetracji strefy zniszczenia (maleje początkowa wartość kąta α).

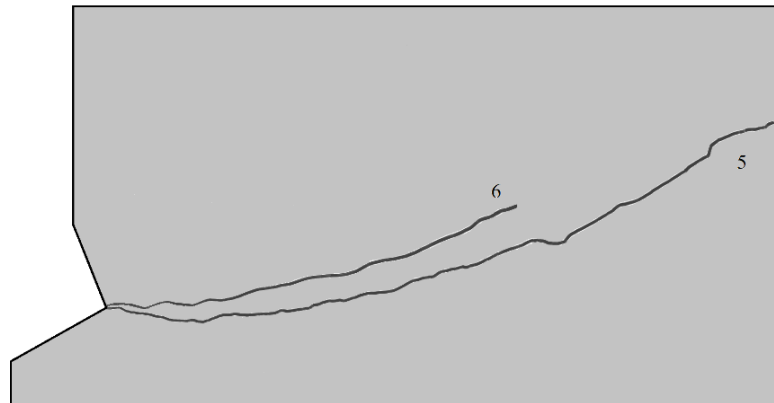
Dla poszerzenia zakresu symulacji, celem zbadania wpływu współczynnika tarcia na przebieg propagacji strefy zniszczenia skały, w kolejnym etapie analizy przyjęto $E_2=14276$ MPa oraz $\nu_3=0,25$. Symulacje przeprowadzono przyjmując współczynnik tarcia $\mu_1=0,2$ oraz $\mu_2=0,4$ oraz $h_{ef}=100$ mm. Wyniki symulacji przedstawia rys. 105.

Z rys. 105 wynika wyraźnie, że wzrost współczynnika tarcia μ ogranicza wglębną penetrację strefy zniszczenia. Rośnie wyraźnie początkowa wartość kąta *stożka* zniszczenia α .

Zależność tę bardziej wyraźnie ilustruje rys. 106, gdzie dokonano nałożenia obu trajektorii na jeden wykres.



Rys. 105. Przebieg propagacji zniszczenia oraz rozkład naprężeń maksymalnych: $E_1 = 14276$ MPa, $\nu_3 = 0,25$, $\beta = 25^\circ$: a) $\mu_1=0,2$; b) $\mu_2=0,4$



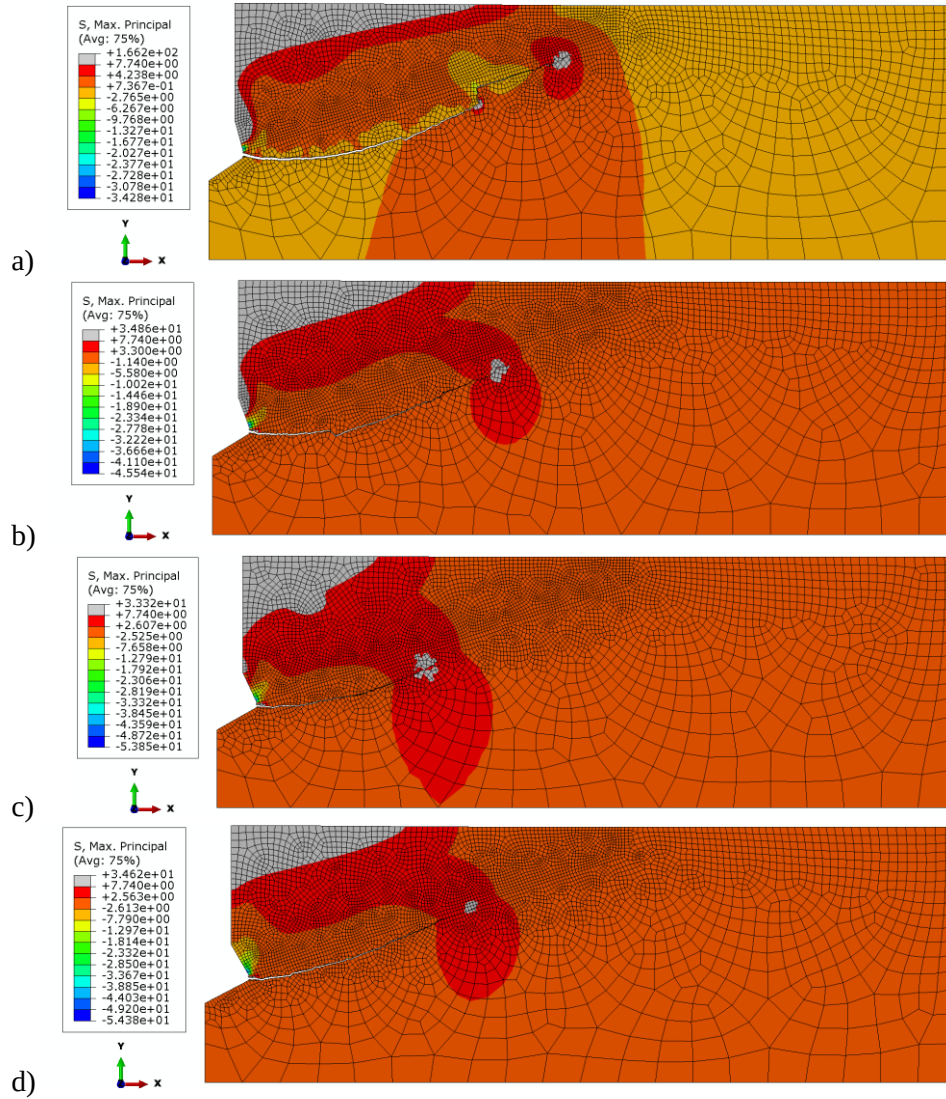
Rys. 106. Porównanie trajektorii zniszczenia: $E_1 = 14276$ MPa, $\nu_3=0,2$; 5 - współczynnik tarcia $\mu_1 = 0,2$; 6 - współczynnik tarcia $\mu_2 = 0,4$

Przebieg trajektorii 5 (rys. 106) dla danych materiałowych - $E_1=14276$ MPa, $\nu_3=0,2$ oraz współczynnika tarcia $\mu = 0,2$, w początkowym etapie pokazuje, że szczelina penetruje znacznie głębiej w materiał oraz ma znacznie większy zasięg wzdłuż osi $0X$ przyjętego układu współrzędnych. Przebieg trajektorii 6 (rys. 106), dla danych materiałowych - $E_1=14276$ MPa, $\nu_3=0,2$ oraz dla współczynnika tarcia $\mu_2=0,4$ ma mniejszy zasięg oraz w mniejszym stopniu penetruje w głąb materiału niż dla przebiegu 5.

Uzyskane wyniki badań numerycznych są zbieżne z zaobserwowanymi podczas badań nośności kotew montowanych w betonie, np. [6]. Parametry fizyczne ośrodka takie jak moduł Younga E , współczynnik Poissona ν oraz współczynnika tarcia mechanicznego kotwy o skałę μ , mają istotny wpływ na przebieg niszczenia ośrodka skalnego. Wpływ ten jednak jest różny. Najbardziej wyraźny wpływ zaobserwowano dla modułu Younga E oraz współczynnika tarcia μ . Mniej wyraźny wpływ występuje w przypadku współczynnika Poissona ν .

Symulowany dodatkowo wpływ kąta głowicy podcinającej β na zasięg odspajania jest jednoznaczny (rys. 107).

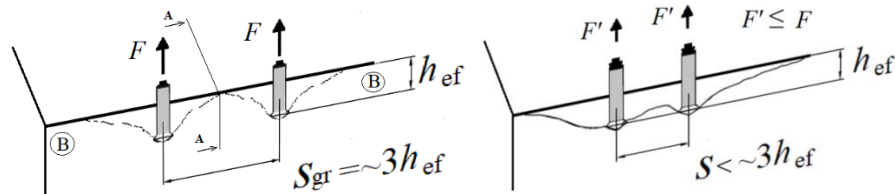
W miarę wzrostu wartości kąta stożka głowicy β , występuje wyraźne zmniejszenie wgłębnej penetracji szczeliny (rys. 107d), co przekłada się na zmniejszenie zasięgu strefy zniszczenia Z (maleją rozmiary stożka zniszczenia). Zatem objętość V odspajanych brył również będzie maleć.



Rys. 107. Wpływ kąta głowicy β , na zasięg stożka zniszczenia, $h_{ef}=100\text{mm}$, $\mu=0,4$:
a) $\beta = 15^\circ$, b) $\beta = 20^\circ$, c) $\beta = 25^\circ$, d) $\beta = 30^\circ$

5.2.3. Symulacje zasięgu zniszczenia dla układu dwóch kotew

Ten przypadek przedstawia rys. 108. W badaniach terenowych stwierdzono występowanie interakcji stożków zniszczenia podczas wrywania układów wielokotwowych. Sytuacja jest zbliżona do występującej podczas urabiania skał głowicami wielonarzędziowymi (interakcja skrawów), co jest znane i opisane w literaturze.



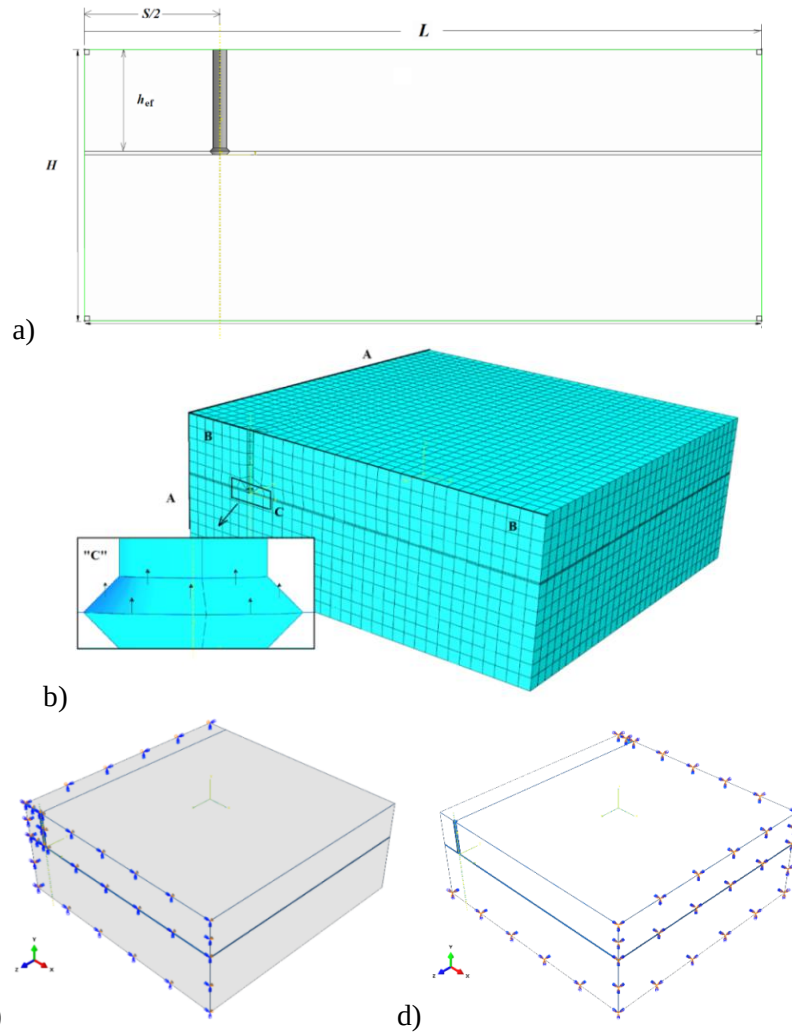
Rys. 108. Wpływ interakcji stożków zniszczenia podczas wrywania zespołu 2 kotew, A-A - przekrój w jednej z płaszczyzn symetrii modelu, B - B płaszczyzna przekroju przez osie kotew; a) przypadek, gdzie rozstaw $s \approx 3h_{ef}$, b) przypadek, gdzie $s < 3h_{ef}$

Badanie numeryczne efektu zniszczeniu występującego w układzie dwóch kotew (rys. 108) oparto na modelu przedstawionym na rys. 109. Układ kotew z rys. 108 posiada dwie osie symetrii, gdzie jedna przechodzi przez osie kotew (płaszczyzna B-B), a druga natomiast przechodzi prostopadle do linii łączącej osie kotew w połowie rozstawu kotew s , przekrój A - A.

Ze względu na symetrię osiową, na rys. 109a przedstawiono widok na ćwiartkę modelu 3D FEM grupy dwóch kotew M12. W rozpatrywanym modelu założono ruch kotwy wzdłuż osi OY układu współrzędnych rys. 109.

W analizowanym przypadku, siłę wrywającą kotwę F zastąpiono obciążeniem rozłożonym w węzłach siatki podcięcia stożkowego wykonanego przez kotwę w skałę, jak na rys. 109.

W przypadku tej analizy, model geometryczny miał kształt prostopadłościanu. Ze względu na symetrię modelu do obliczeń wykorzystano jego ćwiartkę w wymiarach: długość $L=1000$ mm, szerokość $B=1000$ mm, wysokość $H=400$ mm. W ćwiartce modelu uwzględniono połowę otworu na jedną kotwę. Kierunek obciążenia: przyłożone do powierzchni styku kotwy i skały (w węzłach siatki MES), pionowo - wzdłuż osi Y o wartości 10000 N/mm^2 . Obciążenie zadawane narastająco, w zadeklarowanych przyrostach siły (program standardowo mnoży zadaną siłę przez interwał z zakresu $(0,1)$ - standardowo w każdym kroku przyrost $\Delta=0.05$), w każdym kroku symulacji, do chwili zatrzymania programu po osiągnięciu założonej liczby iteracji.



Rys. 109. Charakterystyka modelu użytego do symulacji MES 3D wrywania zespołu dwóch kotew: a) budowa modelu z symetrią układu dwóch kotew, b) siatka strukturalna modelu oraz układ sił elementarnych w węzłach powierzchni podcięcia skały, c) sposób utwierdzenia węzłów w płaszczyznach symetrii modelu, d) sposób utwierdzenia węzłów brzegowych modelu

Warunki brzegowe: na podstawie i ścianach bocznych odebrano trzy translacyjne stopnie swobody (rys. 109d). Zastosowano utwierdzenia: płaszczyzny zewnętrzne pionowe i dolna - utwierdzone, pionowe środkowe - symetria (rys. 109c). Zależnie od płaszczyzny symetrii są to tutaj płaszczyzny XOY oraz ZOY. Węzłom modelu skały ułożonym w tych płaszczyznach odebrano (stosownie do płaszczyzny) translację w kierunku osi Z lub X. Dla

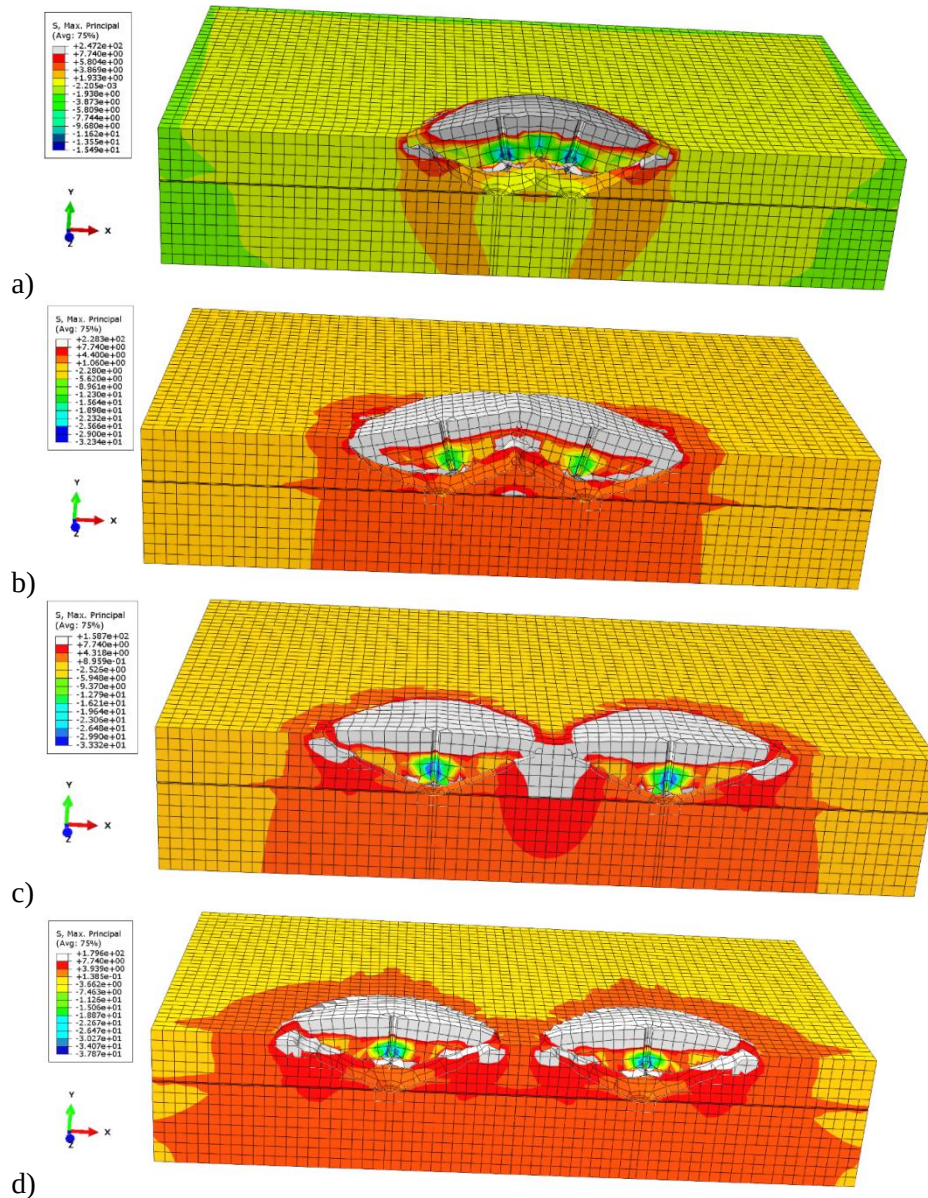
węzłów kotwy ulokowanych w płaszczyźnie przekroju YOX odebrane są tylko translacje w kierunku osi Z.

Siatka elementów skończonych. W górnej części modelu siatka jest zbudowana z elementów heksaedrycznych (cztery ściany) o układzie strukturalnym. W dolnej części modelu siatka z elementów heksagonalnych o układzie *sweep* (sposób tworzenia kształtu: *sweep* - ciągnięcie wzdłuż krzywej). Do budowy siatki zastosowano elementy C3D8R-elementy ośmiowęzłowe o 3 translacyjnych stopniach swobody w węźle elementu z liniową funkcją kształtu i zredukowanym całkowaniem, z kontrolą *klepsydrowania* (opis we wstępnej części rozdziału). Do budowy siatki zastosowano elementy o wymiarze liniowym 30 mm.

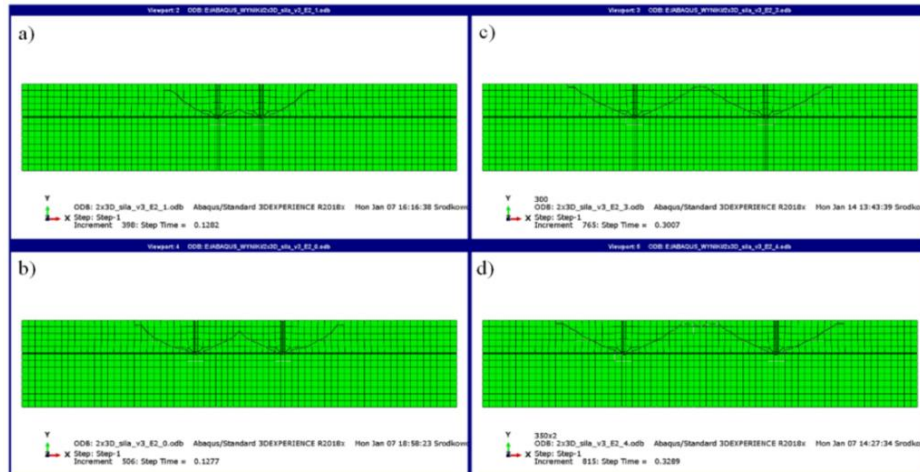
Zgodnie z konwencją programu ABAQUS przyjęto:

- Ewolucja zniszczenia (*Damage evolution*), typ: *energy*, rozkład: *linear* (opcja *softening linear*).
- Kryterium zniszczenia - maksymalne naprężenia główne, „*Maxps*” (ABAQUS) - maksymalne naprężenia na rozciąganie na kierunku głównym $\sigma_{\max}$ (opisano we wstępie rozdziału).
- Materiał: piaskowiec, moduł Younga $E=21276$ MPa, współczynnik Poissona $\nu=0,247$,
- Krytyczne naprężenie główne $\sigma_{\max}=f_t=7,74$ MPa (wytrzymałość na rozciąganie),
- Stabilizacja sztywności: kohezyjna o współczynniku lepkości $\eta=1\times 10^{-6}$ (w celu ułatwienia zbieżności rozwiązania w programie ABAQUS/Standard dla powierzchniowego zachowania kohezyjnego, gdy występuje degradacja sztywności stosowana jest regularyzacja, z założonym współczynnikiem tłumienia kohezyjnego).
- Energia pękania: $G_F=0,335$ N/mm.

Uzyskane wyniki obliczeń numerycznych dla układu dwóch kotew przedstawiono na rys. 110-.111, a w celu lepszej wizualizacji zachodzących zjawisk, pokazano je dla pełnego przekroju, tj. w płaszczyźnie B - B (rys. 108) przechodzącej przez osie dwóch kotew.

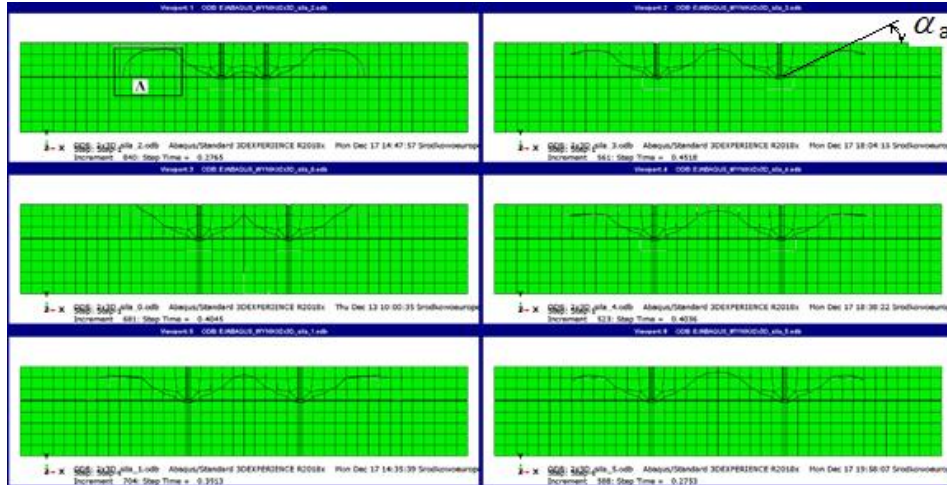


Rys. 110. Efekt interakcji stożków zniszczenia dla układu 2 kotew zależnie od odległości osi kotew: moduł Younga $E = 21276$ MPa, współczynnik Poissona $\nu = 0,247$, $f_t = 7,74$ MPa, $G_F = 0,335$ N/mm: a) $s=130$ mm, b) $s=260$ mm, c) $s=390$ mm, d) $s=450$ mm



Rys. 111. Wpływ interakcji stożków zniszczenia przy głębokości kotwienia $h_{ef} = 100$ mm i zmianie odległości osi kotew: a) $s=130$ mm, b) $s=260$ mm, c) $s=390$ mm, d) $s=450$ mm

Wyniki analizy wykazują wyraźny wpływ interakcji stożków dla mniejszych proporcji s/h_{ef} . W wyniku przeprowadzonych symulacji FEM-3D stwierdzono, że wartość graniczna proporcji s/h_{ef} , dla której występuje interakcja stożków zniszczenia wynosi ~ 5 . Jest to wartość znacząco większa, niż to wynika z zaleceń metody CCD ($s/h_{ef} < 3$), jednak z uwagi na niedoskonałość procedur w programie ABAQUS z precyzyjnym wyznaczeniem trajektorii szczeliny w jej końcowym stadium rozwoju, np. rys. 112 (szczegół „A”), wartość tę należy traktować jako jedynie szacunkową (szczegóły omówiono we wprowadzeniu do analizy MES) do celów porównawczych efektów odspajania w warunkach terenowych, według aktualnych norm oraz w modelowaniu MES. Kąt stożka zniszczenia (kąt propagacji szczeliny) można w tym przypadku wyznaczyć tylko w oparciu o aproksymację niepełnej trajektorii szczeliny α_a .

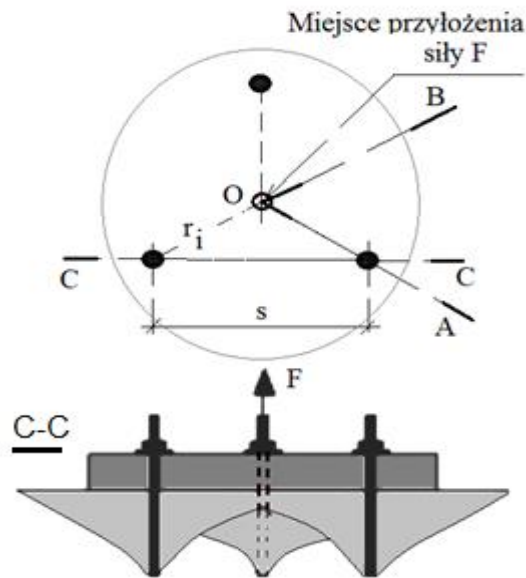


Rys. 112. Wpływ niedoskonałości (ograniczeń) działania algorytmu programu ABAQUS - zawracanie szczeliny w głąb materiału - szczegół „A”, α_a - aproksymowany przebieg kąta stożka zniszczenia

5.2.4. Symulacje zasięgu zniszczenia dla układu trzech kotew

Zagadnienie przeanalizowano, zakładając oddziaływanie na trzy kotwy równocześnie, siły wrywającej umiejscowionej w środku ciężkości figury wyznaczonej przez osie kotew, jak na rys. 113. W praktyce, siła F na kotwy przekazywana jest poprzez sztywną płytę z odpowiednio rozlokowanym otworami do mocowania kotew, jak na rys. 29.

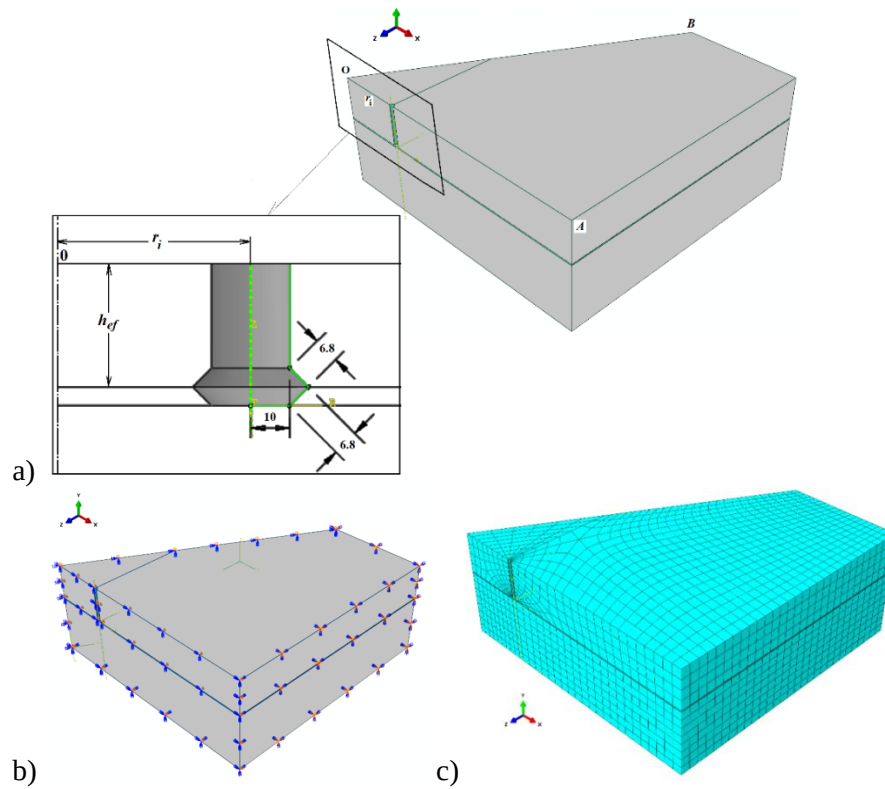
Z uwagi na występujące warunki symetrii modelu z trzema kotwami, analizę prowadzono z użyciem wycinka modelu wyznaczonego przekrojem A0B (rys. 113) lub rys. 114 (przekrój A0B), tzn. „jedna szósta modelu wrywania 3 kotew”. Szczegółowy opis sposobu modelowania jak i dane materiałowe przyjęto jak dla układu 2 kotew, co opisano w poprzednim rozdziale. Rys. 114a ilustruje przedmiotowy fragment modelu z zaznaczonym przekrojem A0B. Warunki symetrii modelu nałożone w programie ABAQUS ilustruje rys. 114b. Dyskretyzację modelu siatką FEM, przedstawia rys. 114c.



Rys. 113. Schemat rozmieszczenia i obciążenia układu 3 kotew

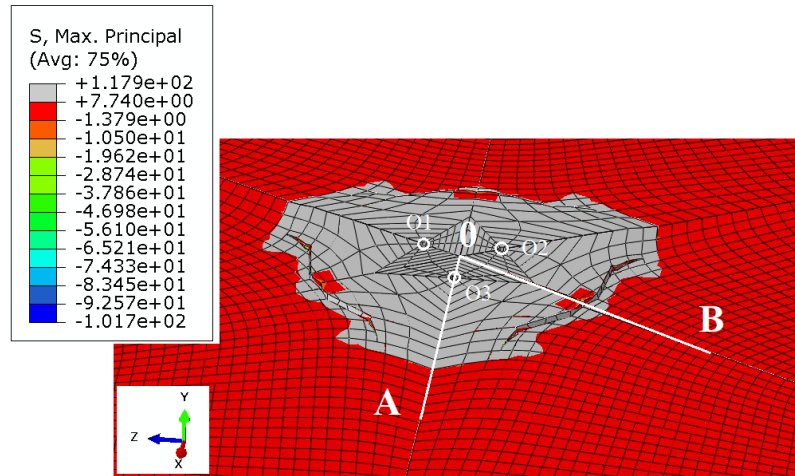
Podpory zastosowane w węzłach otworu pod kotwę (rys. 114b), wynikają z systemowych utwierdzeń dla warunków symetrii w programie ABAQUS i mają odmienną charakterystykę, niż typowe utwierdzenia na brzegach zewnętrznych modelu.

Zmiany rozstawu kotew s przy zadanej głębokości kotwienia h_{ef} , dokonywano zmieniając wartość promienia r_i (rys. 113). W efekcie, zmieniała się również odległość osi kotew s w przekroju C-C (rys. 113), będąca odpowiednikiem rozstawu kotew w układzie 2 kotew. Analizę przeprowadzono dla promienia r_i o wartości odpowiednio: a) 115,47 mm, b) 230,94 mm, c) 346,41 mm i d) 404,14 mm. Odległość osi kotew s , zgodnie z rys. 113, (przekrój C-C) wynosiła odpowiednio 200 mm, 400 mm, 600 mm i 700 mm. Głębokość efektywną kotwienia h_{ef} przyjęto równą 150 mm. Stosunek s/h_{ef} wynosił, zatem odpowiednio 1,33; 2,67; 4,00 i 4,66.



Rys. 114. Charakterystyka modelu użytego w symulacji 3D zespołu 3 kotew:
 a) parametry geometryczne modelu i kotwy, b) warunki symetrii, c) siatka elementów skończonych

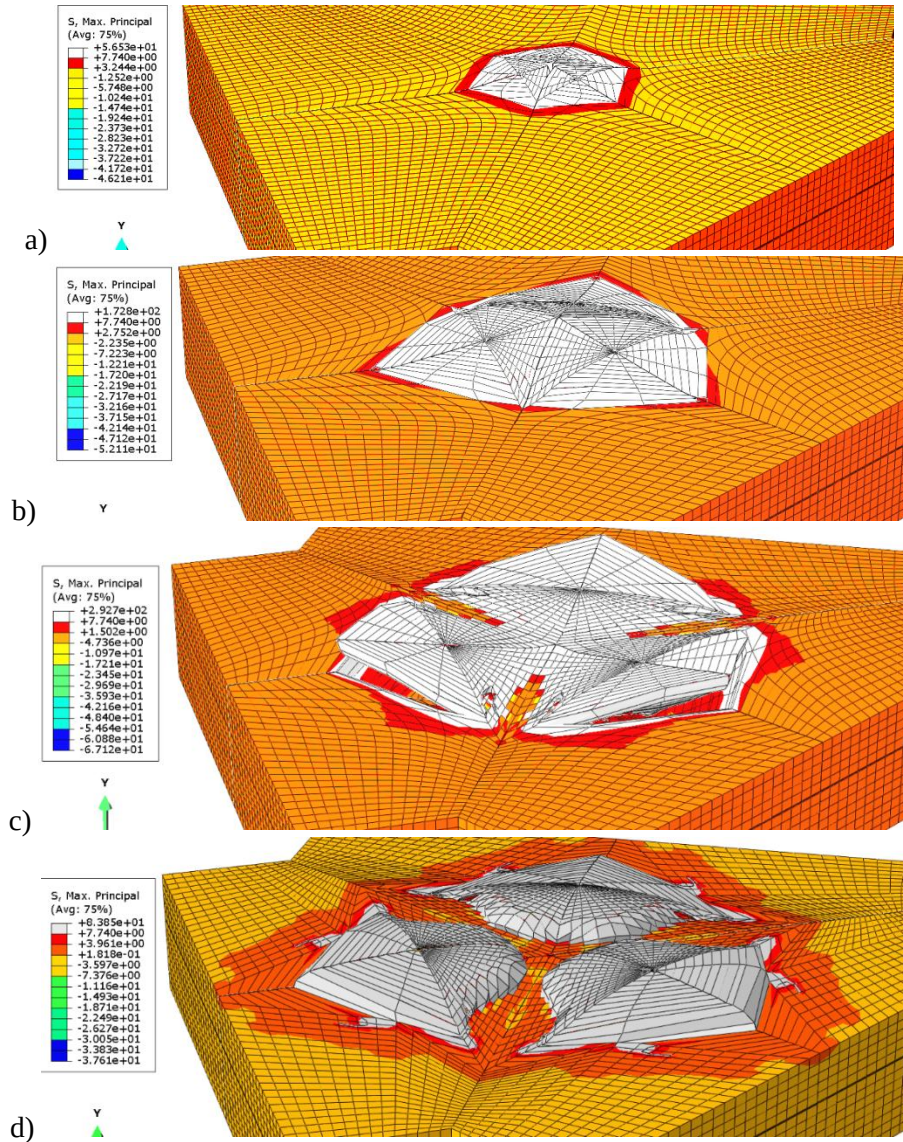
Rozwój strefy zniszczenia, widoczny od strony swobodnej powierzchni skały, ilustruje rys. 115. Widoczne są zarysy kształtującej się strefy zniszczenia w okolicy każdej z kotew.



Rys. 115. Efekt wyrywania zespołu 3 kotew w symulacji MES:

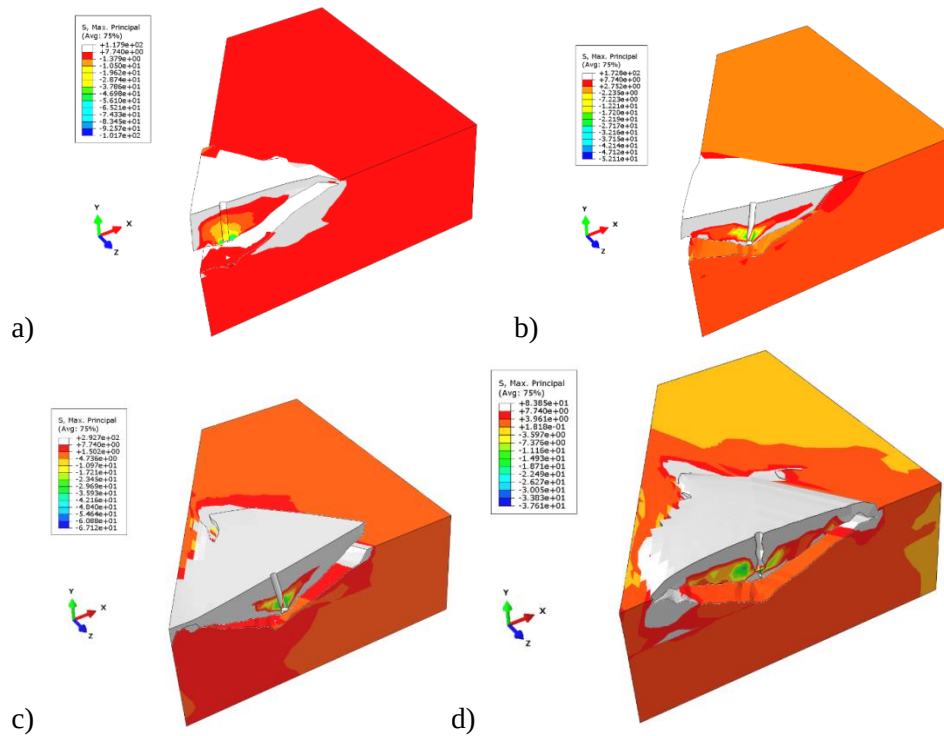
O1÷O3 - środki otworów pod kotwy, 0- środek promienia rozmieszczenia kotew, A0B - rozpatrywany element skały poddawanej działaniu kotw (jedna szóstą modelu 3D),
widok rozkładu największych naprężeń głównych σ_1 , deformacji powierzchni swobodnej skały (w dużej skali przemieszczeń) oraz rozwoju szczelin

Wpływ interakcji stożków zniszczenia od poszczególnych kotew, wobec rosnącego ich rozstawu, pokazano na rys. 116 a, b. Dalszy wzrost odległości kotew prowadzi do powstania sytuacji tożsamej z wyrywaniem trzech pojedynczych kotew (rys. 116 c, d).



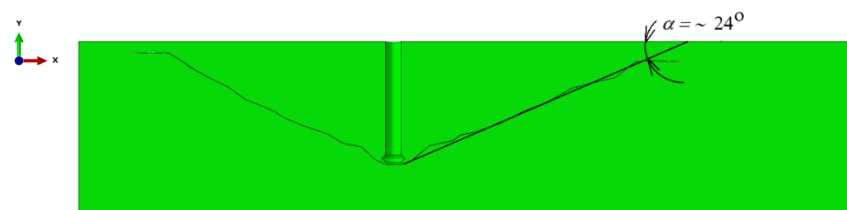
Rys. 116. Malejący wpływ interakcji stożków zniszczenia w miarę wzrostu promienia rozmieszczenia kotew r_i , równego: a) 115,47 mm, b) 230,94 mm, c) 346,41 mm i d) 404,14 mm (powiększona skala deformacji)

Dla lepszego zobrazowania problemu, na rys. 117 przedstawiono kształtowanie się strefy zniszczenia w części skały i wynikającej z przyjętego warunku symetrii układu kotew. Efektywna głębokość kotwienia h_{ef} była jednakowa we wszystkich przypadkach.



Rys. 117. Kształtowanie się strefy zniszczenia w miarę wzrostu promienia rozmieszczenia kotew r_i , równego: a) 115,47 mm, b) 230,94 mm, c) 346,41 mm i d) 404,14 mm (powiększona skala deformacji). Widok jednej szóstej modelu (warunki symetrii), przekrój A0B, jak na rys. 114

Wartość kąta α hipotetycznego stożka zniszczenia (rys. 118) w przypadku modelu MES 3D z trzema kotwami, w rozpatrywanym przekroju modelu, wynosiła średnio około 24° . Z uwagi na niejednoznaczność w określaniu kąta przez program ABAQUS (opisane w rozdz. 2) a poprzez to, pojawiający się efekt kluczenia szczeliny, wyznaczenie tego kąta w sposób porównywalny do metody CCD czy zaproponowanej w monografii dla oszacowań w warunkach badań terenowych (rys. 39), są utrudnione (niejednoznaczne).



Rys. 118. Kształtowanie się kąta stożka zniszczenia α , dla układu trzech kotew, w rozpatrywanym przekroju modelu

5.2.5. Analiza możliwości potencjalnego, naturalnego rozdrabniania skały w strefie stożka zniszczenia

Z dotychczas przeprowadzonych analiz kształtowania się zasięgu szczelin odspajających wynikało, że w okolicy kotwy, poniżej swobodnej powierzchni występują obszary, w których skała jest rozciągana i to w zakresie naprężeń porównywalnych do wytrzymałości na rozciąganie. Powstało przypuszczenie, że w tych obszarach mogą się pojawiać szczeliny tzw., promieniowe, sprzyjające destrukcji stożka zniszczenia na mniejsze frakcje. Z punktu widzenia badań proponowanej technologii odrywania elementów skalnych od calizny, istotnym elementem jest potencjalna obecność spękań promieniowych, która może ułatwić usuwanie oderwanych bloków ze strefy pracy, np. ekip ratowniczych, bez konieczności dodatkowego rozdrabniania mechanicznego. Z drugiej strony, w dotychczas przeprowadzonych analizach numerycznych zagadnienia, które były prowadzone z wykorzystaniem programu MES ABAQUS modeli płaskich oraz zwłaszcza osiowosymetrycznych, nie udało się dokładniej wyjaśnić tego aspektu, dlatego podjęto próbę zbadania problemu potencjalnego powstawania spękań promieniowych, na podstawie modeli 3D MES, spowodowanych oddziaływaniem kotwy podcinającej z ośrodkiem skalnym. Dotychczas publikowane artykuły na ten temat ograniczały się głównie do określenia maksymalnej siły, z jaką można obciążyć kotwę, aby się nie wyrwała oraz określenia momentu, w którym taka siła występuje. Zasięg wyrwania na powierzchni swobodnej (stożek zniszczenia) traktowano, jako sprawę drugorzędną, służącą jedynie przybliżeniu wielkości strefy potencjalnego zniszczenia materiału. Z punktu widzenia tematu monografii jest to jednak bardzo ważny aspekt odspojenia (przewidywanie objętości potencjalnie oderwanej skały oraz rzeczywistej postaci i zasięgu).

Celem tej części badań [116] było określenie mechanizmu propagacji strefy zniszczenia pod wpływem kotwy podcinającej. Badania prowadzono w kontekście potencjalnego powstawania i rozwoju spękań promieniowych prowadzących do rozdzielenia stożka zniszczenia na mniejsze frakcje. Analizy prowadzono w ośrodkach ciągłych, nieuszkodzonych przez spękania i uskoki, przy różnych kombinacjach parametrów mechanicznych ośrodka (wytrzymałość na rozciąganie f_t , energia pękania G_{fc} , współczynnik tarcia μ między powierzchnią głowicy kotwy a skałą).

Założenia do symulacji

Parametry mechaniczne materiałów użytych w symulacji modelu skały i kotwy przedstawiono w tab. 13 i tab. 14.

W prezentowanym eksperymencie modelowanym materiałem był piaskowiec.

Parametry ośrodka skalnego

Tab. 13.

Charakterystyka i model materiału	jednorodny, izotropowy, sprężysty o liniowej charakterystyce
Moduł Younga, E	14,276 GPa
Współczynnik Poissona, ν	0,247
Wytrzymałość rozciąganie, f_t	7,74 MPa
Kryterium pękania	max. principal stress
Rozwój uszkodzenia	Typ: Energy, Softening: linear
Energia pękania, G_{fc}	0,335 N/mm
Stabilizacja	Cohesive with viscosity coefficient $\mu = 1 \times 10^{-6}$

Właściwości stali

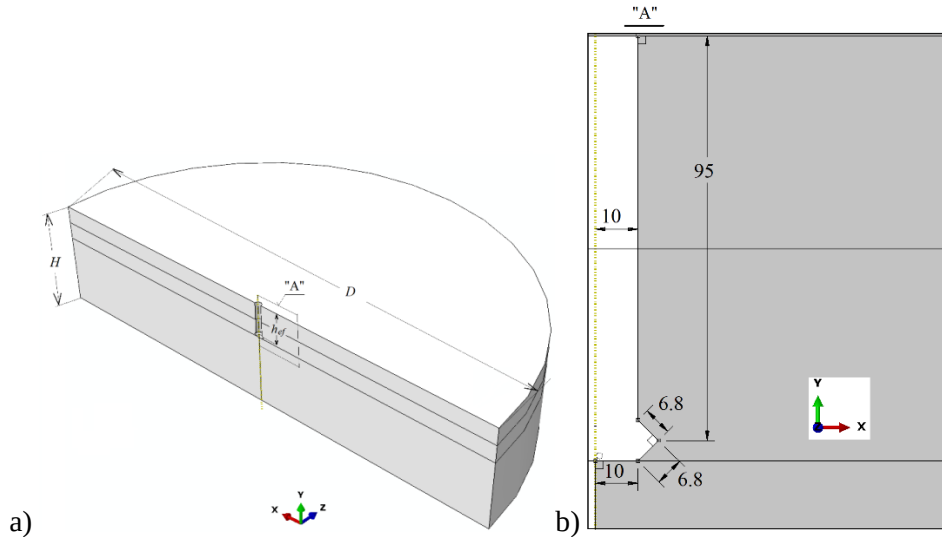
Tab. 14.

Charakterystyka i model materiału	ośrodek liniowo- sprężysty, izotropowy, jednorodny
Moduł Younga, E	210,000 GPa
Współczynnik Poissona, ν	0,3

Geometria modelu

Model geometryczny 3D ośrodka skalnego został zaprojektowany w kształcie walca. Ze względu na symetrię modelu oraz sposób reprezentacji przekrojów w programie ABAQUS, do obliczeń wykorzystano połowę walca (płaszczyzna symetrii obejmuje oś walca) o wymiarach odpowiadających średnicy walca $D=1400$ mm i wysokości $H=300$ mm. W analizie wykorzystano, więc model geometryczny 3D, jak na rysunku rys. 119a. Wymiary otworu

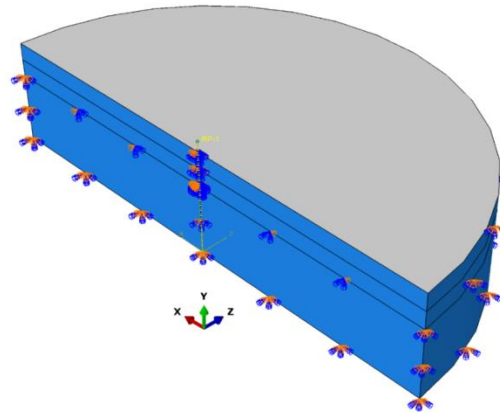
i podcięcia w skale pod kotwę przedstawiono na rysunku rys. 119b (z powiększonym detalem "A" z rysunku rys. 119a). Przyjęto, że efektywna głębokość kotwienia jest równa $h_{ef} = 95$ mm. Duży stosunek D/h_{ef} pozwala uniknąć wpływu podpór, co jest charakterystyczne dla metody wrywania.



Rys. 119. Geometria modelu ośrodka skalnego z uwzględnieniem podcięcia pod kotwę:
 D - średnica, H - wysokość modelu skały, h_{ef} - efektywna głębokość kotwy;
 a) połowa modelu, b) wymiary podcięcia pod kotwę

Warunki brzegowe

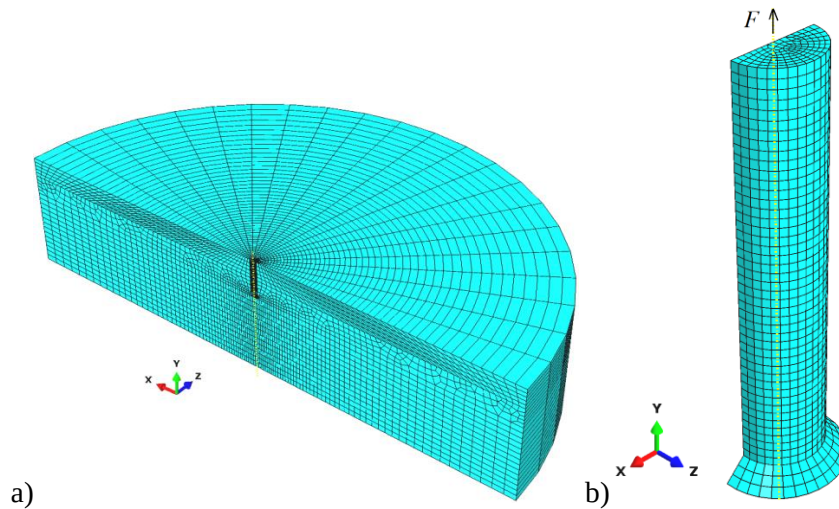
Zastosowano utwierdzenie: w podstawie modelu (walec) i ścianach bocznych do wysokości otworu, węzły modelu pozbawiono trzech translacyjnych stopni swobody $U_1=U_2=U_3=0$, jak na rys. 120. Zaproponowany typ utwierdzeń wynika z faktu, że przyjęty model ośrodka jest przekrojem półprzestrzeni ośrodka skalnego. Wymiary tego modelu przyjęto na tyle duże, że w utwierdzeniach węzłów modelu brak jest wpływu pola naprężeń generowanych przez kotwę i podporę ściągacza kotwy (rys. 120). U_1 , U_2 , U_3 - są to translacje wzdłuż osi przyjętego układu współrzędnych. Model bryłowy walcowy, z utwierdzoną podstawą i częścią węzłów na poboczniczy walcowej z odebranymi wszystkimi stopniami swobody.



Rys. 120. Utwierdzenia węzłów modelu ośrodka skalnego

Zgodnie z procedurą CCD, dla $h_{ef} = 95\text{mm}$, potencjalny zasięg odspojenia zmierzony na swobodnej powierzchni skały wynosił $\sim 1,5h_{ef} = 1,5 \times 95\text{ mm} = 142,5\text{ mm}$. Był on zatem znacznie mniejszy od założonego promienia modelu, który jest równy 700mm (potencjalny brak wpływu utwierdzeń na propagację strefy zniszczenia).

Analizę przeprowadzono dla założonego wymuszenia ruchu kotwy wzdłuż osi Y przyjętego układu współrzędnych; obciążenie przyłożone do górnej powierzchni głowicy kotwy, wzdłuż osi Y, jak na rys. 120b. Wykorzystując procedury programu ABAQUS, w modelu zastosowano między innymi siatkę elementów typu *hexahedral* (sześć ścian) o układzie *sweep* (tworzenie siatki poprzez tzw. *wyciąganie*). Do budowy siatki wykorzystano ośmiowęzłowe elementy liniowe C3D8R o zredukowanym całkowaniu. Jako podstawowe zastosowano elementy o globalnym wymiarze liniowym 14 mm. W celu zmniejszenia zadania obliczeniowego, wzdłuż promienia modelu ($D/2$) zwiększano wymiar elementów na zewnątrz z 5 mm do 30 mm. Model ośrodka skalnego i kotwy, zdyskretyzowany za pomocą elementów skończonych, przedstawiono na rys. 121.

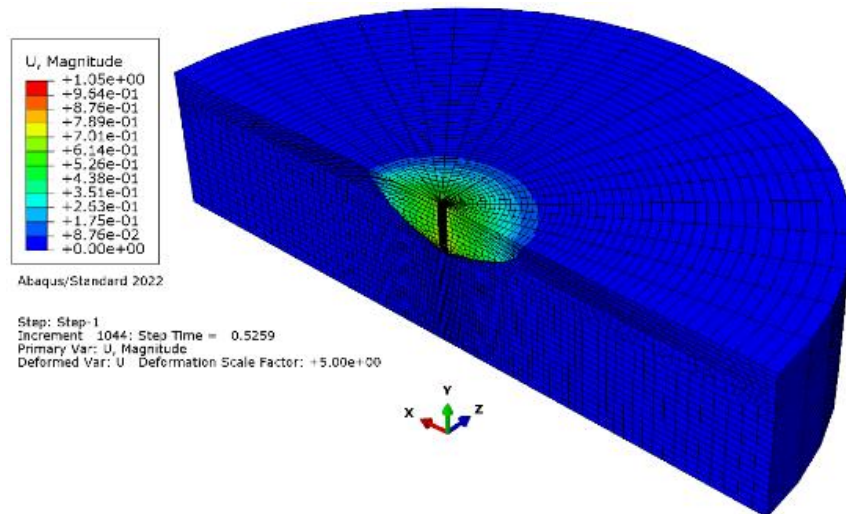


Rys. 121. Siatka elementów skończonych dla modeli:
a) ośrodka skalnego, b) kotwy

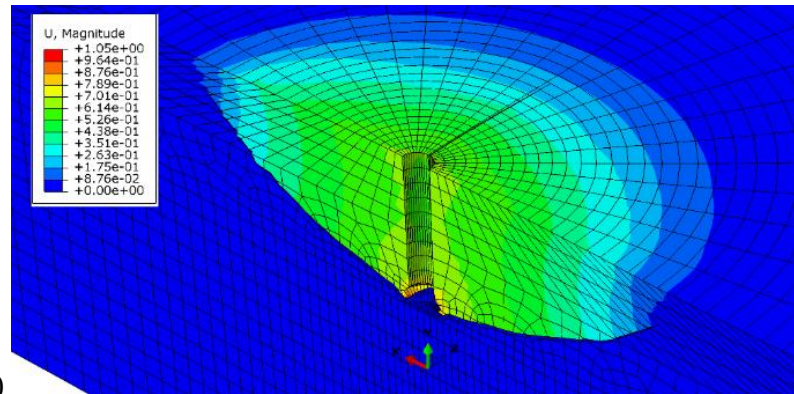
Wyniki symulacji

Wyniki analizy zagadnienia, przedstawiono na rys. 122 i rys. 123. Do budowy modelu użyto elementów o globalnym wymiarze liniowym 14 mm, a w celu zmniejszenia zadania obliczeniowego, promieniowo zwiększono rozmiar elementów wzdłuż promienia, na zewnątrz, zaczynając od 5 mm do 30 mm.

Na rys. 122a i b przedstawiono rozkład przemieszczeń wypadkowych w strefie zniszczenia oraz powstały zarys strefy zniszczenia, tzw. stożek zniszczenia. Z rysunków tych wynika, że największe przemieszczenia ośrodka skalnego występują na obwodzie otworu po kotwę i zmniejszają się wzdłuż promienia modelu. Ponadto zauważono pojawienie się pęknięcia radialnego w płaszczyźnie prawie prostopadłej do płaszczyzny symetrii modelu.



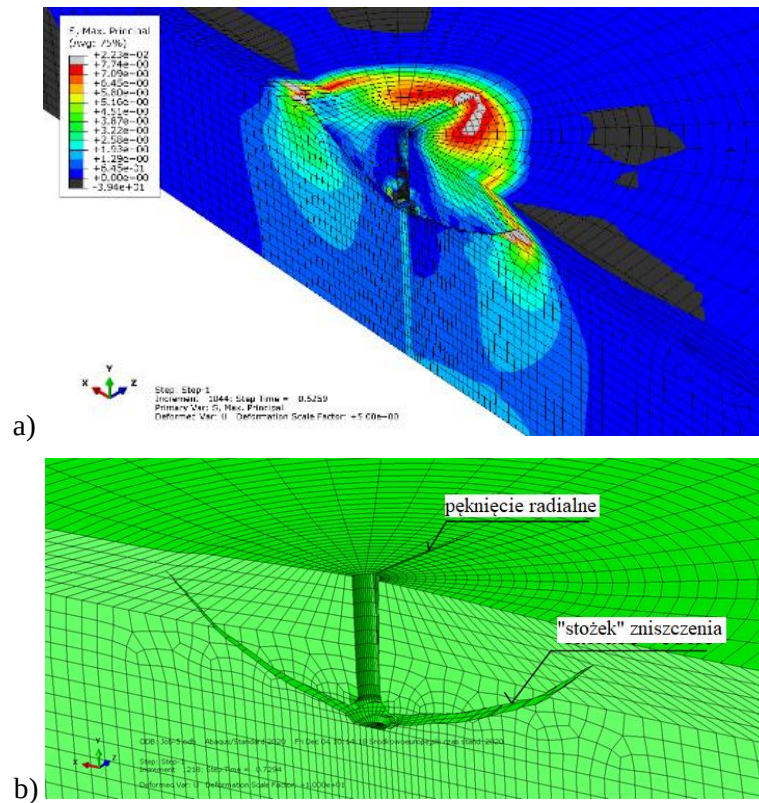
a)



b)

Rys. 122. Rozkład przemieszczeń w strefie stożka zniszczenia w kierunku osi Y:
a) widok całego modelu, b) powiększenie do zakresu propagacji szczeliny

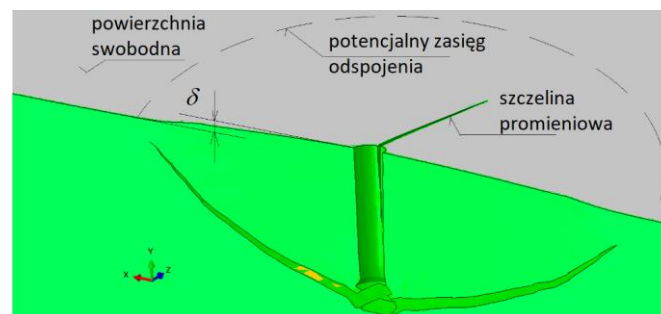
Z kolei na rys. 123a przedstawiono rozkład maksymalnych naprężeń *normalnych* σ_{max} . Szczególną koncentrację naprężeń można zaobserwować w pobliżu szczytu pęknięć, przy czym promieniowe pęknięcie jest szczególnie godne uwagi. Powstające pęknięcia w modelu przedstawione zostały na rys. 123b.



Rys. 123. Wyniki symulacji:

- a) rozkład naprężeń normalnych σ_{max} w strefie stożka zniszczenia, b) rozwój powierzchni stożka zniszczenia i szczeliny promieniowej

Aby lepiej zilustrować uzyskane zależności, na rys. 124 (bez siatki FEM) przedstawiono uzyskany zarys powierzchni zniszczenia, propagację szczeliny promieniowej oraz obraz deformacji δ ośrodka skalnego pod działaniem kotwy, obserwowany w przekroju przez oś otworu pod kotwę.

Rys. 124. Propagacja strefy zniszczenia, szczeliny promieniowej oraz deformacji ośrodka skalnego δ , mierzonej względem swobodnej powierzchni modelu

5.2.6. Podsumowanie analiz MES

Przeprowadzone analizy numeryczne wykonane metodą elementów skończonych (MES) dla modeli 2D oraz osiowosymetrycznych 3D wykazały, że dla badanych głębokości kotwienia oraz parametrów mechanicznych badanych skał, zasięg powierzchni zniszczenia jest znacznie większy, niż to wynika z dotychczasowych procedur obliczeniowych stosowanych w konstrukcjach betonowych, a jej kształt zupełnie nie przypomina stożka, który w tych oszacowaniach jest zakładany.

Przeprowadzając analizę wariantową MES, zasadne jest porównywanie wyników dla modeli różniących się tylko jedną zmienną, przy pozostałych parametrach utrzymanych na poziomie const. Z tego względu właściwa analiza została zrealizowana wielowątkowo, zgodnie z podejściem stosowanym przez wielu badaczy, m.in. w analizach dotyczących betonów. W niniejszej monografii przedstawiono jednak jedynie wybrane wyniki symulacji, w części obejmujące jednoczesną zmianę kilku parametrów. Szersze omówienie tych zagadnień znajduje się w publikacjach związanych z projektem RODEST, przywołanych w bibliografii.

Według zaleceń metody CCD wartość kąta stożka zniszczenia α dla pojedynczej kotwy to 35° , podczas gdy z analiz MES wynika, że kąt ten przyjmuje średnio około 22° - 24° , zależnie od warunków symulacji, w tym zwłaszcza głębokości kotwienia, parametrów wytrzymałościowych skał, współczynnika Poissona czy wartości współczynnika tarcia kotwy o skałę. Wartość kąta α co jest zdecydowanie mniejszą wartością, niż to wynika z modelu CCD. Również wyniki badań doświadczalnych w warunkach *in-situ* potwierdzają wniosek, że wartości kąta stożka zniszczenia są, generalnie mniejsze, a średnie wartości dochodzą do około 16° .

W przypadku układów wielokotwowych, wyniki analizy MES wykazują wpływ interakcji stożków dla określonych proporcji s/h_{ef} (s - odległość pomiędzy osiami kotew). Z symulacji MES-3D wynika, że wartość graniczna proporcji s/h_{ef} , dla której występuje interakcja stożków zniszczenia jest rzędu 5,0-5,4. Jest to wartość znacząco większa niż to wynika z zaleceń metody CCD (≤ 3).

Wyniki symulacji MES wykazują wyraźny wpływ wartości kąta β stożkowej części kotwy podcinającej, jak i współczynnika μ tarcia kotwy o ośrodek. Wyniki symulacji wykazały, że rosnące tarcie kotwy o ośrodek lub też rosnąca wartość kąta β części stożkowej kotwy (rys. 107) ograniczają zasięg ścieżki (powierzchni) zniszczenia. Maleć będzie, zatem również objętość V

potencjalnie odspajanej bryły materiału ośrodka (w kształcie zbliżonym do stożka o zmiennym kącie tworzącej (kąt α , rys. 94).

Zauważalny jest zróżnicowany wpływ parametrów fizycznych ośrodka na przebieg niszczenia. Najbardziej wyraźny wpływ widoczny jest dla modułu Younga E oraz współczynnika tarcia μ . Mniej wyraźny wpływ występuje w przypadku współczynnika Poissona ν . Większa wartość modułu Younga skutkuje zdecydowanie mniejszą penetracją wglębną, niż ma to miejsce dla mniejszych wartości. Z badań wynika, że wzrost współczynnika Poissona sprzyja generalnie wzrostowi zasięgu strefy zniszczenia oraz wzrostowi wglębnej penetracji strefy zniszczenia (maleje początkowa wartość kąta α). Wzrost współczynnika tarcia μ ogranicza wglębną penetrację strefy zniszczenia. Rośnie wyraźnie początkowa wartość kąta „stożka” zniszczenia α .

Wyniki badań terenowych (opisane w rozdziale 3) są zgodne z wynikami analizy MES, głównie w zakresie przebiegu trajektorii szczelin w skałach mocnych jak i słabych o małej wytrzymałości (odpowiednio przebieg jednofazowy, po paraboloidzie oraz dwufazowy z przegięciem trajektorii izwiększonym zasięgiem, co opisano też we wstępie rozdziału).

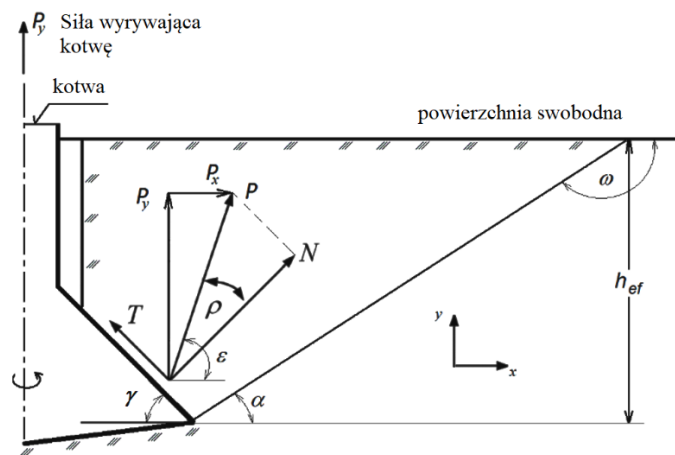
5.3. Model analityczny/teoretyczny

Z punktu widzenia praktyki przemysłowej, w tym zwłaszcza proponowanej, nowej technologii odspajania, opartej o wrywanie kotew podcinających, istotny jest szybki i skuteczny sposób oceny zasięgu odspojen w warunkach *in-situ*. Jest to niezbędne do opracowania technologii sekwencyjnego wiercenia otworów pod montaż kotew i ich wrywania.

Z uwagi na złożoność i długotrwałość obliczeń MES oraz niestabilność propagacji szczeliny w pokrytycznym etapie rozwoju po przekroczeniu momentu, gdy siła osiąga maksymalną wartość, wskutek ograniczeń (opisanych w rozdz. 2) w działaniu, programu MES ALGOR [118, 119, 79] dla zastosowań przemysłowych opracowano model mechaniczny odspajania kotwą podcinającą. dedykowany dla warunków realizacji przemysłowych oraz procedurę wyznaczania zasięgu odspojenia opartą o typowe obliczenia wytrzymałościowe.

5.3.1. Budowa modelu

W analizie zagadnienia przyjęto model oddziaływania kotwy podcinającej na ośrodek, jak na rys. 125. Zgodnie z rysunkiem, na kotwę działa siła wrywająca P_y (skierowana wzdłuż osi kotwy). Oddziaływaniu temu towarzyszy siła tarcia T wynikająca z odkształceń ośrodka i potencjalnego ruchu względnego ośrodka po powierzchni głowicy kotwy. W strefie styku kotwy z ośrodkiem, zgodnie z zasadami mechaniki, występuje siła normalna N nacisku kotwy na ośrodek. W efekcie, kotew oddziałuje na ośrodek kruchy siłą P , skierowaną w stronę powierzchni swobodnej ośrodka pod kątem ε . Siła ta jest równocześnie odchylona o wartość kąta tarcia skały o kotew ρ , względem składowej normalnej N . W lokalnym układzie współrzędnych, siłę P , można również rozłożyć na składowe P_x oraz P_y . W analizie założono, że skały są materiałami kruchymi i doznają stosunkowo niewielkich odkształceń przy ściskaniu, a znikomych - przy rozciąganiu.



Rys. 125. Model oddziaływania kotwy na ośrodek kruchy:

P_y - siła wrywająca kotwę, P_x - składowa siły wrywającej w lokalnym układzie współrzędnych, T - siła tarcia kotwy o ośrodek, N - normalna do powierzchni głowicy kotwy, P - wypadowa siła w przyjętym układzie współrzędnych, h_{ef} - efektywna głębokość kotwienia, ε - kąt działania wypadkowej siły oddziaływania kotwy na ośrodek, ρ - kąt tarcia kotwy o ośrodek, α lub ω - kąt propagacji szczeliny w przyjętym układzie współrzędnych, γ - charakterystyczny kąt głowicy w przyjętym układzie

Kąt pochylenia powierzchni stożkowej części głowicy przyjęto, jako γ , a głębokość efektywna kotwienia to h_{ef} . Powierzchnię zniszczenia uproszczono do powierzchni stożkowej, stąd jej położenie względem prostopadłej do osi kotwy określono za pomocą kąta α . Równoważnie,

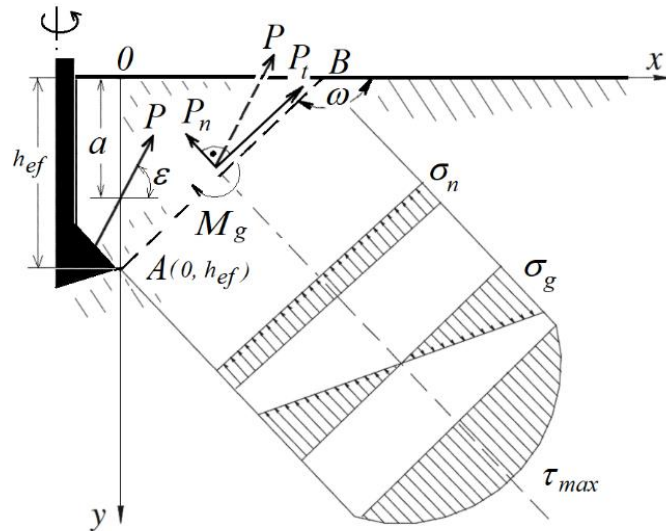
położenie tej powierzchni, ale względem powierzchni swobodnej rozpatrywanego ośrodka, można określić za pomocą kąta ω , jak na rys. 125.

Mając na uwadze rozważania zawarte w opracowaniach Zniszczyński [198] oraz Jonak i Szkudlarek [114], rozpatrywany model zmodyfikowano, uwzględniając stan naprężeń powstających w ośrodku poprzez kotwę, co ilustruje rys. 126. W tak zmodyfikowanym modelu, przyjęto założenia:

- zagadnienie traktowane jest, jako płaskie,
- wypadkowa (uogólniona) siła P oddziaływania kotwy na ośrodek jest skierowana pod kątem $\varepsilon = \rho + \gamma$ do powierzchni swobodnej (rys. 125). Wektor działania tej siły przecina oś Y w odległości a od początku przyjętego układu współrzędnych (rys. 126),
- ośrodek jest kruchy i izotropowy,
- mechanicznie układ jest tożsamy z belką wspornikową obciążoną siłą skupioną P ,
- potencjalne uszkodzenie przebiega początkowo pod kątem ω względem swobodnej powierzchni ośrodka, w którym osadzona jest kotwa.

Model ten, poprzez założenie nieskończonej szerokości modelu (w osi z , tj. prostopadle do płaszczyzny rysunku) jest znacznym uproszczeniem w stosunku do modeli 3D, modeli osiowo - symetrycznych czy też fizykalnego procesu odspajania kotwą podcinającą.

W ogólnym przypadku, w modelu o jednostkowej grubości (przekrój AB) wyróżnić można naprężenia styczne τ (od składowej stycznej P_t) oraz normalne σ (od składowej normalnej P_n i momentu gnącego M_g , powstającego w wyniku działania siły P). Działanie składowej stycznej P_t przekłada się na powstawanie naprężeń stycznych τ , o wartości $\tau_{\max}$ w środku rozpatrywanego przekroju.



Rys. 126. Model oddziaływania kotwy podcinającej na ośrodek (ω - kąt odspojenia w momencie inicjacji pęknięcia, ε - kąt działania uogólnionej siły P kotwy na ośrodek, h_{ef} - efektywna głębokość kotwienia, $A(0, h_{ef})$ - współrzędne wierzchołka szczeliny w początkowym etapie rozwoju, σ_n - naprężenia normalne do powierzchni stożka zniszczenia wywołane rozciągającym efektem składowej P_n , σ_g - naprężenia normalne powstające w wyniku zginania momentem działania składowej stycznej do powierzchni zniszczenia P_t , M_g - moment zginający będący wynikiem działania składowej stycznej P_t , a - współrzędna określająca przecięcie kierunku działania siły P z osią $0Y$ układu współrzędnych,

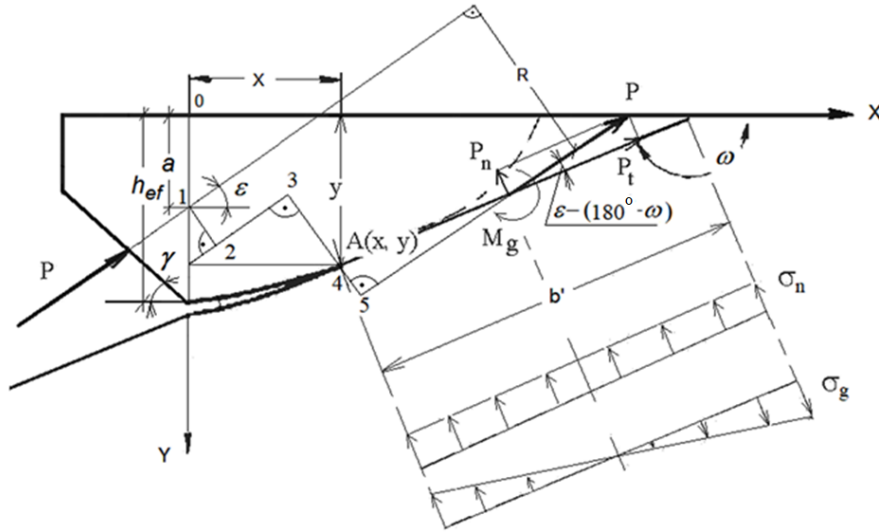
W praktyce trudno jest określić punkt zaczepienia siły P na pobocznicy kotwy jak i kierunek jej działania (kąt ε). Efekt oddziaływania kotwy na ośrodek oraz przebieg powierzchni zniszczenia, można jednak prześledzić wprowadzając parametr a , określający przecięcie osi $0Y$ przyjętego układu współrzędnych, co dla założonej wartości kąta ε , określa punkt przyłożenia siły P na pobocznicy stożka zniszczenia. Dla zadanej wartości siły P , zmieniając parametr a oraz wartość kąta działania tej siły ε , można iteracyjnie przeanalizować potencjalne spektrum jej oddziaływań na rozpatrywany ośrodek. Zgodnie z rys. 125, kąt ε jest powiązany zarówno z kątem tarcia ρ , kątem głowicy kotwy γ , oraz ma wpływ na kąt powierzchni zniszczenia ω .

W modelu założono również, że pęknięcie rozpoczyna się w punkcie A (rys. 126), w którym naprężenia σ_n rozciągające osiągają największą wartość krytycznych naprężeń rozciągających. Pod pojęciem krytycznych naprężeń rozciągających rozumiana jest taka graniczna wartość naprężeń, która powoduje

rozrywanie lepiszcza wiążącego ziarna mineralne rozpoczynając propagację pęknięcia (generealnie równa wytrzymałości rozciągania f_t) a naprężenia styczne τ , zgodnie z przyjętym modelem belki wspornikowej, w tym momencie są równe zeru. Jest to bardzo istotne założenie, które przybliży w pewien sposób do zagadnienia pęknięcia typu I, będącego przedmiotem rozwiązań mechaniki pęknięcia dla materiałów kruchych.

Zgodnie z kryterium maksymalnego naprężenia normalnego, kryterium znanego również jako kryterium Coulomba, które opiera się na teorii maksymalnego naprężenia normalnego. Według tej teorii zniszczenie zachodzi, gdy maksymalne naprężenie główne osiąga wytrzymałość graniczną materiału na rozciąganie (prostego, jednoosiowego). Teoria ta zakłada, że zniszczenie zachodzi, gdy: $\sigma_1 \geq \sigma_{\text{limit}}$, gdzie σ_1 jest maksymalnym naprężeniem głównym. Propagujące pęknięcie powstaje, zatem, gdy maksymalne naprężenie główne na wierzchołku pęknięcia (szczeliny) osiąga wartość wytrzymałości na rozciąganie materiału. Kierunek pęknięcia jest prostopadły do kierunku maksymalnego głównego naprężenia rozciągającego.

Od punktu A rozpocznie się, zatem propagacja szczeliny prowadząc do odspojenia większego elementu ośrodka w kształcie zbliżonym do stożka, co przedstawia rys. 127. Wraz z rozwojem pęknięcia zmienia się stan naprężenia w ośrodku (zmieniają się istniejące warunki równowagi sił), a tym samym warunki dla dalszej propagacji tego pęknięcia. W efekcie, zmienia się ciągle wartość kąta odspojenia ω , a ścieżka odspajania przybiera kształt krzywej, co przedstawia rys. 127 (linia przerywana). Równocześnie rośnie moment siły M_g , co dodatkowo powoduje wzrost znaczenia naprężeń pochodzących od zginania. W wierzchołku podcięcia wykonanego przez kotwę, rozwija się szczelina, ogólnie, o współrzędnych wierzchołka A (x, y).



Rys. 127. Model rozwoju szczeliny: P_n - normalna do powierzchni zniszczenia, b' - długość tworzącej stożkowej powierzchni zniszczenia (zarys w modelu płaskim), ω - kąt określający położenie powierzchni zniszczenia względem osi OX przyjętego układu współrzędnych, ε - kąt działania uogólnionej siły oddziaływania kotwy na ośrodek, (x, y) - współrzędne wierzchołka szczeliny, XOY - orientacja przyjętego układu współrzędnych, R - ramię działania siły P względem rozpatrywanej powierzchni zniszczenia, M_g - moment działania siły P, h_{ef} - efektywna głębokość kotwienia, γ - kąt głowicy kotwy (podcięcia wykonanego kotwą),

W przyjętym układzie współrzędnych, zakładając jednostkową grubość rozpatrywanego modelu, naprężenia normalne do tworzącej stożka zniszczenia (parametr b'), od rozciągania powodowanego działaniem siły P wynoszą

$$\sigma_n = -\frac{P_n}{b'} \quad (5.21)$$

gdzie:

σ_n - naprężenie normalne do powierzchni zniszczenia

$$b' = \frac{y}{\sin(180^\circ - \omega)} = \frac{y}{\sin \omega} \quad (5.22)$$

stąd

$$\sigma_n = -\frac{P}{y} \sin(\varepsilon + \omega) \sin \omega \quad (5.23)$$

Z kolei naprężenia normalne od zginania wywołanego siłą P, wynoszą

$$\sigma_g = -\frac{M_g}{W} = -\frac{PR}{W} \quad (5.24)$$

Z zależności geometrycznych wynika, że ramię R działania siły P , jest sumą długości elementarnych odcinków, wyróżnionych na rys. 127 punktami 1- , tj.

$$R = |\overline{12}| + |\overline{34}| + |\overline{45}| \quad (5.25)$$

gdzie:

$$|\overline{12}| = (y - a)\cos\varepsilon \quad (5.26)$$

$$|\overline{34}| = x\sin\varepsilon \quad (5.27)$$

$$|\overline{45}| = \frac{b'}{2} \sin[\varepsilon - (180^\circ - \omega)] = -\frac{y}{2\sin\varepsilon} \sin(\varepsilon + \omega) \quad (5.28)$$

stąd

$$R = x\sin\varepsilon + y\cos\varepsilon - a\cos\varepsilon - y\frac{\sin(\varepsilon + \omega)}{2\sin\varepsilon} \quad (5.29)$$

Przy założeniu jednostkowej szerokości modelu, wskaźnik na zginanie W rozpatrywanego przekroju, można wyznaczyć z zależności:

$$W = \frac{y^2}{6\sin^2\omega} \quad (5.30)$$

stąd

$$\begin{aligned} \sigma_g &= -\frac{PR}{W} = -\frac{P(x\sin\varepsilon + y\cos\varepsilon - a\cos\varepsilon - y\frac{\sin(\varepsilon + \omega)}{2\sin\varepsilon})}{\frac{y^2}{6\sin^2\omega}} = \\ &= -\frac{6P\sin^2\omega(x\sin\varepsilon + y\cos\varepsilon - a\cos\varepsilon - y\frac{\sin(\varepsilon + \omega)}{2\sin\varepsilon})}{y^2} = -\left[\frac{6P}{y^2}(x\sin\varepsilon + y\cos\varepsilon - a\cos\varepsilon)\sin^2\omega - \right. \\ &\left. \frac{6Py\sin^2\omega\sin(\varepsilon + \omega)}{2y^2\sin\varepsilon}\right] = -\left[\frac{6P}{y^2}(x\sin\varepsilon + y\cos\varepsilon - a\cos\varepsilon)\sin^2\omega - \frac{3P}{y}\sin(\varepsilon + \omega)\sin\varepsilon\right] = \\ &= -\frac{6P}{y^2}(x\sin\varepsilon + y\cos\varepsilon - a\cos\varepsilon)\sin^2\omega + \frac{3P}{y}\sin(\varepsilon + \omega)\sin\varepsilon \end{aligned} \quad (5.31)$$

Zatem, sumaryczne naprężenie normalne (rozciągające), w przyjętym układzie współrzędnych, wynosi:

$$\begin{aligned} \sigma &= \sigma_g + \sigma_n = -\frac{6P}{y^2}(x\sin\varepsilon + y\cos\varepsilon - a\cos\varepsilon)\sin^2\omega + \frac{3P}{y}\sin(\varepsilon + \omega)\sin\varepsilon - \\ &= \frac{P}{y}\sin(\varepsilon + \omega)\sin\varepsilon - \frac{6P}{y^2}(x\sin\varepsilon + y\cos\varepsilon - a\cos\varepsilon)\sin^2\omega + \frac{2P}{y}\sin(\varepsilon + \omega)\sin\varepsilon = \\ &= \frac{2P}{y}(\sin\varepsilon\cos\omega + \cos\varepsilon\sin\omega)\sin\varepsilon - \frac{6P}{y^2}x\sin^2\omega\sin\varepsilon - \frac{6P}{y^2}y\sin^2\omega\cos\varepsilon + \\ &= \frac{6P}{y^2}a\sin^2\omega\cos\varepsilon = \frac{P}{y}\sin\varepsilon(2\sin\omega\cos\omega) + \frac{2P}{y}\cos\varepsilon\sin^2\omega - \frac{6P}{y^2}x\sin^2\omega\sin\varepsilon - \end{aligned}$$

$$\frac{6P}{y} \sin^2 \omega \cos \varepsilon + \frac{6P}{y^2} a \sin^2 \omega \cos \varepsilon = \frac{P \sin \varepsilon \sin 2\omega}{y} + \frac{2P}{y^2} [y \cos \varepsilon - 3x \sin \varepsilon - 3y \cos \varepsilon + 3a \cos \varepsilon] \sin^2 \omega = \frac{2P}{y^2} \left[\frac{y \sin \varepsilon}{2} \sin 2\omega + (3a \cos \varepsilon - 3x \sin \varepsilon - 2y \cos \varepsilon) \sin^2 \omega \right] \quad (5.32)$$

Zakładając, że w płaszczyźnie pęknięcia naprężenia rozciągające osiągają wartość maksymalną, można znaleźć chwilową wartość kąta pochylenia powierzchni pęknięcia w danym momencie propagacji szczeliny. Stąd też, należy znaleźć maksimum funkcji opisującej rozkład naprężeń względem kąta $\omega_{(x,y)}$, tj. $\max \rightarrow \sigma = f(\omega_{(x,y)})$. Z zagadnień matematyki wynika, aby wyznaczyć tę wartość, należy określić warunek $\sigma'(\omega_{(x,y)}) = 0$, tzn. wyznaczyć pochodną rozpatrywanej funkcji i określić dla jakiego kąta ω , przyjmuje ona wartość zerową.

$$\begin{aligned} \sigma'(\omega_{(x,y)}) &= \frac{2P \sin \varepsilon \cos 2\omega}{y} + \frac{2P}{y^2} [3a \cos \varepsilon - 3x \sin \varepsilon - 2y \cos \varepsilon] 2 \cos \omega \sin \omega = \\ &= \frac{2P}{y^2} [y \sin \varepsilon \cos 2\omega + \sin 2\omega (3a \cos \varepsilon - 3x \sin \varepsilon - 2y \cos \varepsilon)] \end{aligned} \quad (5.33)$$

Zakładając, że

$$\sigma'(\omega_{(x,y)}) = 0 \quad (5.34)$$

tj.

$$\frac{2P}{y^2} [y \sin \varepsilon \cos 2\omega + \sin 2\omega (3a \cos \varepsilon - 3x \sin \varepsilon - 2y \cos \varepsilon)] = 0 \quad (5.35)$$

lub

$$y \sin \varepsilon \cos 2\omega + \sin 2\omega (3a \cos \varepsilon - 3x \sin \varepsilon - 2y \cos \varepsilon) = 0 \quad (5.36)$$

lub

$$y \sin \varepsilon \cos 2\omega = - \sin 2\omega (3a \cos \varepsilon - 3x \sin \varepsilon - 2y \cos \varepsilon) \quad (5.37)$$

czyli

$$\operatorname{tg} 2\omega = - \frac{y \sin \varepsilon}{3a \cos \varepsilon - 3x \sin \varepsilon - 2y \cos \varepsilon} \quad (5.38)$$

warunek jest spełniony, gdy:

$$\omega_{(x,y)} = \frac{1}{2} \operatorname{arctg} \left(- \frac{y \sin \varepsilon}{3a \cos \varepsilon - 3x \sin \varepsilon - 2y \cos \varepsilon} \right) \quad (5.39)$$

Początek propagacji szczeliny

Powierzchnia przekroju, w którym wystąpi początkowe pęknięcie (punkt $A_{(0, h_{ef})}$) jest równa:

$$S=1 \frac{h_{ef}}{\sin \omega} = \frac{h_{ef}}{\sin \omega} \quad (5.40)$$

Wskaźnik na zginanie, belki zginanej o przekroju prostokątnym i jednostkowej szerokości wynosi wtedy:

$$W=1 \frac{b'^2}{6} = \frac{b'^2}{6} = \frac{h_{ef}^2}{6 \sin^2 \omega} \quad (5.41)$$

Ponadto z rys. 127 wynika, że

$$a = h_{ef} - x' \operatorname{tg} \varepsilon - x' \operatorname{tg} \gamma = h_{ef} - x' (\operatorname{tg} \varepsilon + \operatorname{tg} \gamma) \quad (5.42)$$

stąd też naprężenia normalne od rozciągania można wyznaczyć z zależności

$$\sigma_n = \frac{P_n}{A} = - \frac{P \sin(\varepsilon + \omega) \sin \omega}{h_{ef}} \quad (5.43)$$

Naprężenia od zginania

$$\sigma_g = - \frac{M_g}{W} = - \frac{PR}{W} \quad (5.44)$$

gdzie w tym przypadku:

$$R = h_{ef} \cos \varepsilon - a \cos \varepsilon - h_{ef} \frac{\sin(\varepsilon + \omega)}{2 \sin \omega} \quad (5.45)$$

stąd

$$\sigma_g = - \frac{M_g}{W} = - \frac{6P}{h_{ef}^2} \left[(h_{ef} \cos \varepsilon - a \cos \varepsilon) - h_{ef} \frac{\sin(\varepsilon + \omega)}{2 \sin \omega} \right] \sin^2 \omega \quad (5.46)$$

stąd też

$$\begin{aligned} \sigma &= \sigma_g + \sigma_n = \\ &= - \frac{6P}{h_{ef}^2} \left[(h_{ef} \cos \varepsilon - a \cos \varepsilon) - h_{ef} \frac{\sin(\varepsilon + \omega)}{2 \sin \omega} \right] \sin^2 \omega - \frac{P \sin(\varepsilon + \omega) \sin \omega}{h_{ef}} = - \frac{6P \sin^2 \omega}{h_{ef}^2} (h_{ef} \cos \varepsilon - \\ &= a \cos \varepsilon) + \frac{3P \sin \omega \sin(\varepsilon + \omega)}{h_{ef}} - \frac{P \sin(\varepsilon + \omega) \sin \omega}{h_{ef}} = \frac{2P \sin(\varepsilon + \omega) \sin \omega}{h_{ef}} - \frac{6P \sin^2 \omega}{h_{ef}^2} (h_{ef} \cos \varepsilon - a \cos \varepsilon) = \\ &= \frac{2P \sin(\varepsilon + \omega) \sin \omega}{h_{ef}} - \frac{6P \sin^2 \omega \cos \varepsilon}{h_{ef}} + \frac{6P a \cos \varepsilon \sin^2 \omega}{h_{ef}^2} = \frac{2P \sin \omega (\sin \varepsilon \cos \omega + \cos \varepsilon \sin \omega)}{h_{ef}} - \frac{6P \sin^2 \omega \cos \varepsilon}{h_{ef}} + \\ &= \frac{6P a \cos \varepsilon \sin^2 \omega}{h_{ef}^2} = \frac{2P \sin \varepsilon \sin \omega \cos \omega}{h_{ef}} + \frac{2P \sin^2 \omega \cos \varepsilon}{h_{ef}} - \frac{6P \sin^2 \omega \cos \varepsilon}{h_{ef}} + \frac{6P a \cos \varepsilon \sin^2 \omega}{h_{ef}^2} = \\ &= \frac{P \sin \varepsilon \sin 2\omega}{h_{ef}} - \frac{4P \sin^2 \omega \cos \varepsilon}{h_{ef}} + \frac{6P a \cos \varepsilon \sin^2 \omega}{h_{ef}^2} \quad (5.47) \end{aligned}$$

Poszukując położenia płaszczyzny, w której zostanie zapoczątkowane pęknięcie (inaczej, dla której wartość naprężeń rozciągających σ osiągnie

ekstremum) należy wartość pochodnej przyrównać do zera, tj.: $\sigma_{A(0,h_{ef})}'(\omega_{A(0,h_{ef})}) = 0$.

$$\begin{aligned} \sigma_{A(0,h_{ef})}'(\omega) &= \left(\frac{P \sin \varepsilon \sin 2\omega}{h_{ef}} - \frac{4P \sin^2 \omega \cos \varepsilon}{h_{ef}} + \frac{6P \cos \varepsilon \sin^2 \omega}{h_{ef}^2} \right)' = \frac{P \sin \varepsilon 2 \cos 2\omega}{h_{ef}} - \\ &\frac{4P 2 \sin \omega \cos \omega \cos \varepsilon}{h_{ef}} + \frac{6P \cos \varepsilon 2 \sin \omega \cos \omega}{h_{ef}^2} = \frac{Ph_{ef} \sin \varepsilon 2 \cos 2\omega}{h_{ef}^2} - \frac{4Ph_{ef} 2 \sin \omega \cos \omega \cos \varepsilon}{h_{ef}^2} + \\ &+ \frac{6P \cos \varepsilon 2 \sin \omega \cos \omega}{h_{ef}^2} = \frac{Ph_{ef} \sin \varepsilon 2 \cos 2\omega}{h_{ef}^2} - \frac{4Ph_{ef} \sin 2\omega \cos \varepsilon}{h_{ef}^2} + \frac{6P \cos \varepsilon \sin 2\omega}{h_{ef}^2} = 0 \end{aligned} \quad (5.48)$$

czyli:

$$\frac{h_{ef} \sin \varepsilon \cos 2\omega}{h_{ef}^2} = \frac{2h_{ef} \sin 2\omega \cos \varepsilon}{h_{ef}^2} - \frac{3 \cos \varepsilon \sin 2\omega}{h_{ef}^2} \quad (5.49)$$

lub:

$$h_{ef} \sin \varepsilon \cos 2\omega = 2h_{ef} \sin 2\omega \cos \varepsilon - 3 \cos \varepsilon \sin 2\omega \quad (5.50)$$

$$h_{ef} \sin \varepsilon \cos 2\omega = (2h_{ef} \cos \varepsilon - 3 \cos \varepsilon) \sin 2\omega \quad (5.51)$$

$$\frac{\sin 2\omega}{\cos 2\omega} = \frac{h_{ef} \sin \varepsilon}{(2h_{ef} \cos \varepsilon - 3 \cos \varepsilon)} \quad (5.52)$$

$$\operatorname{tg} 2\omega = \frac{h_{ef} \sin \varepsilon}{(2h_{ef} \cos \varepsilon - 3 \cos \varepsilon)} \quad (5.53)$$

stąd w momencie inicjacji pęknięcia, można określić kąt odspojenia, który wynosi:

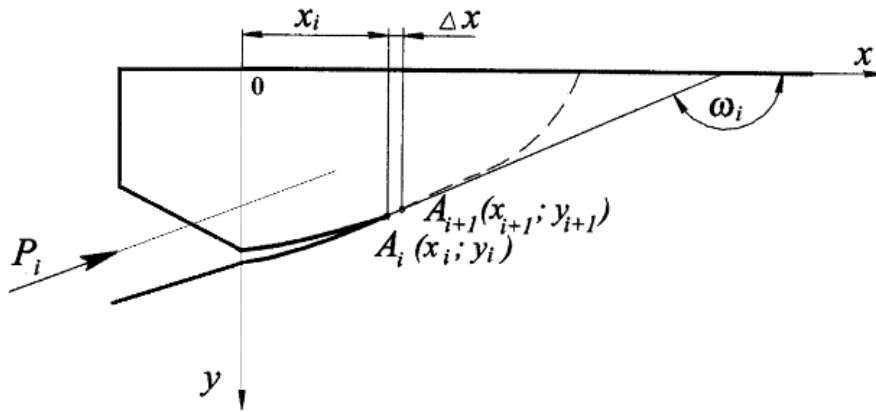
$$\omega_{A(0,h_{ef})} = \frac{1}{2} \operatorname{arctg} \frac{h_{ef} \sin \varepsilon}{(2h_{ef} \cos \varepsilon - 3 \cos \varepsilon)} \quad (5.54)$$

Dla danych warunków początkowych, cała szczególna tego równania, opisuje równanie trajektorii pęknięcia. Do rozwiązania tej zależności wykorzystano metodę całkowania geometrycznego, zaproponowaną przez Zniszczyńskiego [198], gdzie wartości $\omega_i(x, y)$ wyznaczają kierunki propagacji pęknięć w punktach o współrzędnych (x_i, y_i) . Zbiór tych kierunków tworzy tzw. pole kierunkowe. Całkowanie geometryczne polega tutaj na łączeniu elementów pola kierunkowego w krzywe całkowite, do których styczne mają w każdym punkcie kierunek pokrywający się z kierunkiem pola w danym punkcie. Znając warunki początkowe, można wyznaczyć linię propagacji pęknięcia (odspojenia), poprzez sumowanie elementarnych pęknięć.

Zakładając, że podczas każdego kolejnego kroku propagacji szczeliny na odległość Δx (wzdłuż osi OX) - rys. 128, jej wierzchołek zmienia swe położenie

z punktu $A_i(x_i, y_i)$ do punktu $A_{i+1}(x_{i+1}, y_{i+1})$, nowe współrzędne wierzchołka pęknięcia można zapisać w postaci:

$$\begin{aligned} x_{i+1} &= x_i + \Delta x \\ y_{i+1} &= y_i + \Delta x \tan \omega_i \end{aligned} \quad (5.55)$$



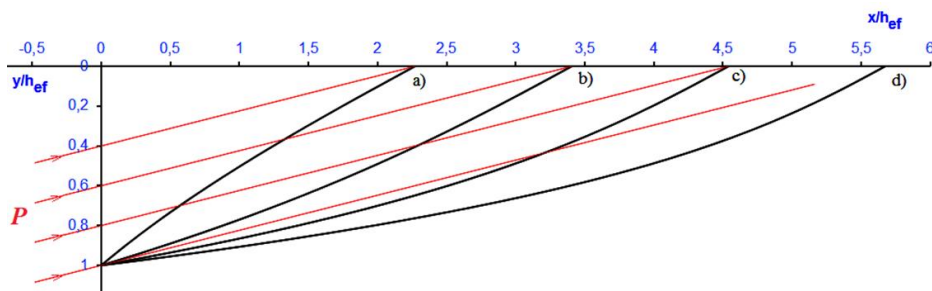
Rys. 128. Zmiana trajektorii szczeliny wskutek zmiany warunków równowagi ośrodka pod działaniem kotwy

Sumując kolejne odcinki elementarnych pęknięć wyznacza się linię odspojenia $y(x)$. Należy zauważyć, że wraz z rozwojem szczeliny, zmienia się wartość siły P niezbędnej do dalszego jej rozwoju.

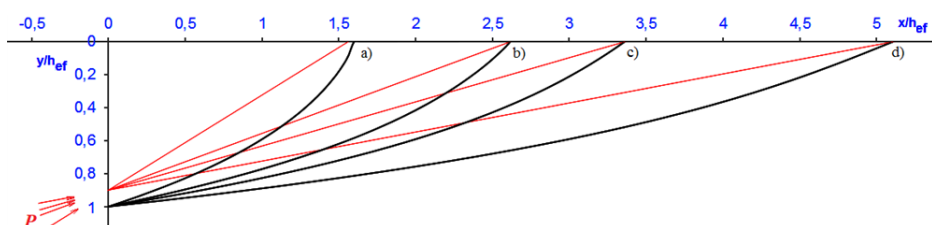
Zgodnie z procedurą Zniszczyńskiego [198] oraz Jonaka [114], poprzez dostosowanie do aktualnego modelu, wykreślono krzywą odspojenia $y(x)$ z wykorzystaniem programu Microsoft EXCEL. Celem uogólnienia analiz, obliczenia przeprowadzono przy założeniu rozpoczęcia propagacji pęknięcia w punkcie o współrzędnych $A_0(0, h_{ef})$. W przypadku ogólnym, dla różnych głębokości rozpoczynania propagacji pęknięcia h_{ef} (w punkcie o współrzędnych $(0, h_{ef})$), krzywa odspajania jest podobna do krzywej wykreślonej dla tych samych wartości ε i $\frac{h_{ef}-x}{h_{ef}} \tan \varepsilon$. Współczynnik podobieństwa wynosi wtedy h_{ef} . Krok iteracji przyjęto o wartości $x/h_{ef} = 0,04$.

Zatem, dla uproszczenia analizy, obliczenia prowadzono w uogólnionych współrzędnych, skalowanych względem wartości h_{ef} , tj. efektywnej głębokości kotwienia. Stąd odpowiedni opis osi współrzędnych: x/h_{ef} oraz y/h_{ef} . Szczególną uwagę zwrócono na wpływ proporcji a/h_{ef} oraz wartości kąta ε , uogólniony kąt działania siły P na ośrodek skalny. Użyto terminu *uogólniony kąt działania*,

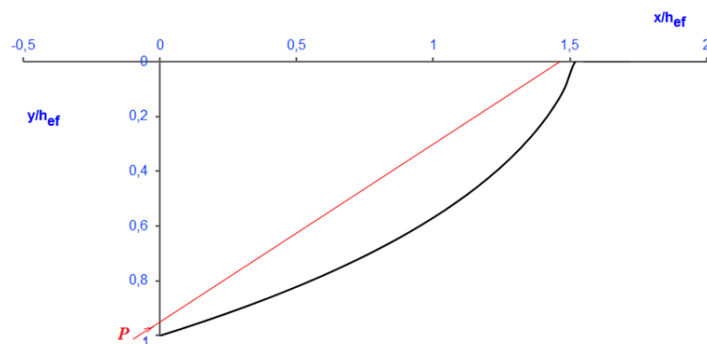
gdyż kąt ε jest sumą kątów tarcia ρ i kąta głowicy podcinającej γ . Wyniki przeprowadzonych symulacji przebiegu odspojenia przedstawiają rys. 129-131.



Rys. 129. Wpływ stosunku a/h_{ef} na zasięg odspojenia (dla $\varepsilon=10^\circ$),
 $a/h_{ef}=0,4$ (a); $0,6$ (b); $0,8$ (c); $1,0$ (d)



Rys. 130. Wpływ uogólnionego kąta działania siły wypadkowej na elemencie podcinającym, na zasięg odspajania (dla $a/h_{ef}=0,9$): $\varepsilon=30^\circ$ (a), 19° (b), 15° (c), 10° (d)



Rys. 131. Przebieg i zasięg trajektorii zniszczenia dla: $\varepsilon=33^\circ$, $a/h_{ef}=0,95$

Z modelu wynika, że trajektoria zniszczenia przyjmuje najczęściej kształt quasi paraboloidalny. Niemal wszystkie wyniki symulacji wskazują, że trajektoria zniszczenia progresywnie penetruje w kierunku swobodnej

powierzchni. Jedynie dla wartości współczynnika $a/h_{ef} = 0,4$, otrzymano przebieg zbliżony do narastającego asymptotycznie (rys. 129, przebieg a).

Należy zauważyć, że model nie ujmuje potencjalnego pojawienia się zginania i ścinania fragmentu odspajanej skały, jakie mogą się pojawić w pokrytycznym rozwoju szczelin. Jest to etap rozwoju szczeliny (niszczenia ośrodka skalnego) po przekroczeniu wytrzymałości granicznej skały na rozciąganie.

5.3.2. Walidacja modelu

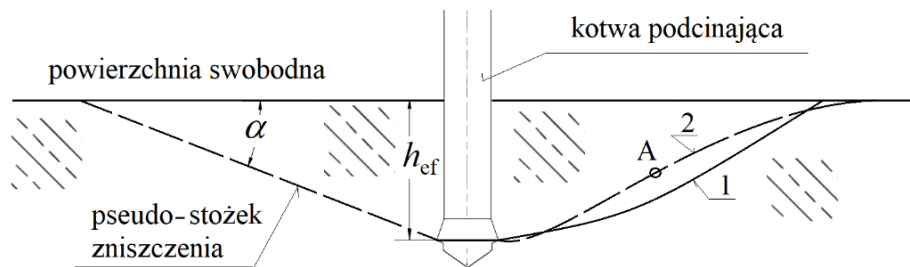
Przeprowadzone badania terenowe wykazały istnienie dwóch odmiennych przebiegów (form) zniszczenia badanych piaskowców pod działaniem kotwy podcinającej (rys. 132). Zauważono częste występowanie dwóch różnych typów kształtu szczelin odspojenia: dla skał o większej wytrzymałości kształt jest zbliżony do paraboli. W przypadku skał o mniejszej wytrzymałości szczelina propaguje na styku pomiędzy głowicą kotwy, a skałą początkowo nieco w dół, później wzdłuż prostej ku górze, a w końcowej części biegną niemal poziomo wzdłuż powierzchni swobodnej.



Rys. 132. Trajektorie zniszczenia piaskowców: a) BRENNa, b) BRACISZÓW

Z rysunku wynika, że piaskowce o wysokich własnościach wytrzymałościowych (mocne), takie jak z kopalni BRACISZÓW, charakteryzują trajektorie zbliżone charakterem do paraboli (rys. 132b). Natomiast w piaskowcach o niskich własnościach wytrzymałościowych (słabych), takich jak z kopalni BRENNa (rys. 132a) wyraźnie występuje

przebieg asymptotyczny; ograniczeniem jest tutaj swobodna powierzchnia skały, z przegięciem i wyraźną zmianą orientacji kierunku pęknięcia (na głębokości $0,5 \div 0,7 h_{ef}$). Różnice te są widoczne również w zakresie początkowego kąta penetracji strefy zniszczenia α . W piaskowcach o niższych właściwościach wytrzymałościowych kąt ten przyjmuje często wartości mniejsze od zera, podczas gdy w mocnych piaskowcach, kąty te są zazwyczaj dodatnie i szczelina dość szybko zmierza w kierunku swobodnej powierzchni skały. Ma to swe przełożenie na potencjalny zasięg odspojen Z jak i objętość odspajanych brył V . W piaskowcach o niższych właściwościach wytrzymałościowych zasięg ten jest generalnie mniejszy niż w piaskowcach o wyższych wytrzymałościach. Schematycznego porównania omawianych przebiegów zniszczenia dla badanych piaskowców dokonano na rys. 133.



Rys. 133. Trajektorie odspajania wynikające z badań terenowych:

α - kąt stożka zniszczenia dla uproszczonej trajektorii zniszczenia, według metody CCD

1- trajektoria charakterystyczna dla piaskowców o wysokich właściwościach wytrzymałościowych (BRACISZÓW), 2- trajektoria zniszczenia charakterystyczna dla piaskowców o niskich właściwościach wytrzymałościowych (BRENN), A- punkt przegięcia trajektorii zniszczenia

Z porównania trajektorii wynikających z modelu teoretycznego oraz badań terenowych wynika, że model teoretyczny dość dobrze opisuje zasięg i przebieg strefy zniszczenia dla piaskowców o wysokiej wytrzymałości oraz małej odkształcalności, gorzej natomiast w przypadku piaskowców o niższych właściwościach wytrzymałościowych. Należy zauważyć, że w praktyce, podczas oddziaływania skały występuje koincydencja szeregu czynników wpływowych. Przebieg zniszczenia zależy nie tylko od głębokości kotwienia h_{ef} , czy wytrzymałości na rozciąganie ośrodka skalnego f_t , kąta głowicy podcinającej γ , ale również od współczynnika tarcia materiału kotwy w kontakcie ze skałą μ , kąta tarcia wewnętrznego skały φ , wartości moduły Younga E (sprężystości) skały, czy współczynnika Poissona ν dla skały. Można zakładać, biorąc pod uwagę właściwości wytrzymałościowe i odkształceniowe skał, że wpływ tych wielkości jest znaczący i zależy, m.in. od warunków geologicznych, czy np.

stopnia nasycenia skały wodą, który istotnie zmienia tak parametry mechaniczne skały jak i wartość współczynnika tarcia o kotwę μ .

Celem dalszego opisu zachodzących zjawisk, jak i budowy kolejnych modeli odspajania, uwzględniających dodatkowe czynniki, wpływające na przebieg analizowanego zjawiska, kolejnym etapem, wykraczającym poza zakres tej monografii mogłyby być badania numeryczne, jak i przemysłowe. Istniejące modele dla betonów, pomimo, że powstawały w okresie kilkudziesięciu lat, przy dużym zaangażowaniu przemysłu, badaczy i środków są cały czas zmieniane i aktualizowane, podczas gdy istotne aspekty przy wrywaniu kotew w ośrodkach skalnych, są ciągle słabo poznane, głównie z powodu innego celu zastosowania kotew w technologii odspajania.

Z punktu widzenia praktyki, zaproponowany model dobrze opisuje sposób odpojenia i pozwala na projektowanie rozmieszczenia przestrzennego otworów pod kotwy, w danym ośrodku skalnym.

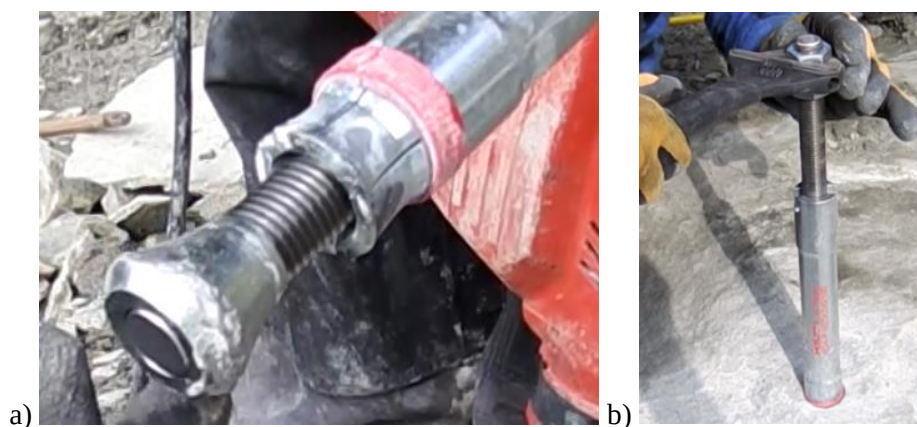
6. Badania możliwości utylitarnego zastosowania metody odspajania skał

Uzyskane wyniki dostarczyły nowej wiedzy na temat przebiegu niszczenia skał pod działaniem obciążenia, wynikającego z oddziaływania kotwy podcinającej, odspajanej za pomocą siłownika zabudowanego na urządzeniu podporowym stojącym na powierzchni swobodnej skały.

Ze względu na pewne ograniczenie zastosowania technologii odspajania przy użyciu kotwy i urządzenia wrywającego, wstępnie sprawdzona została również możliwość realizacji procesu odspajania w zmodyfikowanej formie, znacznie upraszczającej zastosowanie omawianej technologii.

6.1. Odspajanie fragmentów skał przy użyciu mechanizmu śrubowego

Zmodyfikowana metoda odspajania skał zakłada wytworzenie stożkowatego odłamu poprzez przyłożenie siły działającej między dnem wcześniej wywierconego otworu a podcięciem wykonanym specjalnymi zębami lub dedykowanym urządzeniem. W celu weryfikacji koncepcji przeprowadzono badania doświadczalne na piaskowcu BRENNA, wykorzystując zmodyfikowaną kotwę podcinająco-odspajającą opartą na rozwiązaniu HILTI (HDA-P M20×200/100). W kotwie przeprojektowano rdzeń, umożliwiając jego swobodny obrót w gwincie wewnątrz stożka rozpierającego listki tnące, a przeciwny koniec wyposażono w zestaw nakrętek pozwalający na przykładanie kontrolowanego momentu obrotowego, jak pokazano na rys. 134.



Rys. 134. Modernizacja handlowej kotwy podcinającej do kotwy umożliwiającej przeprowadzenie procesu odspajania poprzez zadanie momentu skręcającego na jej rdzeniu: a) gwintowe połączenie rdzenia i stożka rozpierającego, b) sposób zadawania momentu

W zmodernizowanym rozwiązaniu, odspajanie następuje w wyniku przemieszczania się nakrętki po śrubie rdzenia (rys. 134a) wywołanego momentem obrotowym przyłożonym do górnej części rdzenia. (rys. 134b). Koniec rdzenia, oparty jest o dno otworu wykonanego w ośrodku skalnym. W miarę wzrostu przemieszczenia nakrętki wymuszone zostaje odkształcenia skały w strefie kontaktu z nakrętką rozpierającą. Pojawiają się pęknięcia, prowadzące w efekcie końcowym do odspojenia bryły skalnej w kształcie zbliżonym do stożka.

Próby polegały na sprawdzeniu możliwości przeprowadzenia badania w takim układzie rozparcia, przy rejestracji momentu obciążającego, wyznaczonego na podstawie pomiaru siły na ramieniu klucza F_d oraz długości ramienia jej przyłożenia d (zaznaczone na rysunku rys. 135a). Siłę F_d mierzono za pomocą siłomierza elektronicznego z czujnikiem zewnętrznym (typ AX_FC1k, rys. 135b).

W oparciu o zmierzoną, maksymalną wartość siły F_d oraz długość klucza przedłużką, wyznaczano wartość maksymalnego momentu obrotowego przyłożonego do kotwy M_{max} , wg poniższej zależności:

$$M_{max} = F_d \cdot d \quad (6.1)$$

Maksymalna wartość momentu obrotowego występowała w momencie krytycznego rozwarcia pęknięcia szczeliny, po którym następuje faza gwałtownego, niekontrolowanego jej rozwoju, prowadząca do odspojenia stożka zniszczenia i spadek momentu do zera. Poprzez krytyczne rozwarcie pęknięcia należy rozumieć to maksymalne rozwarcie pęknięcia, które poprzedza bezpośrednio spadek wartości siły F_d i dalszą samoistną propagację pęknięcia.



Rys. 135. Stanowisko prób zmodyfikowanej technologii odspajania:
a) Sposób napędzania rdzenia kotwy podczas odrywania stożka odspojenia, F_d - siła niezbędna do obrócenia śrubą napędową kotwy, b) siłomierz elektroniczny z czujnikiem zewnętrznym (typ AX_FC1k)

Poprzez zależności geometryczne występujące w gwincie, finalnie wyznaczano wartość maksymalnej siły osiowej F_m w kotwie, która prowadziła do powstania odspajania (odpowiednik siły F_{max} wyrywającej kotwę we wcześniej stosowanej technologii).

Siłę ten wyznaczono z następujących zależności:

$$M_c = M_s + M_t \quad (6.2)$$

gdzie

M_c - moment całkowity, konieczny do przyłożenia na rdzeniu kotwy (określany podczas badań jako M_{max})

M_s - moment oporów na gwincie

M_t - moment tarcia rdzenia o skałę

przy czym:

$$M_s = 0,5 \cdot d_s \cdot F_m \cdot \operatorname{tg}(\gamma \mp \rho') \quad (6.3)$$

$$M_t = 0,5 \cdot F_m \cdot d_s \cdot \mu \quad (6.4)$$

gdzie

d_s - średnia średnica gwintu,

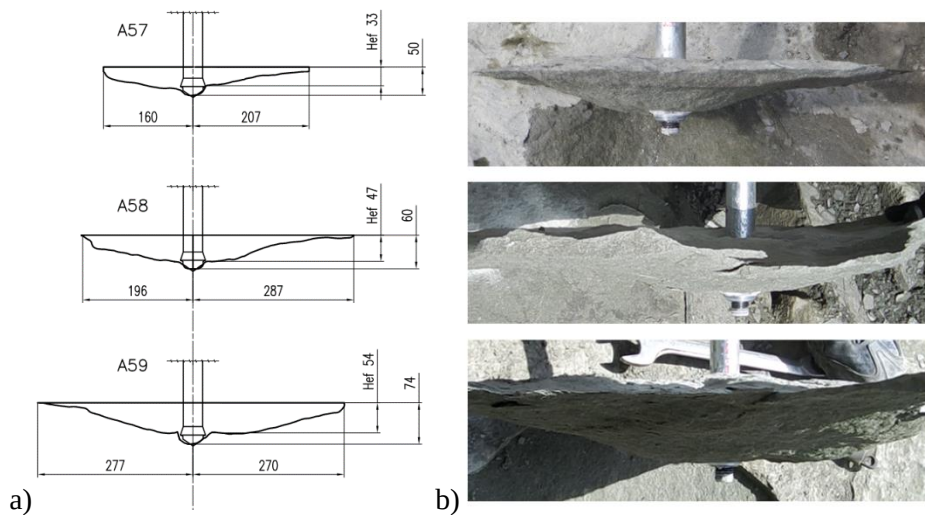
γ - kąt wzniosu gwintu,

ρ - kąt tarcia w gwincie.

Przy założeniach, że gwint rdzenia kotwy jest gwintem standardowym M20 (skok 2,5), a przyjęte współczynniki tarcia $\mu=0,15$ (stal-stal) i $\mu=0,3$ (stal-skała), po serii przekształceń wyznaczono zależność do przeliczania momentu przyłożonego na rdzeniu kotwy M_c (M_{max}) na pionową siłę odspajającą F_m odpowiadającą F_{max} , wcześniejszych prób:

$$M_c = 3,68 \cdot F_m \quad (6.5)$$

W celu określenia korelacji pomiędzy dotychczasowym sposobem odspajania (wyrywana kotwa), a weryfikowaną metodą (odpychanie od dna otworu) dla kilku przeprowadzonych prób badawczych wyznaczono zakres odspojenia oraz jego kształt. Wielkości te wyznaczono z zastosowaniem skanowania 3D zgodnie z procedurami przedstawionymi w rozdziale dotyczącym badań. Na rys. 136 zestawiono wygenerowane przekroje odpowiadające przeprowadzonym próbom.



Rys. 136. Zasięg odspojenia dla prób zmodernizowanej technologii:
a) wygenerowane zasięgi minimalny i maksymalny, b) widok obiektu rzeczywistego

W tab. 15 zestawiono wyniki prób odspajania zmodernizowaną metodą.

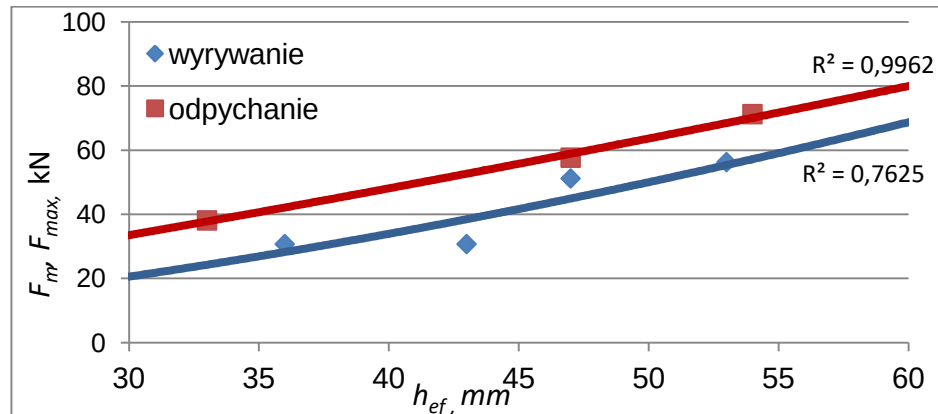
Zestawienie wyników próby odspajania w metodzie „odpychania od dna otworu”

Tab. 15.

Nr	Gł. kotw. h_{ef} , mm	Moment na śrubie M_{max} , Nm	Obl. siła F_m , kN	Zasięg Z_{av} , mm	Kąt. α_{av} , °	Obj. V_{av} , dm ³	Współ. Q = Z_{av}/h_{ef}
A57	33	140	38,0	184	11,6	2,15	5,56
A58	47	212	57,6	242	12,1	3,55	5,14
A59	54	262	71,2	274	12,1	6,03	5,06

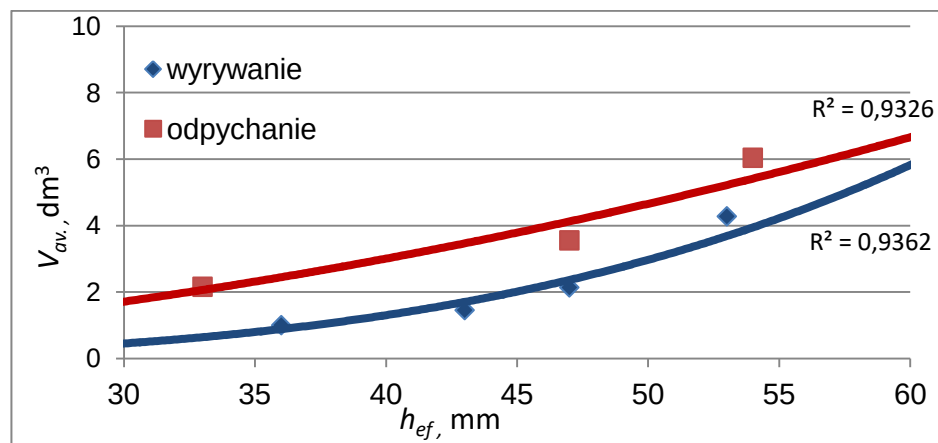
Wyznaczone dla zmodernizowanej metody wielkości, takie jak obliczona siła odspajająca F_m , średni zasięg odspojenia Z_{av} , oraz jego objętość V_{av} , zostały porównane z odpowiadającymi im wynikami prób przeprowadzonych poprzez wrywanie kotwy. Porównania dokonano dla wyników w kopalni piaskowca BRENN, w zakresie efektywnej głębokości kotwienia $h_{ef} < 60$ mm. Na rys. 137 przedstawiono porównanie maksymalnej siły odspajającej w badaniach polowych dla dwóch metod odspajania. Na rysunku niebieskimi znacznikami i linią trendu zaznaczono siłę F_{max} dla wyników dotychczasowych. Z kolei

czerwonymi znacznikami i linią trendu zaznaczono obliczone wartości siły F_m odpowiadające przyłożonemu momentowi w metodzie zmodernizowanej.



Rys. 137. Porównanie maksymalnej siły odspajającej w badaniach połowych dla dwóch metod odspajania

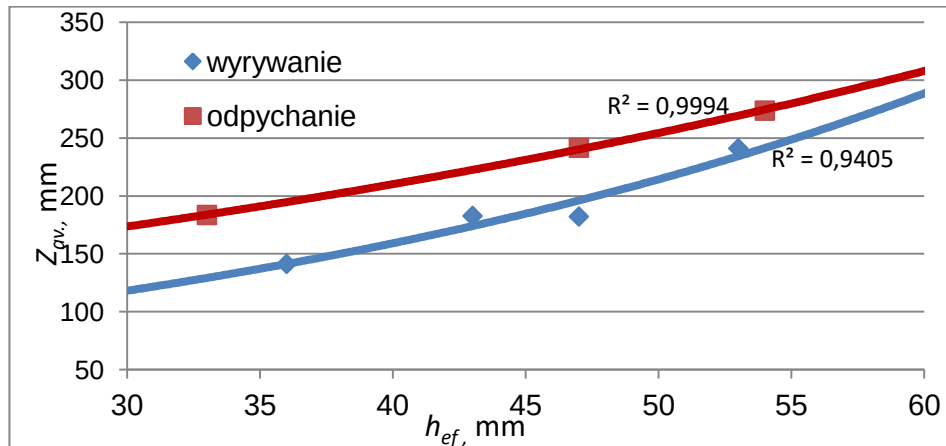
Porównanie średniej wartości objętości V_{av} odspojenia przedstawiono na rys. 138, gdzie niebieskim kolorem zaznaczono poszczególne wartości oraz linię trendu dla badań przeprowadzonych dotychczasową metodą. Czerwonymi punktami zaznaczono wartości oraz linię trendu uzyskane metodą odspajania poprzez odpychanie od dna otworu.



Rys. 138. Porównanie średniej objętości V_{av} odspojonego fragmentu w badaniach połowych dla dwóch metod odspajania

Ostatnim porównanym elementem był średni zasięg odspojenia Z_{av} , określony dla dwóch odmian przeprowadzenia procesu odspajania. Na rys. 139 zestawiono porównanie średniego zasięgu odspojenia dla prób badawczych

wcześniejszych (niebieskie punkty wraz z linią trendu) w odniesieniu do wyników prób metody zmodyfikowanej (czerwone punkty wraz z linią trendu).



Rys. 139. Porównanie średniego zasięgu Z_{av} , odspojonego fragmentu w badaniach polowych dla dwóch metod odpajania.

W wyniku badań stwierdzono, że mechanizm niszczenia ośrodka skalnego w metodzie wrywania kotwy jest zbliżony do niszczenia jej struktury poprzez rozciągające działanie głowicy kotwy opartej o dno otworu (odpychanie). Zarejestrowana w badaniach terenowych, trajektoria szczeliny powstającej w trakcie tworzenia stożka zniszczenia (rys. 136) jest bardzo zbliżona do uzyskiwanych w badaniach wrywania kotew, dla warunków przeprowadzonych badań w kopalni BRENN. Obliczeniowa siła zastępcza F_m (w wariancie odpychania od dna) wynikająca z przyłożonego momentu M_{max} jest większa od wyników badań metody „wrywania kotwy” dla wcześniej przedstawionej metody. Niemniej jednak zachowany jest ogólny trend wzrostu siły F wraz z głębokością kotwienia h_{ef} , a precyzyjne wartości są zależne od przyjętych współczynników tarcia μ w analizie porównawczej.

Porównanie średniej objętości V_{av} (rys. 138) oraz zasięgu odspojenia Z_{av} (rys. 139) daje wyniki zbieżne. Można zauważyć nieznacznie większy zasięg odspojenia dla metody zmodernizowanej, rzutuje to również na objętość próby odpajania. Różnice są jednak niewielkie, a liczba prób nie jest wystarczająca do określenia i jednoznacznej oceny przewagi metody zmodernizowanej, szczególnie w zakresie głębszego osadzenia kotwy. Niemniej jednak, można założyć, iż wyniki prób zmodernizowanej technologii wydają się obiecujące i pozwalają na określenie kierunków rozwoju technologii.

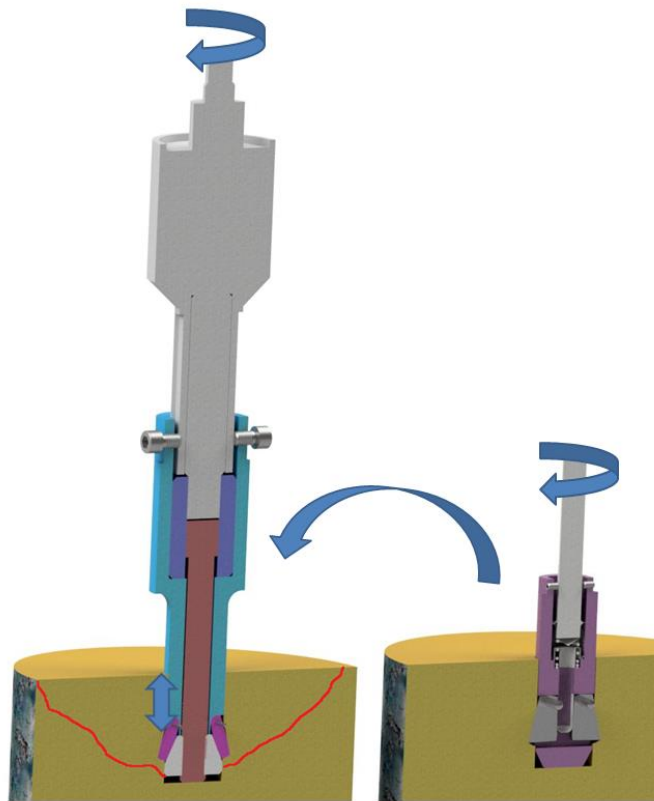
6.2. Kierunki rozwoju technologii - prototyp głowicy odspajającej

Przeprowadzone badania potwierdzające możliwość odspajania poprzez odpychanie od dna otworu umożliwiły podjęcie prac mających na celu rozwój niniejszej technologii z zastosowaniem innowacyjnej głowicy odspajającej, która będzie cechowała się możliwością wielokrotnego zastosowania.

W celu dalszego rozwoju technologii w ramach konkursu TANGO (wspólne przedsięwzięcie NCN i NCBiR) zrealizowany został projekt pt. „Technologia do niekonwencjonalnego odspajania fragmentów skał” [110].

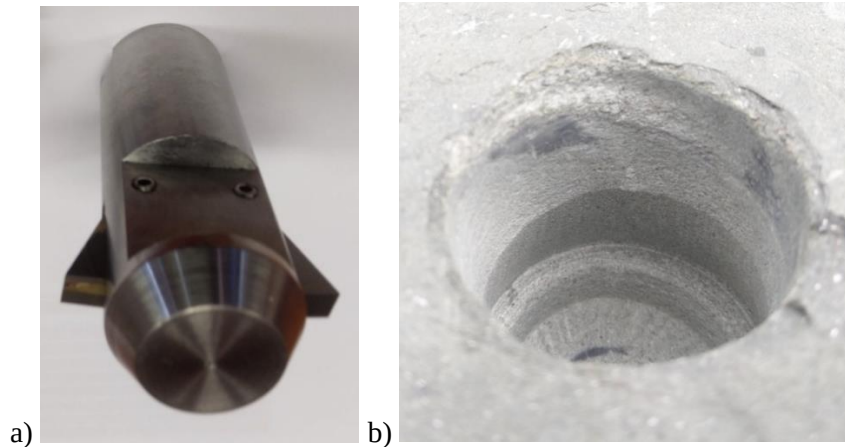
Dalsze prace skierowane zostały na opracowanie rozwiązania wariantu głowicy odspajającej, w której proces przebiegać będzie dwuetapowo. Pozwala to ograniczyć zużycie noży elementów podcinających wykonanych z węglików spiekanych, które w dotychczasowych rozwiązaniach ulegały zniszczeniu w momencie pojawienia się sił odspajających. W założeniach takiego wariantu głowicy odspajającej, otwór w skale przygotowywany jest wcześniej przez specjalnie do tego celu dedykowane wiertło oraz urządzenie podcinające o wymaganym zarysie. Następnie do tak wykonanego otworu wprowadza się głowicę odspajającą, której konstrukcja umożliwia jej rozparcie w podcięciu otworu. Ostateczne warianty rozwiązania zarówno urządzenia podcinającego, jak i głowicy odspajającej są rozwiązaniami innowacyjnymi, niewystępującymi w ofertach handlowych żadnego z producentów. Na rys. 140 pokazano ideę dwuetapowej realizacji procesu odspajania za pomocą innowacyjnej głowicy odspajającej oraz urządzenia podcinającego.

Rozwiązanie to jest chronione w Urzędzie Patentowym RP, opisem patentowym Pat.248276, pt.: „Głowica do niekonwencjonalnego odspajania fragmentów skał” [158].



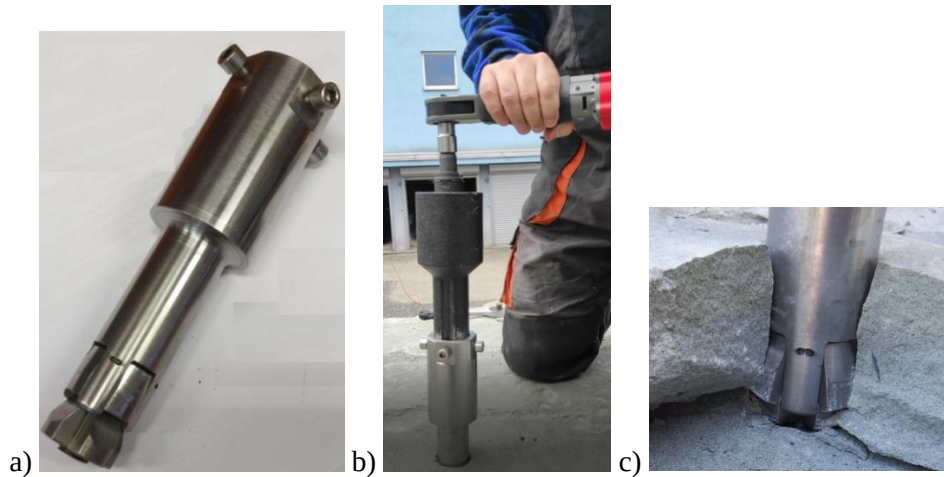
Rys. 140. Idea dwuetapowej realizacji procesu odspajania za pomocą innowacyjnej głowicy odspajającej oraz urządzenia podcinającego [110, 159]

Urządzenie podcinające składa się z korpusu wyposażonego w zestaw dwóch noży podcinających, wykonanych z węglików spiekanych oraz trzpienia napędowego. Zamocowane wahliwie noże podcinające, w momencie wprowadzania w otwór, schowane są wewnątrz korpusu. Po wprowadzeniu sił osiowych dociskających trzpień oraz momentu obrotowego (napędowego), urządzenie obraca się i jednocześnie stopniowo odchylane są noże ostrzy podcinających, aż do osiągnięcia ich maksymalnego stopnia wychylenia, rzędu około $13,5^\circ$. Wyciągnięcie urządzenia podcinającego zostało zapewnione dzięki odchylanym (cofanym) nożom. W pierwszej kolejności przeprowadzono próby wykonania otworu specjalnego. Otwór przygotowywany był dwuetapowo, poprzez wiercenie na żadaną głębokość oraz podcięcie okolic jego dna urządzeniem podcinającym. Jak pokazały pierwsze próby, wykonanie takiego podcięcia, za pomocą zaproponowanego narzędzia jest możliwe (rys. 141).



Rys. 141. Testy wykonania podcięcia w okolicy dna otworu;
a) urządzenie podcinające, b) wykonane podcięcie

Z kolei głowica odspajająca, do zastosowania w przygotowanym wcześniej otworze z podcięciem w caliznie skalnej), posiada złożone szczęki ułożone wzdłuż rdzenia głowicy, w wahliwy sposób na sworznach, bezpośrednio nad klinem rozpierającym. W momencie kontaktu rdzenia głowicy z dnem otworu dochodzi do rozwarcia końcówek szczęk na klinie rozpierającym, dzięki czemu szczęki wchodziły we wcześniej wykonane podcięcie w okolicach dna otworu. Głowica zaprojektowana została tak, aby rdzeń z nakręconym na odpowiednią wysokość klinem rozpierającym przesuwiał się wzdłuż osi głowicy w stosunku do korpusu oraz tulei przenoszącej moment napędowy na rdzeń głowicy. Zwiększenie momentu napędowego uzyskuje się poprzez zastosowanie multiplikatora momentu. Zwiększony moment obrotowy przenoszony jest poprzez tuleję na rdzeń głowicy. Gwintowe połączenie pomiędzy rdzeniem głowicy, a klinem rozpierającym, w momencie obrotu rdzenia, zapewnia jego wysunięcie w kierunku dna otworu. Jednocześnie, dzięki utwierdzeniu szczęk w kształtowym podcięciu okolicy dna otworu, możliwe jest wytworzenie siły rozpierającej generującej powstanie i propagację szczeliny odspajającej. Istotnym elementem głowicy, jest rozwiązanie sposobu przeniesienia momentu reakcyjnego pomiędzy multiplikatorem momentu, a klinem rozpierającym. Zaproponowano, aby moment reakcyjny przenoszony był za pomocą korpusu głowicy poprzez kształtowe połączenie jej z klinem rozpierającym (rys. 142).



Rys. 142. Prototypowa głowica odspajająca: a) budowa, b) testy stanowiskowe z multiplikatorem, c) rozwarcie szczęk w podcięciu dna otworu

Prototypowe rozwiązanie głowicy odspajającej przetestowane zostało na bloku skalnym z kopalni BRENNA, piaskowca o znanych parametrach wytrzymałościowych. Moment napędowy w czasie prób odspajania zadawano za pomocą klucza dynamometrycznego z napędem elektrycznym oraz rejestratorem momentu. Głowica do realizacji technologii odspajania wyposażona była w przekładnię (multiplikator momentu) o przełożeniu 1:58. Maksymalna wartość momentu obrotowego występowała w momencie krytycznego rozwarcia szczeliny, po którym następowała faza jej gwałtownego, niekontrolowanego rozwoju, prowadząca do odspojenia stożka i spadek wartości momentu obrotowego do zera. Dla tego wykonania modelu fizycznego głowicy, przeprowadzono próby odspajania dla otworów o głębokości w zakresie 50-100 mm. Odpowiada to głębokości podcięcia na poziomie 30-80 mm. Próby w większości przypadków zakończyły się odspojeniem przy zadaniu na multiplikatorze momentu M w zakresie $13,5 \div 18,0$ Nm, co po zastosowaniu szeregu założeń i przeliczeń odpowiada osiowej sile odspajającej $212 \div 283$ kN. Ww. wartości odpowiadają zakresom sił F_{max} , uzyskiwanych podczas badań laboratoryjnych kotew wyrywanych, za pomocą siłownika. Efekt realizacji testów stanowiskowych prototypowego rozwiązania głowicy odspajającej pokazano na rys. 143.

Szerszy opis mechanizmu powstawania pęknięć w strefie podciętej, wynikających z naprężeń generowanych przez przedmiotową głowicę, wraz z wynikami analiz MES, przedstawiono w pracach opisujących wyniki projektu TECHROD (*Technologia do niekonwencjonalnego odspajania skał fragmentów skał* konkurs TANGO-IV-A/0058/2019) m.in. [115, 120, 126 191].



Rys. 143. Wyniki testów stanowiskowych prototypowego rozwiązania głowicy odspajającej

Prototypowa głowica według zaproponowanego rozwiązania, jest elementem uniwersalnym, przeznaczonym do badań możliwości przemysłowego zastosowania technologii. Wykonany prototyp posłużył sprawdzeniu poprawności działania zaprojektowanego wariantu rozwiązania. W wersji komercyjnej (przemysłowej) głowica po odpowiedniej adaptacji może zostać zastosowana zarówno w wysokowydajnych systemach urabiania, jak i ręcznych urządzeniach mobilnych [159].

7. Podsumowanie i wnioski

W pierwszej części monografii określone zostały założenia metody odspajania skał z użyciem kotew w odniesieniu do mechanizmów uszkodzenia złącza kotwowego. Przeanalizowano opracowane dla betonów - modele analityczne, szczególnie w zakresie określenia siły wyrywającej kotwę (jej nośności), jak i możliwości określenia zasięgu odspojień.

Ze względu na fakt, że ośrodki skalne mają często inne parametry fizyko-mechaniczne oraz cechy strukturalne niż betony oraz dotychczas nie prowadzono badań nad zjawiskiem wyrywania kotew w kontekście uzyskania wydajnej metody urabiania, celowym było przeprowadzenie badań laboratoryjnych i w warunkach *in-situ*, wyrywania kotew (podcinających).

Dla celów realizacji badań, opracowano koncepcję i dokumentację konstrukcyjną stanowiska badawczego. Weryfikacji obliczeń wytrzymałościowych elementów stanowiska, dokonano w oparciu o analizę numeryczną przeprowadzoną metodą elementów skończonych (MES). Wykonano elementy mechaniczne stanowiska, zakupiono elementy układu pomiarowego i napędowego. W badaniach zastosowano skaner 3D do skanowania powierzchni odspojień, co było konieczne do budowy modeli numerycznych tych powierzchni i precyzyjnego wyznaczania kierunku propagacji szczelin, jak też ich zasięgu, co z kolei związane jest z wyznaczeniem rozmiarów odspajanych brył skalnych metodą *pull-out*.

Na bazie podjętych badań przemysłowych, w warunkach kopalni podziemnej i zakładów pozyskiwania surowców mineralnych (kamieniołomów), dla występujących tam skał, wyznaczono charakterystyki mechaniczne typu siła wyrywająca - głębokość kotwienia i ich korelację z wytrzymałością skały na ściskanie, rozciąganie i krytycznej wartości współczynnika intensywności naprężeń.

Dla celów potencjalnej technologii urabiania z użyciem wyrywania kotew, pod kątem doboru optymalnego rozstawu kotew (np. z uwagi na potencjalną energochłonność urabiania) zbadano doświadczalnie kształtowanie się siły wyrywającej F oraz zasięgu Z i objętości V odspojień w funkcji głębokości kotwienia h_{ef} , rozstawu kotew s , parametrów wytrzymałościowych skał. Wyznaczono zależności funkcyjne opisujące badane wielkości. Oszacowano średnią wartość kąta stożka zniszczenia α (kąta propagacji szczeliny towarzyszącej wyrywaniu bryły skalnej).

W ramach prac pobrano również próbki do laboratoryjnych badań wytrzymałościowych i odkształceniowych, wyznaczając stałe materiałowe

charakteryzujące własności skał, m.in.: wytrzymałość na rozciąganie f_b , wytrzymałość na ściskanie f_c , moduł Younga E , współczynnik Poissona ν i kohezję c . Na potrzeby badań i analiz numerycznych oszacowano krytyczną wartość uwalniania energii pęknięcia w typie I (G_{IC}) i na jej podstawie wyznaczono krytyczną wartość współczynnika intensywności naprężeń K_{IC} . Uzyskane wartości różnią się znacząco w stosunku do parametrów charakteryzujących betony o porównywalnych parametrach wytrzymałościowych.

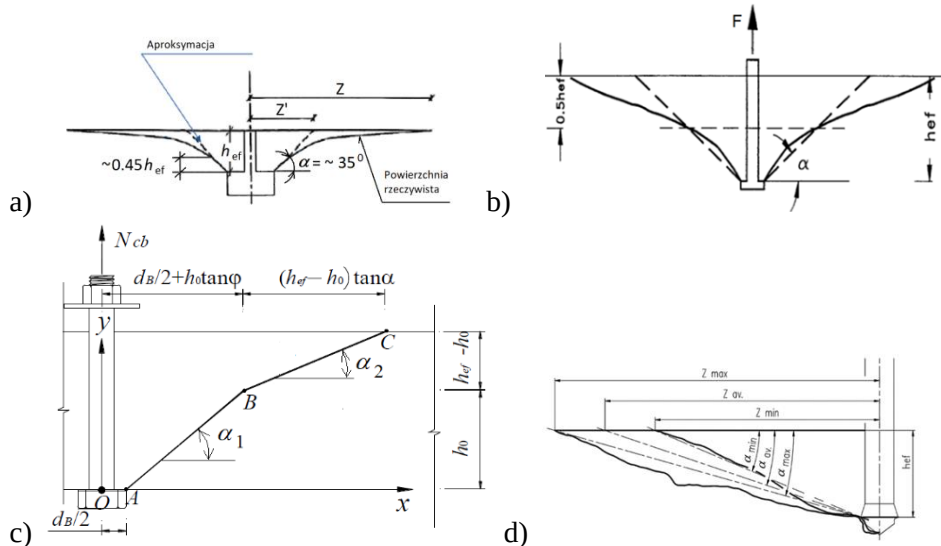
Skupiono się na wyrywaniu głównie kotew tzw. podcinających, utwierdzanych w wierconym w skale otworze, poprzez rozprężne rozparcie elementu kotwy w ostatniej fazie utwierdzania, połączonej z podcinaniem mechanicznym dna otworu. Dodatkowo, w ograniczonym zakresie, przetestowano również możliwości stosowania kotew tzw. rozprężnych, jednak z uwagi na potrzebę stosowania dużych sił (i momentów) do rozparcia kotwy celem jej późniejszego wyrwania razem z materiałem skalnym, zrezygnowano z tego typu eksperymentów.

Przebadano z sukcesem również układy 2 i 3 kotwowe. Dla układów cztero-kotwowych (stosowanych powszechnie w technice mocowań) nie udało się zrealizować w pełni eksperymentów, z uwagi na wcześniejsze zrywanie się jednej z kotew, co wywoływało naruszanie warunków równowagi układu i w konsekwencji prowadziło do niszczenia kolejnych kotew. Związane to było z dużymi nierównościami powierzchni swobodnej skały co z kolei przekładało się na znaczne trudności z zapewnieniem jednakowej dla wszystkich kotew, efektywnej głębokości kotwienia. Jest to cenna wskazówka co do kierunków i możliwości rozwoju dalszych badań układów wielokotwowych, w warunkach badań terenowych.

Wyniki przeprowadzonych prac badawczych i analitycznych poszerzają znacząco wiedzę również w obszarze technik mocowania elementów konstrukcji w surowym górotworze. Uzyskana nowa wiedza znalazła swe przełożenie na opracowanie założeń zupełnie nowej metody odspajania, opisanej w dokonanych i przynanych zgłoszeniach patentowych (niszczenie struktury skały poprzez odpowiednie rozparcie kotwy w otworze, bez potrzeby jej wyrywania). Uzyskane wyniki mają istotne znaczenie dla potencjalnego planowania rozmieszczenia otworów w technice odspajania skał postulowaną metodą, tj. poprzez odspajanie za pomocą głowicy. Znając niezbędną siłę minimalną potrzebną do odspojenia oraz przewidywany zakres propagacji szczeliny odspajającej, możliwym jest prowadzenie procesu odspajania z zachowaniem określonych gabarytów prowadzonego tunelu. Możliwym jest

również precyzyjne odspajanie jedynie wybranych fragmentów skał np. podczas akcji ratowniczych, likwidacji filarów czy przerostów skały płonnej w pokładzie (ścianie wydobywczej).

Zagadnieniem wymagającym dalszej dyskusji jest opracowanie jednolitego kryterium oceny tak kąta *stożka* zniszczenia α jak i zasięgu odspojenia Z na swobodnej powierzchni skały, co ilustruje rys. 144.



Rys. 144. Metody szacowania kąta stożka zniszczenia oraz zasięgu odspojenia, według: a) metody CCD, b) propozycji Zhao [196197], c) Yang [193] d) własnej metody stosowanej w ocenie odspojen w badaniach terenowych (rozdział 3)

Rys. 144a, ilustruje uproszczony sposób szacowania kąta stożka zniszczenia α według metody CCD, rys. 144b według uproszczenia podanego przez Zhao [197], rys. 144c) ilustruje bilinearny przebieg trajektorii pęknięcia wg Yang (z dwoma wartościami kątów stożka zniszczenia, gdzie $\alpha_1 > \alpha_2$). Na rys. 144d przedstawiono autorską koncepcję szacowania wartości tego kąta opracowaną na potrzeby analizy wyników przeprowadzonych badań terenowych.

W każdym przypadku występuje określony stopień uproszczeń mający swe przełożenie na wartość szacowanego kąta stożka zniszczenia α . Stąd też możliwości porównań tych wartości z wynikami badań MES, będą z natury rzeczy obciążone określonym błędem. Dla praktyki, zasadnym wydaje się metoda zaproponowana w niniejszej publikacji. Zasadne jest, zatem wypracowanie w przyszłości obiektywnej metody porównywania wyników badań terenowych z wynikami badań prowadzonym użyciem MES.

Dla technologii górniczych realizowanych w ośrodkach skalnych, przeprowadzone badania terenowe pozwoliły na zebranie bardzo cennych doświadczeń oraz nowej wiedzy w zakresie kształtowania się siły F wyrywającej kotwę oraz zasięgu Z i objętości V potencjalnego odspojenia.

Można wysunąć następujące wnioski:

1. Badania analityczne pozwoliły na zweryfikowanie istniejących dla betonów modeli zniszczenia ośrodka w zakresie współczynników kalibracyjnych oraz wyznaczyć współczynniki, które pozwalają na bliższy rzeczywistości opis kształtowania się siły wyrywającej F , dla kotew wyrywanych w danym ośrodku skalnym.
2. Modele empiryczne oparte o sieci neuronowe oraz o analizę regresji danych pomiarowych pozwalają z dużym prawdopodobieństwem (jak na warunki górnicze), w oparciu o oszacowania parametrów mechanicznych skał w górotworze, prognozować kształtowanie się siły wyrywającej kotwę F , zasięg Z i objętość V potencjalnych odspojień.
3. Zaprezentowany model teoretyczny odspajania, pozwalający na szacowanie zasięgu Z odspojień brył skalnych pod działaniem kotwy podcinającej, pomimo swych ograniczeń, znacząco ułatwi projektowanie metryki wiercenia otworów pod kotwy (sekwencji wyrywania kotew), zależnie od planowanej głębokości kotwienia h_{ef} , rozstawu kotew s , parametrów wytrzymałościowych skały oraz kąta stosowanej głowicy kotwy czy potencjalnie wyznaczonego współczynnika tarcia kotwy o skałę.
4. Przeprowadzone badania i uzyskane zależności są istotne tak dla potencjalnego rozwoju proponowanej technologii odspajania, ale również należy je uznać za równie ważne dla istniejącej technologii mocowań elementów konstrukcyjnych w obiektach inżynierskich, co stanowi o pewnym uniwersalizmie poruszanych zagadnień.

Literatura

1. ABAQUS 2011. ABAQUS 6.11 analysis user's manual. 2011.
2. ABAQUS 2019. Dassault Systemes Simulia Corporation: Velizy Villacoublay, France, 2019.
3. ABAQUS. Getting Started with ABAQUS. Interactive Edition. Version 6.8., 2008.
4. ACI 355.2-07.: Qualification of Post-Installed Mechanical Anchors in Concrete and Commentary An ACI Standard. Reported by ACI Committee 355. American Concrete Institute. June 2007.
5. ACI Committee 318; American Concrete Institute (ACI) Building code requirements for structural concrete (ACI 318-14): an ACI standard and commentary on building code requirements for structural concrete (ACI 318R-14): an ACI report; American Concrete Institute, ACI: Farmington Hills, Michigan, 2014; ISBN 978-0-87031-930-3.
6. ACI Committee 349 Code requirements for nuclear safety-related concrete structures: (ACI 349-06) and commentary, an ACI standard; American Concrete Institute: Farmington Hills, Mich., 2006; ISBN 978-0-87031-251-9.
7. ACI Committee 349, Design Guide to ACI 349-85, American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 1988.
8. ACI Committee 349; Code Requirements for Nuclear Safety Related Structures (ACI 349-01), American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 134 pp. 2001.
9. ACI Committee 355. State-of-the-art report on anchorage to concrete (ACI 355.1R-91). Reapproved 1997. Detroit, USA: American Concrete Institute, 1991.
10. Aczel, A. D., Souderpandian J.: Statystyka w zarządzaniu. Wydawnictwo Naukowe PWN, 2018.
11. AEFAC STANDARD Part I. Design of post-installed and cast-in fastenings to concrete. Australian Engineered Fasteners and Anchors Council. AEFAC Standard - Part 1: public consultation draft 15/4/2015.
12. Ahmed L.T., Braimah A.: Behaviour of undercut anchors subjected to high strain rate loading. *Procedia Engineering* 2017, 210, 326-333, doi:10.1016/j.proeng.2017.11.084.
13. Al S., Lenda T. A.: Finite Element Modelling of Anchorage to Concrete Systems at Different Strain Rates. A thesis submitted to the Faculty of Graduate and Postdoctoral Affairs in partial fulfillment of

- the requirements for the degree of Doctor of Philosophy in Civil Engineering. Carleton University Ottawa, Ontario, 2019.
14. Allix O.: Multiscale strategy for solving industrial problems, *Comp. Meth. Appl. Sci.*, 6, 2006, 107-126.
 15. Almeida Jr. S. A., Guner, S. (2020). A hybrid methodology using finite elements and neural networks for the analysis of adhesive anchors exposed to hurricanes and adverse environments. *Engineering Structures*, 212, 110505, 2020.
 16. Alqedra M.A., Ashour A.F.: Prediction of shear capacity of single anchors located near a concrete edge using neural networks. *Computers & Structures*, Volume 83, Issues 28-30, November 2005, Pages 2495-2502.
 17. Anderson N.S.: ICH Anchorage to Concrete Seminar. ACI 355.4-11, Qualification of Post-installed Adhesive Anchors in Concrete and Commentary. Seminar Santiago, Chile, 19-20 Marzo 2015. <https://pdfslide.net/documents/ich-anchorage-to-concrete-seminar-3-19-anchorage-to-concrete-seminar-aci.html>.
 18. Ashour, A.F.; Alqedra, M.A.: Concrete breakout strength of single anchors in tension using neural networks. *Advances in Engineering Software* 2005, 36, 87-97, doi:10.1016/j.advengsoft.2004.08.001.
 19. Asmus J., Eligehausen R.: Design method for splitting failure mode of fastenings. 2016. <http://demo.webdefy.com/rilem-new/wp-content/uploads/2016/10/pro021-007.pdf>.
 20. Asmus J.: Bemessung von zugbeanspruchten Befestigungen bei der Versagensart Spalten des Betons. Von der Fakultät Bauingenieur-Vermessungswesen der Universität Stuttgart zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.) genehmigte Abhandlung, Institut für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart, 1999. ISSN 0932-5921, SCBN 3-9805102-2-0 https://www.iwb.uni-stuttgart.de/dokumente/Diss_Asmus_ger.pdf.
 21. Baker, G., Karihaloo, B.L.: *Fracture of Brittle Disordered Materials: Concrete, Rock and Ceramics*; CRC Press, 1994; ISBN 978-1-4822-9476-7.
 22. Ballarini R., Keer L.M., Shah S.P.: An analytical model for the pull-out of rigid anchors. *International Journal of Fracture*, 33:75-94, 1987.
 23. Ballarini R., Shah S. P., Keer L. M: Failure characteristics of short anchor bolts embedded in a brittle material. *Proc. R. Soc. London*, A404, 35-54, 1986.

24. Ballarini R., Yueyue, X.: Fracture Mechanics Model of Anchor Group Breakout. *Journal of Engineering Mechanics* 2017, 143, 04016125, doi: 10.1061/(ASCE)EM.1943-7889.0001200.
25. Barenblatt G. I.: The Mathematical Theory of Equilibrium Cracks in Brittle Fracture. In *Advances in Applied Mechanics*; Elsevier, 1962; Vol. 7, pp. 55-129 ISBN 978-0-12-002007-2.
26. Benedetti L., Cervera M., Chiumenti M.: High-fidelity prediction of crack formation in 2D and 3D pullout tests. *Computers & Structures* 2016, 172, 93-109, doi: 10.1016/j.compstruc.2016.05.001.
27. Bennett M. S.: Prediction of the shear cone geometry surrounding headed anchor studs. *Theses and Dissertations. Paper 2060.* 1979.
28. Berger W.: Trag- und Verschiebungsverhalten sowie Bemessung von Kopfbolzenverankerungen mit und ohne Rückhängebewehrung unter Zuglast. Von der Fakultät Bau- und Umweltingenieurwissenschaften der Universität Stuttgart zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.) genehmigte Abhandlung Institut für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart, 2015.
29. Bober M.: Połączenia konstrukcji stalowych z betonowymi. Prezentacja opublikowana przez Stowarzyszenie wykonawców dachów płaskich i fasad - DAFA.
30. Bocca P., Carpinteri A., Valente S.: Fracture Mechanics Evaluation of Anchorage Bearing Capacity in Concrete. In *Applications of Fracture Mechanics to Reinforced Concrete*; Carpinteri, A., Ed.; CRC Press, 2018; pp. 231-266 ISBN 978-1-315-27304-4.
31. Bokor B., Sharma A., Hofmann J.: Experimental investigations on concrete cone failure of rectangular and non-rectangular anchor groups. *Engineering Structures* 2019, 188, 202-217. doi.org/10.1016/j.engstruct.2019.03.019.
32. Bokor B., Sharma A., Hofmann J.: Spring modelling approach for evaluation and design of tension loaded anchor groups in case of concrete cone failure. *Engineering Structures* 2019, 197, 109414, doi:10.1016/j.engstruct.2019.109414.
33. Bræstrup M. W.: Punching Shear in Concrete Slabs. Plasticity in Reinforced Concrete, Introductory Report, Colloquium of International Association for Bridge and Structural Engineering, Copenhagen, 1979, pp. 115-136.
34. Brincker R., Ulfkjær J. P., Adamsen P., Langvad L., Toft, R.: Analytical Model for Hook Anchor Pull-Out. I Aakjær, K. (ed.)

- (red.), Modern Design of Concrete Structures: Proceedings of Nordic Symposium, Aalborg University, May 3-5, 1995: R /Institut for Bygningsteknik, Aalborg Universitet (R9513 udg., s. 47-62). Aalborg: Dept. of Building Technology and Structural Engineering, Aalborg University. The Nordic Symposium on Modern Design of Concrete Structures, Nr. R9513.
35. Camposinhos R. S.: Undercut anchorage in dimension stone cladding. Proceedings of the Institution of Civil Engineers. Construction Materials, Volume 166 Issue 3, June 2013, pp. 158-174, <http://dx.doi.org/10.1680/coma.11.00050>.
 36. Carpinteri A.: Application of fracture mechanics to concrete structures. Journal of the Structural Division, Proceedings of the American Society of Civil Engineers, ASCE, Vol.108, No.ST4, April, 1982. ISSN0044-8001 /82/0004-0833/\$01.00 http://staff.polito.it/alberto.carpinteri/papers/CARPINTERI_1982_N.24_JSD.pdf.
 37. Carpinteri, A. (Ed.): Applications of Fracture Mechanics to Reinforced Concrete, 1st ed.; CRC Press: Boca Raton, FL, USA, 2018; ISBN 978-1-315-27304-4.
 38. Cebula D. Kalita M.: Badania i analiza naprężeń krytycznych w materiale skalnym wywołanych mechanicznym odspajaniem. Maszyny Górnicze 2016 nr 1, s. 3-13.
 39. Cebula D., Kalita M., Prostański D.: Próby dołowe technologii drażenia tuneli ratowniczych metodą niszczenia spójności skał. Maszyny Górnicze 2015 nr 1, s. 3-7.
 40. Cebula D.: Wyniki badań dołowych technologii mechanicznego odspajania skał. Nowoczesne metody eksploatacji węgla i skał zwięzłych: Monografia (pp.212-222). Akademia Górniczo-Hutnicza im. Stanisława Staszica, Kraków 2015.
 41. CEN/TC250, "EN1992-4 - Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 4: Design of fastenings for use in concrete, 2018. CEN/TS 1992-4-1: Design of fastenings for use in concrete - Part 4-1: General, CEN, Brussels, 2009. CEN/TS 1992-4-2: Design of fastenings for use in concrete - Part 4-2: Headed Fasteners, CEN, Brussels, 2009.
 42. Collins D. M., Klingner R. E., Polyzois D.: Load-deflection behavior of cast-in-place and retrofit concrete anchors subjected to static, fatigue, and impact tensile loads. Research Report No. 1126-1, Research Project 3-5-87-1126 : "Design Guide for Short Anchor

- Bolts". Center for transportation research bureau of engineering research the University of Texas at Austin, February 1989.
43. Comité Euro-International du Béton (CEB). Fastenings to concrete and masonry structures. London, England: Thomas Telford Services Ltd, 1994.
 44. Cook R. A., Doerr G. T., Klingner R. E.: Design guide for steel-to-concrete connections. Research Report No. 1126-4F. Center for Transportation Research, Bureau of Engineering Research, The University of Texas at Austin, March 1989.
<https://library.ctr.utexas.edu/digitized/texasarchive/phase2/1126-4f.pdf>.
 45. Cook R. A.: Behavior And Design Of Ductile Multiple -anchor Steel-to-concrete Connections. The University of Texas at Austin, 1989.
 46. Dadlez R., Jaroszewski W.: Tektonika. Wydawnictwo Naukowe PWN, Warszawa 1994.
 47. Delhomme F., Roure T., Arrieta B., Trunfio R., Limam A.: Pull-out tests of cast-in-place anchor studs with different embedment depths. XIII Conference on Durability of Building Materials and Components. 2014.
 48. Design guide: Design of fastenings in concrete: Comité euro-international du béton, Ed.; Thomas Telford: London: New York, NY, 1997; ISBN 978-0-7277-2558-5.
 49. Deutsches Institut für Bautechnik (DIBt). Z-21.1-1987 Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung HILTI Hinterschnittdübel HDA KKW für Befestigungen in Kernkraftwerken und kerntechnischen Anlagen (in German). Berlin, Germany, 2015.
https://www.HILTI.de/medias/sys_master/documents/hd2/9214230069278/Z-211-1987-fur-HDA-KKW-Zulassung-ASSET-DOC-LOC-1721948.pdf.
 50. Di Nunzio G., Muciaccia G.: Safety reduction in anchor groups due to uneven crack distribution. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering 2019, 615, 012087, doi:10.1088/1757-899X/615/1/012087.
 51. Dias I. F., Oliver J., Lloberas-Valls O.: Strain-injection and crack-path field techniques for 3D crack-propagation modelling in quasi-brittle materials. International Journal of Fracture 2018, 212, 67-87, doi:10.1007/s10704-018-0293-8.

52. Drwięga A., et. al.: Sprawozdanie za rok 2014 z realizacji projektu INREQ, Materiały niepublikowane ITG KOMAG, Gliwice: 2014.
53. Du Z. Z.: eXtendedFinite Element Method (XFEM) in ABAQUS, Simulia: Johnston, RI, USA, 2009.
<https://studylib.net/doc/13488839/extended-finite-element-method--xfem--in-abaqus-zhen-zhon...#>.
54. Duan, Q., Song, J.H., Menouillard T., Belytschko T.: Element-local level set method for three-dimensional dynamic crack growth. *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 2009, 80, 1520-1543, doi:10.1002/nme.2665.
55. El Sharnouby M. M., El Naggar M. H.: Numerical investigation of the response of expansion anchors used to attach helical pile connectors to concrete foundations. *Canadian Journal of Civil Engineering* 2010, 37, 866-877, doi:10.1139/L10-025.
56. Elfgren L., Ohlsson U.: Anchor Bolts Modelled with Fracture Mechanics. In *Applications of Fracture Mechanics to Reinforced Concrete*; Carpinteri, A., Ed.; CRC Press, 2018; pp. 1-50 ISBN 978-1-315-27304-4.
57. Elfgren L.: Development of the safety concept in design codes Anchor Bolts for Nuclear Power Plant Applications - Design and Assessment. Energiforsk Seminar, Stockholm, 3rd November, 2015. Available online: <https://docplayer.net/23808750-Development-of-the-safety-concept-in-design-codes.html> (accessed on Sep 21, 2019).
58. Eligehausen R., Mallée R., Silva J. F.: *Anchorage in Concrete Construction*, Ernst & Sohn, Berlin, Germany, 2006. ISBN 978-3-433-01143-0, 378 pp.
59. Eligehausen R. W., Mayer B.: *Tragverhalten von Dübelbefestigungen bei Zugbeanspruchung. Teil 1.* 2012.
60. Eligehausen R., Fuchs W., Mayer, B.: *Tragverhalten von Dübelbefestigungen bei Zugbeanspruchung. Teil 1.* 1987, doi:10.18419/OPUS-428.
61. Eligehausen R., Ožbolt J.: Influence of crack width on the concrete cone failure load.
<https://pdfs.semanticscholar.org/ddcb/57fb0542f2f1783de67d5d46056a7bf9afb8.pdf>
62. Eligehausen R., Sawade G., Elfgren L.: Anchorage to concrete (Chapter13). *RILEM REPORT: Fracture mechanics of concrete structures - From theory to applications* (Edited by L. Elfgren), 1989.

63. Eligehausen R., Sawade G.: A fracture mechanics based description of the pull-out behavior of headed studs embedded in concrete. *Fract Mech Concr Struct* 1989. <https://doi.org/10.18419/opus-7930>
64. Eligehausen R., Sippei T. M.: Befestigungstechnik. <https://elib.uni-stuttgart.de/bitstream/11682/428/1/eli107.pdf>.
65. Eligehausen R. Sharma A.: Seismic safety of anchorages in concrete construction - the latest perspective. Second European Conference on Earthquake Engineering and Seismology, Istanbul, Aug. 25-29, 2014.
66. Eligehausen, R., Mallée R.: Befestigungstechnik im Beton - und Mauerwerksbau. Beuth Verlag, 2000.
67. Eligehausen, R.: Verankerungen von Fassaden. 1986, doi: <http://dx.doi.org/10.18419/opus-389>.
68. Encinas J.: Anchor Rod Design - The Complex ACI Provisions (Part 1). October 2, 2016.
69. Erarslan N., Williams D. J.: Experimental, numerical and analytical studies on tensile strength of rocks. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2012. No 49, 21-30.
70. Eriksson D., Gasch T.: Load capacity of anchorage to concrete at nuclear facilities Numerical studies of headed studs and expansion anchors. Master of Science Thesis, Stockholm, Sweden, 2011.
71. ETAG 001: Guideline for European technical approval of metal anchors for use in concrete. European Organisation for Technical Approvals, Brussels, 1997.
72. Fairhurst C.: On the validity of the Brazilian test for the brittle materials. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* Vol. 1., pp. 535-546. 1964.
73. Fichtner S.: Untersuchungen zum Tragverhalten von Gruppenbefestigungen unter Berücksichtigung der Ankerplattendicke und einer Mörtelschicht. Investigations on the load behaviour of group fastenings considering the baseplate thickness and a grout layer 2011, doi: <http://dx.doi.org/10.18419/opus-368>.
74. FISCHER - Fixing Systems. Technical handbook Europe, 1st EDITION, 03/2006. https://www.pdfFiller.com/243745367-2007_tbe_en_Pages-1-36pdf-Technical-handbook-europe-fischer.
75. Fuchs W., Eligehausen R., Breen J. E.: Concrete capacity design (CCD) approach for fastening to concrete. *ACI Structure Journal*, 92 (1), 73-94, 1995.

76. Furche J., Eligehausen R.: Lateral Blow-Out Failure of Headed Studs Near a Free Edge. Proceedings of International Symposium, Anchors in Concrete - Design and Behavior". ACI International, SP-130, pp. 235-252, Farmington Hills, Michigan, 1991.
77. Gajewski J.; Podgórski J., Jonak J., Szkudlarek Z.: Numerical simulation of brittle rock loosening during mining process. Computational Materials Science 2008, 43, 115-118, doi:10.1016/j.commatsci.2007.07.044.
78. Golafshani E. M., Rahai A., Sebt M. H., Akbarpour H.: Prediction of bond strength of spliced steel bars in concrete using artificial neural network and fuzzy logic. Construction and Building Materials 36 (2012) 411-418, <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2012.04.046>.
79. Gontarz J., Podgórski J., Siegmund M.: Comparison of crack propagation analyses in a pull-out test. Materiały na konferencję: CMM 2017, 22nd International Conference on Computer Methods in Mechanics, Lublin, 13-16 September 2017 s. 130011-1-130011-8, (AIP Conference Proceedings 2018 vol. 1922).
80. Gontarz J., Podgórski J., Jonak J., Kalita M., Siegmund M.: Comparison between numerical analysis and actual results for a pull-out test, 41st Solid Mechanics Conference, August 27-31, 2018, Warsaw, Poland.
81. Gontarz J., Podgórski J., Jonak J., Kalita M., Siegmund, M.: Comparison Between Numerical Analysis and Actual Results for a Pull-Out Test. "41 SolMech" - konferencja 2019.
82. Gontarz J., Podgórski J., Jonak J., Kalita M., Siegmund M.: Comparison between numerical analysis and actual results for a pull-out test. Engineering Transactions, 67(3), 311-331. 2019. doi:10.24423/EngTrans.1005.20190815.
83. Gontarz J., Podgórski J., Siegmund M., Kalita M.: Podsumowanie badań laboratoryjnych piaskowca pod kątem analizy wrywania kotwy. Budownictwo i Architektura 4/2017.
84. Gontarz J., Podgórski J., Siegmund M.: Comparison of crack propagation analyses in a pull-out test: AIP Conference Proceedings, 1922. 2017. doi: 10.1063/1.5019141.
85. Gontarz J., Podgórski J.: Comparison of Various Criteria Determining the Direction of Crack Propagation Using the UDMGINI User Procedure Implemented in ABAQUS. Materials 2021, 14, 3382, <https://doi.org/10.3390/ma14123382>.

86. Gontarz J., Szulej, J.: Report on laboratory tests of sandstone and porphyry for rock fracture analysis. *Budownictwo i Architektura*, 19(2). 2020.
87. Gontarz J.: Modelowanie propagacji szczeliny w materiałach kruchych. Rozprawa doktorska. Politechnika Lubelska, Wydział Budownictwa i Architektury, Katedra Mechaniki Budowli. Lublin, 2022.
88. Gordeliy E., Detournay E., Napier J. A. L.: Modeling of Near-Surface Bowl-Shaped Fractures. In *Proceedings of the ARMA-10-155; American Rock Mechanics Association: ARMA*, 2010; p. 6.
89. Gordeliy E.; Piccinin R.; Napier J. A. L., Detournay E.: Axisymmetric benchmark solutions in fracture mechanics. *Engineering Fracture Mechanics* 2013, 102, 348-357, doi:10.1016/j.engfracmech.2013.01.010.
90. Hariyadi, Munemoto M., Sonoda Y.: Experimental analysis of anchor bolt in concrete under the pull-out loading. Paper presented at the *Procedia Engineering*, 171 926-933, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.01.391>, <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705817304010>.
91. HILTI. Anchor Fastening: Technology Manual, 09, 2014. Retrieved from <https://www.HILTI.group/content/dam/documents/pdf/a1/singapore/thailand-products-catalog/Thailand-Anchor%20Fastening%20Technology%20Manual-th.pdf>
92. HILTI. Technical Datasheet Update: Dec-17, HDA Undercut Anchor.
93. HILTI: HDA_FTM_2012-09 (Technisches Handbuch der Befestigungstechnik für Hoch- und Ingenieurbau. Ausgabe 01/2016).
94. HILTI: HDA_FTM_2012-09, https://www.HILTI.com/medias/sys_master/h37/h30/9150832279582/HDA_FTM_2012-09.pdf?mime=application%2Fpdf&realname=HDA_FTM_2012-09.pdf
95. Hirabayashi M., Suzuki T., Kobayashi K.: Basic Study on Pullout Resistance Mechanism of Taper-tipped Post-installed Anchors. *JR EAST Technical Review-No.26*,

- https://www.jreast.co.jp/e/development/tech/pdf_26/Tec-26-25-30eng.pdf
96. Hoehler M. S.: Behavior and Testing of Fastenings to Concrete for use in Seismic Applications. Von der Fakultät Bau- und Umweltingenieurwissenschaften der Universität Stuttgart zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs genehmigte Abhandlung. Institut für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart, 2006, ISSN 0932-5921, https://www.iwb.uni-stuttgart.de/dokumente/Dissertation_Philipp_Mahrenholtz_IWBdruck.pdf
 97. Hüer, T.: Tragverhalten von randnahen zugbeanspruchten Befestigungen bei der Versagensart „Spalten des Betons“. Load-carrying behaviour of tensile loaded anchorages near an edge of the failure mode “splitting of concrete” 2014, doi:<http://dx.doi.org/10.18419/opus-538>.
 98. ISRM: The ISRM Suggested Methods for Rock Characterization. Testing and Monitoring: 2007-2014. 2015th Edition, (Ed. R. Ulusay), ISRM, Springer, 2015
 99. Jaroszewski W. (red.): Słownik geologii dynamicznej, Wydawnictwa Geologiczne, Warszawa, 1985, ISBN 83-220-0196-7.
 100. Jasińska-Biliczak, A.: Endogeniczne uwarunkowania innowacyjności sektora małych i średnich przedsiębiorstw w regionie-ujęcie teoretyczne i praktyczne. Studia KPZK, (181). 2017.
 101. Jeng Y. S., Shah S.: Mixed-mode fracture of concrete, International Journal of Fracture, 1988, No. 38
 102. Jiabao Y.: Ultimate strength behavior of steel concrete- steel sandwich composite beams and shells. National University of Singapore, 2012. <https://scholarbank.nus.edu.sg/handle/10635/35809>.
 103. Jiang H., Du Ch., Liu S., Wang L.: Theoretical Modeling of Rock Breakage by Hydraulic and Mechanical Tool. Mathematical Problems in Engineering, Volume 2014, Article ID 895835, 9 pages, <http://dx.doi.org/10.1155/2014/895835>
 104. Jonak J., Kalita M., Siegmund M.: Badania procesu niszczenia struktur skalnych zespołem kotew podcinających. XXXII Konferencja Naukowa PRMR, Polanica - Zdrój, 27-31.01.2019.
 105. Jonak J., Karpiński R., Siegmund M., Machrowska A., Prostański D.: Experimental Verification of Standard Recommendations for Estimating the Load-carrying Capacity of Undercut Anchors in Rock

- Material. *Advances in Science and Technology Research Journal* 2021, 15(1), 230-244, <https://doi.org/10.12913/22998624/132279>,
106. Jonak J., Karpiński R., Siegmund M., Wójci, A., Jonak K.: Analysis of the Rock Failure Cone Size Relative to the Group Effect from a Triangular Anchorage System. *Materials*, 13(20), 4657. 2020.
 107. Jonak J., Karpiński R., Wójcik A., Siegmund M.: The Influence of the Physical-Mechanical Parameters of Rock on the Extent of the Initial Failure Zone under the Action of an Undercut Anchor. *Materials* 2021, 14, 1841. <https://doi.org/10.3390/ma14081841>
 108. Jonak J., Karpiński R., Wójcik A., Siegmund, M., Kalita M.: Determining the Effect of Rock Strength Parameters on the Breakout Area Utilizing the New Design of the Undercut/Breakout Anchor. *Materials* 2022, 15, 851. <https://doi.org/10.3390/ma15030851>
 109. Jonak J., Siegmund M.: i inni: Badania i modelowanie mechanizmu zniszczenia materiałów skalnych w przestrzennym stanie naprężeń ścinających i rozciągających. Projekt NCN, RODEST, konkurs OPUS10, 2015/19/B/ST10/02817. Projekt badawczy
 110. Jonak J., Siegmund M.: i inni: Technologia do niekonwencjonalnego odspajania skał fragmentów skał. Projekt NCBiR, TECHROD, konkurs TANGO-IV-A/0058/2019. Projekt badawczy.
 111. Jonak J., Siegmund M., Kalita M.: Urabianie skał zwięzłych metodą wrywania kotew. XXXI Konferencja „Problemy Rozwoju Maszyn Roboczych”, Zakopane 2018
 112. Jonak J., Siegmund M., Karpiński R.: Modelowanie odspajania skał kotwami podcinającymi. Referat, XXXIII Konferencja Naukowa PRMR, Szklarska Poręba, 12-16.01.2020.
 113. Jonak J., Siegmund M.: Projekt urządzenia dla ratownictwa górniczego. XXVIII Sympozjon Podstaw Konstrukcji Maszyn, Koszalin-Darłowo, 19-23.09.2017
 114. Jonak J., Szkudlarek Z.: Urabianie skał eksperymentalną głowicą frezująco-odłupującą. *Prace Naukowe - Monografie*, Nr 15. CMG Komag, Gliwice 2006.
 115. Jonak J.; Karpiński R.; Wójcik A.: Parametric Study of the Effect of Anchor Drive Bolt Geometry on Stress Distribution and Direction of Crack Formation in the Rock Medium. *Materials* 2025, 18(17), 4136. <https://doi.org/10.3390/ma18174136>
 116. Jonak J.; Karpiński R.; Wójcik A.; Siegmund M.: Numerical Investigation of the Formation of a Failure Cone during the Pullout

- of an Undercutting Anchor. *Materials* 2023, 16, 2010.
<https://doi.org/10.3390/ma16052010>
117. Jonak J.; Karpiński, R.; Wójcik A.; Siegmund M.: The Influence of the Physical-Mechanical Parameters of Rock on the Extent of the Initial Failure Zone under the Action of an Undercut Anchor. *Materials* 2021, 14, 1841. <https://doi.org/10.3390/ma14081841>
 118. Jonak J.; Siegmund M.: FEM 3D analysis of rock cone failure range during pull-out of undercut anchors. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 2019, 710, 012046, doi:10.1088/1757-899X/710/1/012046.
 119. Jonak J.; Siegmund M.; Karpiński R.; Wójcik A.: Three-Dimensional Finite Element Analysis of the Undercut Anchor Group Effect in Rock Cone Failure. *Materials* 2020, 13, 1332, doi: 10.3390/ma13061332
 120. Jonak J., Siegmund M., et al.: *Sprawozdanie z realizacji projektu RODEST*, Gliwice: ITG KOMAG. 2018.
 121. Jonak K.; Karpiński R.; Wójcik A.; Jonak J.: Simulation of Rock Failure Cone Development Using a Modified Load-Transferring Anchor Design. *Applied Sciences* 2025, 15(14), 7653. <https://doi.org/10.3390/app15147653>
 122. Judycki J. (i inni): *Modelowanie teoretyczne wpływu szczepności międzywarstwowej na zachowanie się nawierzchni asfaltowych*. Politechnika Gdańska, Wydział Inżynierii Lądowej i Środowiska. Katedra Inżynierii Drogowej. Gdańsk, listopad 2012. https://www.archiwum.gddkia.gov.pl/userfiles/articles/p/prace-naukowo-badawcze-w-trakcie_3434/szczepnosc_ETAP_III_Piotr_Jaskula_modelowanie_teoretyczne.pdf
 123. Kaczmarczyk L., Nezhad, M. M., Pearce C.: Three-dimensional brittle fracture: configurational-force-driven crack propagation. *Int. J. Numer. Meth. Engng* 2014, 97, 531-550, doi:10.1002/nme.4603.
 124. Kalita M., Prostański D.: Technologia drążenia tuneli ratowniczych metodą niszczenia spójności skał. *Przegląd Górniczy* 2012 nr 12 s. 86-91.
 125. Karihaloo B. L.: Pull-out of axisymmetric headed anchors. *Materials and Structures /Matériaux et Constructions*, Vol. 29, April 1996, pp 152-157., doi:10.1007/BF02486160.
 126. Karpiński R.; Jonak J.; Wójcik A.; Jonak K.; Prostański D.; Kaczyński R.: A Numerical Study of the Influence of Cone Angle of

- the Breakout Anchor Head on the Crack Trajectory of the Medium. *Advances in Science and Technology. Research Journal* 2024, 18(5).
127. Kermani E., Naeimipour A., Im K., Torrealba K., Yao-Cheng J.: Extended Finite Element Method. Group 4-EGEE520, May 2014. https://personal.ems.psu.edu/~fkd/courses/EGEE520/2014Deliverables/XFEM_2014.pdf
128. Kidybiński A.: Podstawy geotechniki kopalnianej. Wydawnictwo Śląsk, Katowice, 1982.
129. Kinash R., Witosiński J., Okinash O.: Współczesne metody badań pólnieniszczących konstrukcji betonowych. *Budownictwo Podziemne i Bezpieczeństwo w Komunikacji Drogowej i Infrastrukturze Miejskiej*. <http://www.bibt.agh.edu.pl/bibt2014/archiwum/2012/art/5.pdf>.
130. Korzyński M.: Metodyka eksperymentu: planowanie, realizacja i statystyczne opracowanie wyników eksperymentów technologicznych. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne. 2006.
131. Kucharczyk A.: Nośność zakotwienia stalowego masztu antenowego w istniejących elementach budynku. *Journal of Civil Engineering, Environment and Architecture* 2015, XXXII, 251-261.
132. Labuz J. F., Zang, A.: Mohr-Coulomb failure criterion. In *The ISRM Suggested Methods for Rock Characterization, Testing and Monitoring: 2007-2014* (pp. 227-231). Springer, Cham. 2012.
133. Lehr B.: Tragverhalten von Verbunddübeln unter zentrischer Belastung im ungerissenen Beton - Gruppenbefestigungen und Befestigungen am Bauteilrand.; 2003. https://elib.uni-stuttgart.de/bitstream/11682/187/1/dis_lehr.pdf
134. Lemaitre J., Dufailly J.: Damage measurements. *Engineering Fracture Mechanics*, 28(5-6), 643-661. 1987.
135. Lewandowicz M., Fabisiak M.; Efekt hourglass w metodzie elementów skończonych. <http://www.zkwp.put.poznan.pl/sites/files/dydaktyka/MK/Pytania-PL/Pytanie%20Nr%2023.pdf>.
136. Li L.: Load bearing capacity of torque-controlled expansion anchors. <http://demo.webdefy.com/rilem-new/wp-content/uploads/2016/10/pro021-016.pdf>
137. Liu G., Guo J., Bao Y.: Convergence Investigation of XFEM Enrichment Schemes for Modeling Cohesive Cracks. *Mathematics* 2022, 10, 383. <https://doi.org/10.3390/math10030383>.

138. Ljungberg J.: Pullout test of rock bolts at the Lima Hydropower station- Assessment of the test method. September 2016, TRITA-BKN. Master Thesis 499, 2016. ISSN 1103-4297, ISRN KTH/BKN/EX-499-SE.
139. Mahrenholtz P., Eligehausen R.: Post-installed concrete anchors in nuclear power plants: Performance and qualification. Nuclear Engineering and Design, 287, 48-56. 2015.
140. Maruyama K., Shimizu K., Momose M.: Load Carrying Mechanism of Anchor Bolt. Direct use of concrete tensile strength. IABSE reports 62 (1991). <http://www.e-periodica.ch> , <http://doi.org/10.5169/seals-47712> .
141. Mashayekhi: Modeling Fracture with ABAQUS (2), https://mashayekhi.iut.ac.ir/sites/mashayekhi.iut.ac.ir/files/files_course/lesson_29.pdf
142. Misa R., Nowakowski A., Nurkowski J.: Porównywanie wytrzymałości skał na ściskanie i rozciąganie uzyskanych na podstawie różnych norm i zaleceń. Prace Instytutu Mechaniki Górotworu PAN, 22. 2020.
143. Nilforoush R.: A Refined Model for Predicting Concrete-Related Failure Load of Tension Loaded Cast-in-Place Headed Anchors in Uncracked Concrete. Nordic Concrete Research Volume 60, 2019, (pp. 105-129) doi:10.2478/ncr-2019-0091.
144. Nilforoush R., Nilsson M., Elfgren L., Ožbolt J., Hofmann J., Eligehausen R.: Tensile Capacity of Anchor Bolts in Uncracked Concrete: Influence of Member Thickness and Anchor's Head Size. ACI Structural Journal 2017, 114, doi:10.14359/51689503
145. Nobile L.: Influence of fracture process zone on inelastic behavior of concrete. SEM/RILEM International Conference on Fracture of Concrete and Rock. Houston, Texas, June 1987. Editor: S.P. Shah, S.E. Swartz.
146. Olalusia O.B., Spyridis P.: Machine learning-based models for the concrete breakout capacity prediction of single anchors in shear. Advances in Engineering Software 147, 2020, 102832, <https://doi.org/10.1016/j.advengsoft.2020.102832>
147. Ozturk M.: Prediction of tensile capacity of adhesive anchors including edge and group effects using neural networks. Sci Eng Compos Mater 2013; 20(1): 95-104, DOI 10.1515/secm-2012-0059.

148. Pallarés L., Hajjar J.F.: Headed steel stud anchors in composite structures, Part II: Tension and interaction. *Journal of Constructional Steel Research* 2010, 66, 213-228.
149. Panton B.: Numerical modelling of rock anchor pullout and the influence of discrete fracture networks on the capacity of foundation tiedown anchors-the faculty of graduate and postdoctoral studies (Mining Engineering)- The University of British Columbia, Vancouver 2016.
150. Piccinin R., Ballarini R., Cattaneo S. : Pullout Capacity of Headed Anchors in Prestressed Concrete. *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 138, No. 7, July 1, 2012:877-887.
[http://dx.doi.org/10.1061/\(ASCE\)EM.1943-7889.0000395](http://dx.doi.org/10.1061/(ASCE)EM.1943-7889.0000395) ,
<http://ballarini.cive.uh.edu/wp-content/uploads/2016/06/86.pdf>.
151. PN-EN 12504-3:2006: Badania betonu w konstrukcjach - Część 3: Oznaczanie siły wrywającej.
152. Prostański D i inni; Opis rozwiązania patentowego nr PL 218 436 B1. Sposób urabiania skał poprzez niszczenie spójności skał górotworu.
153. Pytel W.: Geomechaniczne problemy doboru obudowy kotwowej dla wyrobisk górniczych. KGHM CUPRUM, Wrocław, 2012.
154. Qiang T., Kou X., Zhou W.: Three-dimensional FEM interface coupled method and its application to arch dam fracture analysis, *Chinese J. Rock Mech. Eng.* 19 (5), 2000, 562-566
155. Segle P., Strömbro J., Wulff A., Kölfors J., Larsson A., Persson, R.: Numerical simulations of headed anchors break in reinforced and non-reinforced concrete structures. *Strålsäkerhetsmyndigheten*, 2013.
156. Shaikh A.F., Yi W.: In-Place Strength of Welded Headed Studs. *PCI JOURNAL*/March-April 1985
<https://pdfs.semanticscholar.org/825a/fd27472f2695e67f4c68617255cdaae5a0a6.pdf>
157. Siegmund M, Jonak J., Tomiczek K.: Wstępna analiza zależności pomiędzy zakresem odspojenia z użyciem kotwy podcinającej a wybranymi własnościami wytrzymałościowymi skał. VI Sympozjum „Zagadnienia Mechaniki Pękania i Skrawania Materiałów” Kazimierz Dolny n. Wisłą 11- 13 Października 2019r.

158. Siegmund M., Jonak J. i inni; Opis rozwiązania patentowego nr Pat.248276 pt.: „Głowica do niekonwencjonalnego odspajania fragmentów skał”
159. Siegmund M., Jonak J., Bałaga D., Kalita M.; Koncepcja głowicy do realizacji technologii niekonwencjonalnego odspajania fragmentów skał; Międzynarodowa Konferencja Naukowo-Techniczna - Sprawiedliwa Transformacja Terenów Pogórnich oraz warsztaty techniczne KOMTECH. 10-12 października 2022 r. Szczyrk.
160. Siegmund M., Jonak J., Kalita M., Bałaga B.: Badania procesu odspajania skał kotwami podcinającymi. XLII Zimowa Szkoła Mechaniki Górniczej i Geoinżynierii, Karpacz, 11 - 14 marca 2019,
161. Siegmund M., Jonak J.: Analiza procesu odspajania skał o różnych własnościach wytrzymałościowych kotwami podcinającymi, 20 Międzynarodowa Konferencja Naukowo-Techniczna Innowacyjne Techniki i Technologie dla Górnictwa KOMTECH-IMTech 14-16 października 2019 r. Szczyrk.
162. Siegmund M., Jonak J.: Analiza wyników badań wstępnych oraz określenie kierunku dalszych prac badawczych technologii drążenia tuneli ratowniczych metodą mechanicznego odspojenia, XL Zimowa Szkoła Mechaniki Górniczej i Geoinżynierii 20-23 marca 2017 r.,
163. Siegmund M., Jonak J.: Analiza wyników badań wstępnych oraz określenie kierunku dalszych prac badawczych technologii drążenia tuneli ratowniczych metodą mechanicznego odspojenia. Cuprum 2017 nr 1 s. 57-71, ISSN 0137-2815.
164. Siegmund M., Jonak J.: Analysis of the process of loosening the rocks with different strength properties using the undercutting bolts. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, 679(1), 2019. doi:10.1088/1757-899X/679/1/012014 .
165. Siegmund M., Kalita M., Bałaga D., Jonak J.: Badania procesu odspajania skał kotwami podcinającymi, XLII Zimowa Szkoła Mechaniki Górniczej i Geoinżynierii 11-14 marca 2019 r., Karpacz. Konferencja.
166. Siegmund M., Kalita M., Bałaga D., Kaczmarczyk K., Jonak J.: Testing the rocks loosening process by undercutting anchors. *Studia Geotechnica et Mechanica*, 2020; 42(3): 276-290, <https://doi.org/10.2478/sgem-2019-0052>
167. Siegmund M.: Method for mechanical loosening the solid rock using undercut anchor, EcoMining: Development of Integrated PhD Program for Sustainable Mining & Environmental Activities", on-

- line at Dnipro University of Technology on September 6-10, 2021. Konferencja.
168. Siegmund M.: Selected technologies for destruction of rocks cohesion by using their tensile strength properties. *Mining Machines*, 2021, Vol. 39 Issue 1, pp. 2-16.
<https://doi.org/10.32056/KOMAG>
https://ecology.nmu.org.ua/ua/International/ECOMNING/Agenda%20Eco-Mining%20training_workshop_040921.pdf.
169. Siegmund M.: Sprawozdanie z realizacji grantu wewnętrznego ITG KOMAG pt: Mechanizm niszczenia spójności skał z wykorzystaniem wytrzymałości na rozciąganie, EP/P61-20875. ITG KOMAG. Gliwice 2017. Materiały niepublikowane
170. Siegmund M.; Właściwości procesu odspajania skał kotwami podcinającymi, Seminarium naukowe Katedry Geomechaniki i Budownictwa Podziemnego, 14 marca 2019 r., Politechnika Śląska, Gliwice.
171. Spyridis, P.; Olalusi, O.B.: Predictive Modelling for Concrete Failure at Anchorages Using Machine Learning Techniques. *Materials* 2021, 14, 62. <https://dx.doi.org/10.3390/ma14010062>.
172. StatSoft. Internetowy Podręcznik Statystyki. STATISTICA.PL.
173. Stolarska M., Chopp D. L., Moës N., Belytschko T.: Modelling crack growth by level sets in the extended finite element method. *Int. J. Numer. Meth. Engng* 2001;51:943-960
<https://doi.org/10.1002/nme.201>.
174. Subramanian N.: Recent developments in the design of anchor bolts, *The Indian Concrete Journal*, July 2000, Vol. 74, No. 7, pp. 407-414.
175. Szkudlarek Z., Jonak J.: Urabianie skał eksperymentalną głowicą frezująco-odłupującą. Monografia nr 15 KOMAG, Gliwice 2006.
176. Szymański, A., *Mechanika gruntów*. Wydawnictwo SGGW, Warszawa 2007.
177. Tan E. L., Varsani H., Liao F. Y.: Experimental study on demountable steel-concrete connectors subjected to combined shear and tension. *Engineering Structures*, 183, 110-123. 2019. doi: 10.1016/j.engstruct.2018.12.08.
178. Thompson M. K., Jirsa J. O., Breen J. E., Klingner R. E.: Anchorage Behavior of Headed Reinforcement: Literature Review. Research Project 0-1855. Explore new uses for t-headed bars in structural concrete reinforcement applications. May 2002.
http://ctr.utexas.edu/wp-content/uploads/pubs/1855_1.pdf

179. Tomiczek K.: A note on the strength and deformation properties of some sandstone under three-point bending in the context of tension and compression behavior. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science, Volume 261, Mining of Sustainable Development 28 November 2018, Gliwice, Poland.
180. Tomiczek K.: O różnicach w wartościach wytrzymałości skał na rozciąganie oznaczonych na podstawie prób rozciągania bezpośredniego i rozciągania metodą brazylijską. Materiały naukowe VIII Szkoły Geomechaniki 2007 Cz. 1 - Polska, Gliwice, 2007, s. 421-434.
181. Tomiczek K.: O właściwościach procesu odkształcania się skał przy rozciąganiu. Prace Naukowe Instytutu Geotechniki i Hydrotechniki Politechniki Wrocławskiej. Konferencje2007 | Vol. 76, nr 42 | 615-623.
182. Tomiczek K.: Sprawozdanie z badań laboratoryjnych piaskowca z ZKWK „Królowa Luiza”. Laboratorium Mechaniki Skał KGBPiZOP, Gliwice, 2015 (materiały niepublikowane).
183. Tomiczek K.: Właściwości procesu odkształcania się i kruchego pęknięcia skał przy rozciąganiu. Praca doktorska. Wydział Górnictwa i Geologii Politechniki Śląskiej, Gliwice 2007.
184. Tomiczek, K.: Badania wytrzymałościowe wybranych skał magmowych i osadowych: Raporty z badań dla ITG KOMAG (NB-363/RG4/2017, NB-11/RG4/2017, NB-117/RG4/2018, NB 266/RG-4/2018). Gliwice: Politechnika Śląska (materiały niepublikowane). 2017-2018.
185. Tomiczek, K.: Zmienna uszkodzenia D dla skał - Część 1. Wybrane metody oznaczania zmiennej D. Budownictwo Górnicze i Tunelowe, (3), 12-17. 2009.
186. Tsavdaridis K. D., Shaheen M. A., Baniotopoulos C., Salem, E.: Analytical approach of anchor rod stiffness and steel base plate calculation under tension. Structures 2016, 5, 207-218, doi:10.1016/j.istruc.2015.11.001.
187. Vogel A.; Ballarini R.: Ultimate Load Capacities of Plane and Axisymmetric Headed Anchors. Journal of Engineering Mechanics 1999, 125, 1276-1279, doi:10.1061/(ASCE)0733-9399(1999)125:11(1276), <http://ballarini.cive.uh.edu/wp-content/uploads/2014/10/asce-anchor-bolts-with-amy-vogel.pdf>.
188. Wang J., Jivkov A. P., Li Q. M., Engelberg D. L.: Experimental and numerical investigation of mortar and ITZ parameters in meso-scale

- models of concrete, Theoretical and Applied Fracture Mechanics, Volume 109, 2020, 102722, ISSN 0167-8442, <https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2020.102722>.
189. AWatson D. S.: Modelling aspects of the influence of edge effects on expansion anchors. PhD, University of Glasgow, 2006.
 190. Węglorz M.: Influence of Headed Anchor Group Layout on Concrete Failure in Tension. *Procedia Engineering* 2017, 193, 242-249.
 191. Wójcik A.; Jonak K.; Karpiński R.; Jonak J.; Kalita M.; Prostański D.: Mechanism of Rock Mass Detachment Using Undercutting Anchors: A Numerical Finite Element Method (FEM) Analysis. *Materials* 2024, 17(18), 4468. <https://doi.org/10.3390/ma17184468>
 192. Wyllie D.C.: *Foundations on rock: engineering practice* (2nd ed.), E & FN Spon, London. 1999.
 193. Yang K. H., Ashour A. F.: Mechanism analysis for concrete breakout capacity of single anchors in tension. *ACI Structural Journal*, 2008, 105(5): 609-616. <http://hdl.handle.net/10454/6246>
 194. Yankelowsky D., Leibowitz O.: Analysis of anchor bolts by the Yankelowsky - Leibowitz model. In: *Round Robin Analysis and Tests of Anchor Bolts in Concrete Structures*. Ed.: Lennart Elfgren, 1998, Luelä University of Technology. <http://www.diva-portal.org/smash/get/diva2:968542/FULLTEXT01.pdf>
 195. Zaidir, Maruyama K., Shimomura T.: Crack Growth Mechanism and Fatigue Strength of Concrete in Anchor System: コンクリート工学年次論文報告集 1997, 19, 135-140. <http://dl.ndl.go.jp/info:ndljp/pid/10646075>
 196. Zhao G.: *Tragverhalten von randfernen Kopfbolzenverankerungen bei Betonbruch*, University of Stuttgart, Dissertation, 1993.
 197. Zhao, J.: Applicability of Mohr-Coulomb and Hoek-Brown strength criteria to the dynamic strength of brittle rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 37(7), 1115-1121.2000.
 198. Zniszczyński A.: Odspajanie większych brył skalnych w procesie urabiania. *Eksploracja i Niezawodność* NR 5/2001.

Eksperymentalna i numeryczna analiza odspajania skał z użyciem kotew

Streszczenie

Temat niniejszej publikacji wynika z potrzeby znalezienia alternatywnej, do znanych i powszechnie stosowanych, metody urabiania mechanicznego. W niektórych warunkach geologiczno - górniczych istnieje silna potrzeba ograniczenia negatywnych efektów towarzyszących tradycyjnym metodom eksploatacji, np.: technologiom urabiania mechanicznego w sąsiedztwie budowli krytycznych, instalacji przemysłowych, fundamentów, czy technologiom opartym na materiałach wybuchowych (strzelaniu), których efektem są drgania lub emisja gazów szkodliwych dla zdrowia i środowiska. Szczególnym przykładem konieczności opracowania nowej technologii, jest problem drażenia tuneli ratowniczych w złożonych warunkach geologicznych, w sposób niepowodujący propagacji strefy zniszczenia skał i/lub ich zawału.

Na podstawie analizy rozwiązań stosowanych w technikach kotwienia elementów konstrukcyjnych w betonowych obiektach inżynierskich stwierdzono możliwość adaptacji tej technologii do kontrolowanego wrywania kotew, głównie podcinających, w celu odspajania większych brył skalnych.

W początkowych rozdziałach monografii przedstawiono założenia metody odspajania skał z wykorzystaniem kotew oraz przeanalizowano mechanizmy uszkodzenia złącza kotwowego. Omówiono również dotychczasowe modele analityczne opracowane dla betonów, ze szczególnym uwzględnieniem określania nośności kotew i siły wrywającej.

Ze względu na odmienne właściwości fizykomechaniczne i strukturę ośrodków skalnych w porównaniu do betonów przeprowadzono badania laboratoryjne oraz badania in situ procesu wrywania kotew podcinających, realizowane zarówno w zakładach eksploatacji surowców skalnych, jak i w kopalniach podziemnych. Wyznaczono podstawowe parametry mechaniczne skał, w tym: wytrzymałość na rozciąganie f_t , wytrzymałość na ściskanie f_c , moduł Younga E , współczynnik Poissona ν oraz kohezję c .

W monografii zaprezentowano wyniki ponad 120 prób wrywania kotew podcinających, wykonanych z użyciem autorskiego stanowiska badawczego, z jednoczesnym pomiarem siły wrywającej. Badaniom towarzyszyło optyczne skanowanie 3D powierzchni zniszczenia oraz analiza propagacji szczeliny odspajającej. Przeprowadzono również próby w układach dwu- i trójkotwowych, analizując interakcję stożków zniszczenia.

Na podstawie wyników badań opracowano model empiryczny umożliwiający prognozowanie wartości siły wyrywającej F , zasięgu odspojień Z oraz objętości zniszczenia V w funkcji efektywnej głębokości kotwienia h_{ef} i wytrzymałości skały na ściskanie f_c . Równolegle opracowano model analityczny pozwalający na określenie zasięgu odspojień Z w zależności od f_c , h_{ef} , kąta głowicy kotwy γ oraz współczynnika tarcia μ . Znajomość tych parametrów umożliwia realizację procesu odspajania z zachowaniem założonych gabarytów wyrobiska.

Opracowano koncepcję systemu doradczego opartego na sztucznych sieciach neuronowych (ANN), przeznaczonego do prognozowania parametrów procesu technologicznego w warunkach terenowych.

Przeprowadzone analizy numeryczne metodą elementów skończonych (MES) wykazały, że rzeczywisty zasięg i geometria stref zniszczenia znacząco odbiegają od założeń metod obliczeniowych stosowanych w konstrukcjach betonowych, takich jak CCD. W przypadku układów wielokotwowych stwierdzono istotny wpływ interakcji stożków zniszczenia, przy granicznej wartości proporcji s/h_{ef} rzędu 5,0–5,4. Uzyskane wyniki są spójne z obserwacjami empirycznymi i mają istotne znaczenie praktyczne dla projektowania rozmieszczenia otworów w technologii odspajania skał. W końcowych rozdziałach przedstawiono propozycję zmodyfikowanej metody odrywania skał od calizny oraz konstrukcję prototypowej głowicy odspajającej.

Przedstawione w niniejszej publikacji badania, ich wyniki, modele i rozwiązania stanowią spójną charakterystykę zjawiska odspajania skał od calizny metodą wyrywania kotew podcinających. Uzyskane rezultaty potwierdzają możliwość precyzyjnego i efektywnego odspajania wybranych skał w warunkach szczególnych, np.: podczas akcji ratowniczych, likwidacji filarów czy przerostów skały płonnej w pokładzie (ścianie wydobywczej).

Experimental and numerical analysis of rock loosening using anchors

Abstract

The subject of this work arises from the need to identify an alternative method to conventional and widely used mechanical excavation techniques. Under certain geological and mining conditions, there is a strong need to limit the adverse effects accompanying traditional exploitation methods, such as mechanical excavation conducted in the vicinity of critical structures, industrial installations and foundations, or technologies based on the use of explosives (blasting), which result in vibrations or the emission of gases harmful to human health and the environment. A particularly important example of the necessity to develop a new technology is the problem of emergency tunnel excavation in complex geological conditions, carried out in a manner that does not cause the propagation of rock damage zones and/or rock collapse.

Based on an analysis of solutions applied in anchoring techniques for structural elements in concrete engineering structures, the possibility of adapting this technology to the controlled pull-out of anchors-primarily undercutting anchors was identified as a means of detaching larger rock fragments.

The initial chapters of the work present the assumptions of the rock detachment method using anchors and analyse the failure mechanisms of the anchor-rock joint. Existing analytical models developed for concrete are also discussed, with particular emphasis on determining anchor load-bearing capacity and pull-out force.

Due to the differences in physical and mechanical properties and structural characteristics of rock media compared to concrete, laboratory and in situ investigations of the pull-out process of undercutting anchors were conducted. The studies were carried out both in surface rock mining operations and in underground mines. Basic mechanical parameters of the rocks were determined, including tensile strength f_t , compressive strength f_c , Young's modulus E , Poisson's ratio ν and cohesion c .

The work presents the results of more than 120 pull-out tests of undercutting anchors performed using a proprietary experimental setup, with simultaneous measurement of the pull-out force. The experiments were accompanied by optical 3D scanning of the failure surfaces and analysis of

detachment crack propagation. Additional tests were conducted for two- and three-anchor systems, allowing the investigation of failure cone interaction.

Based on the experimental results, an empirical model was developed to predict the pull-out force F , detachment range Z and failure volume V as functions of the effective anchorage depth h_{ef} and the compressive strength of the rock f_c . In parallel, an analytical model was formulated to determine the detachment range Z depending on f_c , h_{ef} , anchor head angle γ and friction coefficient μ . Knowledge of these parameters enables the detachment process to be carried out while maintaining the assumed dimensions of the excavation.

A concept of an advisory system based on artificial neural networks (ANN) was developed to support the prediction of technological process parameters under field conditions.

Numerical analyses performed using the Finite Element Method (FEM) demonstrated that the actual extent and geometry of damage zones differ significantly from the assumptions adopted in calculation methods used for concrete structures, such as the Concrete Capacity Design (CCD) approach. In the case of multi-anchor systems, a significant effect of failure cone interaction was observed, with a critical s/h_{ef} ratio in the range of approximately 5.0–5.4.

The obtained results are consistent with empirical observations and are of significant practical importance for the design of borehole layouts in rock detachment technologies. The final chapters present a modified method for detaching rock from the rock mass and the design of a prototype detachment head.

The investigations, results, models and solutions presented in this work constitute a coherent characterisation of the rock detachment phenomenon using the undercutting anchor pull-out method. The results confirm the possibility of precise and effective detachment of selected rock fragments under special conditions, such as rescue operations, pillar removal and the elimination of waste rock interbeds in longwall mining.

Załączniki

W załączniku do niniejszej monografii zawarto zestawienie wyników badań *in-situ* (tab. 16 - tab. 19) oraz wygenerowanych przekrojów odspojenia dla każdej próby badawczej ze wszystkich kopalń (rys. 145 - 160). Na podstawie tych danych, opracowane zostały modele empiryczne.

Należy podkreślić, że przekroje stożków odspojenia są przekrojone płaszczyznami wzdłuż promieni zasięgów maksymalnego Z_{max} i minimalnego Z_{min} . Dlatego też, przekroje te cechuje silna asymetria. Przekroje takie wybrano, ze względu na zamysł pokazania sytuacji skrajnych. W rzeczywistości, jeżeli sporządzono by przekroje pionowe płaszczyzną wzdłuż promienia średniego zasięgu Z_{av} , odspojenia, wygenerowane przekroje cechowałby większa symetria względem osi pionowej przekroju.

Z1. Zestawienie uzyskanych wyników dla pojedynczej kotwy

Zestawienie wyników dla prób przeprowadzonych w kopalni ZALAS.

Tab. 16.

ZALAS Numer próby	Efektywna głębokość kewienia, h_{ef} , mm	Maksymalna siła podczas odspajania, F_{max} , kN	Zasieg odspajania Z , mm			Kąt odspajania α , °			Powierzchnia odspajania P , m ²			Objętość odspajania V , dm ³			Wysół, $Q=Z_{max}/h_{ef}$ Q_{max}
			Z_{min}	Z_{max}	Z_{av}	α_{min}	α_{max}	α_{av}	P_{min}	P_{max}	P_{av}	Z_{min}	Z_{max}	Z_{av}	Q_{max}
Z11	84	143,1	210	126	168	24,1	39,1	30,0	0,15	0,07	0,11	4,2	1,6	2,90	2,00
Z13	73	189,1	309	199	254	14,3	22,5	17,5	0,32	0,14	0,23	8,1	3,8	5,95	3,48
Z14	73	209,5	255	227	241	17,4	19,6	18,5	0,22	0,21	0,21	5,4	7,8	6,61	3,30
Z15	84	214,6	280	182	231	18,1	27,8	21,9	0,28	0,13	0,21	5,0	4,6	4,80	2,75
Z16	65	184,0	334	249	292	11,8	16,0	13,6	0,38	0,23	0,30	7,4	3,7	5,54	4,48
Z23	80	224,8	585	269	427	8,1	18,0	11,2	1,13	0,27	0,70	20,6	7,4	13,97	5,34
Z24	73	199,3	361	197	279	12,2	22,7	15,9	0,43	0,16	0,30	13,2	6,0	9,63	3,82
Z31	80	214,6	407	232	320	11,8	20,9	15,1	0,54	0,21	0,38	10,5	9,4	9,95	3,99
Z32	77	217,2	323	285	304	14,4	16,3	15,3	0,35	0,28	0,32	11,2	7,1	9,15	3,95
Z33	63	184,0	292	240	266	13,2	16,2	14,5	0,28	0,19	0,24	6,2	5,2	5,71	4,22
Z34	95	219,7	373	259	316	15,2	21,9	17,9	0,48	0,24	0,36	20,2	7,9	14,08	3,33
Z35	75	212,1	279	235	257	16,3	19,4	17,7	0,27	0,19	0,23	8,4	5,2	6,78	3,43
Z37	71	173,7	294	257	276	14,7	16,8	15,7	0,35	0,28	0,31	11,1	5,2	8,15	3,88
Z41	75	168,6	383	173	278	11,8	26,5	16,4	0,48	0,15	0,31	12,4	5,7	9,06	3,71
Z42	63	135,4	328	164	246	11,7	24,0	15,7	0,37	0,10	0,23	13,6	2,2	7,86	3,90
Z44	43	71,5	189	163	176	13,9	16,2	15,0	0,13	0,10	0,11	1,5	1,8	1,63	4,09
Z47	40	51,1	246	181	214	9,8	13,5	11,4	0,22	0,11	0,17	3,3	1,2	2,25	5,34
Z51	38	65,4	134	133	134	17,7	17,9	17,8	0,06	0,06	0,06	0,7	0,8	0,72	3,51
Z56	101	358,0	351	300	326	17,1	20,0	18,4	0,42	0,32	0,37	10,7	15,7	13,18	3,22
Z57	56	113,6	292	150	221	11,7	23,7	15,8	0,28	0,09	0,18	4,0	2,6	3,26	3,95
Z58	82	205,8	449	203	326	10,9	24,4	15,1	0,66	0,15	0,41	13,3	4,4	8,84	3,98
Z59	72	197,5	439	328	384	9,8	13,3	11,3	0,65	0,38	0,51	19,1	8,8	13,93	5,33
Wartość średnia	71,0	179,7	323,3	216,0	269,7	13,9	20,8	16,4	0,4	0,2	0,3	9,5	5,4	7,5	3,9

Zestawienie wyników dla prób przeprowadzonych w kopalni BRACISZÓW.

Tab. 17.

BRACISZÓW Numer próby	Efektywna głębokość kotwienia, h_{eff} , mm	Maksymalna siła podczas odspajania, F_{max} , kN	Zasięg odspajania Z , mm			Kąt odspajania α , °			Powierzchnia odspajania P , m ²			Objętość odspajania V , dm ³			Współ. $Q=Z_{\text{eff}}/h_{\text{eff}}$ α_{max}	
			Z_{max}	Z_{min}	Z_{av}	α_{min}	α_{max}	α_{av}	P_{max}	P_{min}	P_{av}	Z_{max}	Z_{min}	Z_{av}		α_{min}
B11	73	212,1	277	234	256	16,0	19,0	17,4	0,30	0,18	0,24	13,6	4,3	8,95	3,50	
B14	70	178,9	240	170	205	17,8	25,4	21,0	0,20	0,10	0,15	5,0	2,1	3,55	2,93	
B15	62	214,6	335	237	286	11,2	16,1	13,2	0,37	0,22	0,30	8,9	10,0	9,45	4,61	
B16	71	212,1	312	245	279	13,8	17,7	15,5	0,32	0,23	0,27	9,5	9,4	9,47	3,92	
B17	59	204,4	167	131	149	22,2	28,5	25,0	0,10	0,07	0,08	2,1	1,9	2,02	2,53	
B18	70	119,6	249	197	223	17,2	21,9	19,2	0,24	0,15	0,20	9,2	6,1	7,64	3,19	
B22	60	127,8	229	111	170	16,2	34,1	22,1	0,18	0,05	0,11	3,7	0,8	2,25	2,83	
B23	122	218,7	248	148	198	28,4	44,2	34,8	0,23	0,09	0,16	8,8	2,5	5,63	1,62	
B24	53	110,4	260	94	177	12,6	36,5	18,9	0,24	0,04	0,14	3,2	0,8	2,02	3,34	
B26	65	143,1	430	316	373	9,1	12,5	10,5	0,61	0,35	0,48	15,0	16,1	15,56	5,74	
B27	79	209,5	512	403	458	9,2	11,7	10,3	0,91	0,57	0,74	36,5	14,8	25,60	5,79	
B28	77	191,6	359	346	353	12,9	13,4	13,1	0,43	0,42	0,43	10,9	13,7	12,28	4,58	
B210	50	158,4	298	161	230	10,3	19,9	13,6	0,28	0,09	0,19	3,1	1,6	2,35	4,59	
B31	63	191,6	447	200	324	8,4	19,5	11,8	0,64	0,17	0,40	13,9	6,7	10,27	5,13	
B32	50	163,5	361	169	265	8,4	18,8	11,7	0,42	0,10	0,26	5,2	1,5	3,35	5,30	
B33	60	127,8	262	148	205	14,1	25,6	18,2	0,22	0,10	0,16	3,2	3,2	3,19	3,42	
B34	42	148,2	308	110	209	8,4	25,6	12,7	0,34	0,04	0,19	6,0	0,7	3,34	4,98	
B35	40	204,4	247	241	244	10,1	10,4	10,2	0,20	0,19	0,19	2,5	3,2	2,83	6,10	
B36	46	117,5	183	108	146	16,0	28,3	20,5	0,11	0,05	0,08	1,4	0,9	1,13	3,16	
B37	86	207,0	355	276	316	14,5	18,7	16,4	0,41	0,27	0,34	14,5	10,7	12,59	3,67	
B38	73	125,2	390	178	284	11,2	25,1	15,6	0,49	0,15	0,32	8,6	6,0	7,26	3,89	
B39	59	125,2	364	135	250	9,8	27,7	14,6	0,43	0,08	0,26	6,9	2,6	4,73	4,23	
B41	107	242,7	380	331	356	16,7	19,1	17,8	0,54	0,37	0,46	24,2	13,5	18,83	3,32	
B42	140	275,9	297	178	238	27,0	42,0	33,1	0,37	0,16	0,26	10,1	6,7	8,43	1,70	
B46	33	56,2	185	148	167	11,0	13,9	12,3	0,12	0,09	0,10	1,2	1,7	1,44	5,05	
B49	35	61,3	207	153	180	10,3	14,2	12,0	0,14	0,10	0,12	1,5	1,8	1,64	5,14	
B411	36	61,3	234	144	189	9,3	15,6	11,7	0,17	0,07	0,12	1,9	1,2	1,55	5,25	
Wartość średnia	66,0	163,3	301,3	196,7	249,0	13,8	22,4	16,8	0,3	0,2	0,3	8,5	5,3	6,9	4,1	

Zestawienie wyników dla prób przeprowadzonych w kopalni GUIDO.

Tab. 18.

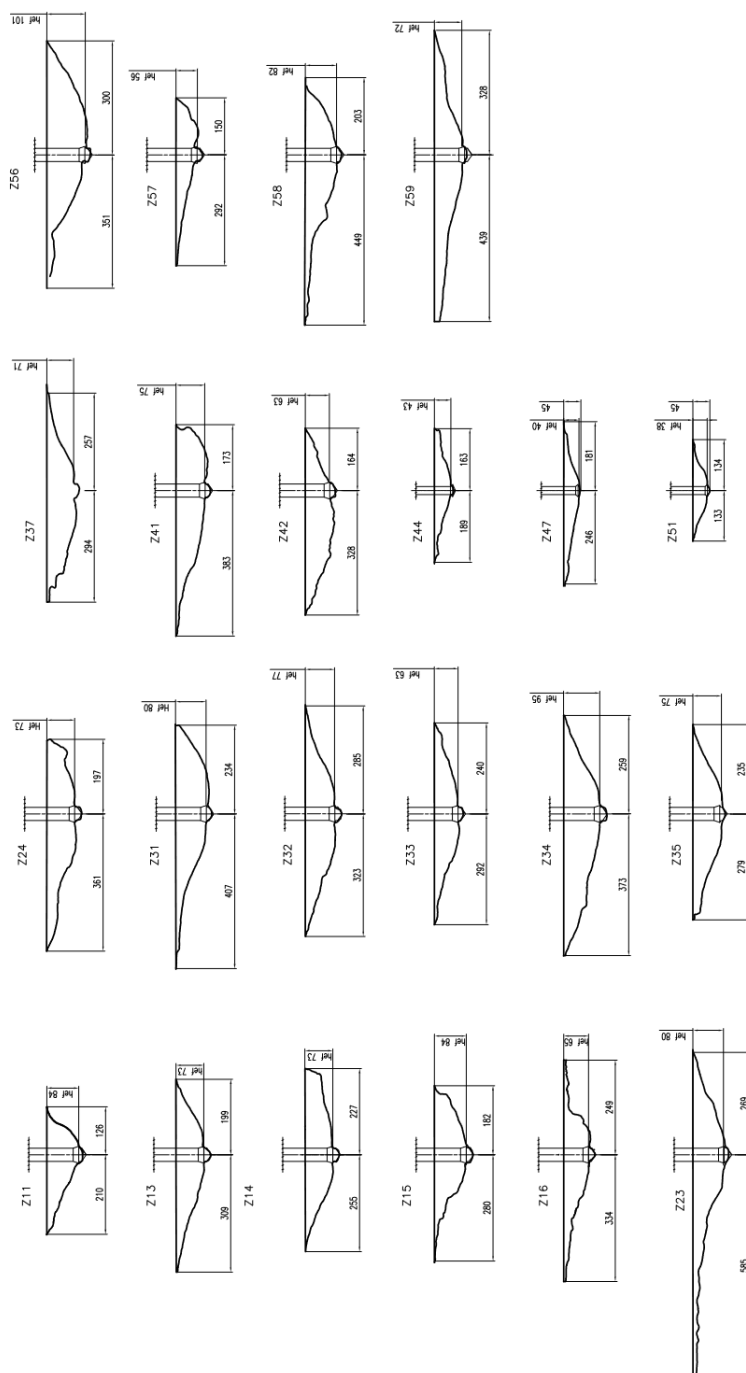
GUIDO Numer próby	Efektywna głębokość kotwienia, h_{ef} , mm	Maksymalna siła podczas odspojenia, F_{max} , kN	Zasięg odspojenia Z , mm			Kąt odspojenia α , °			Powierzchnia odspojenia P , m ²			Objętość odspojenia V , dm ³			Współ. $Q=Z_{ef}/h_{ef}$ Q_{max}
			Z_{max}	Z_{min}	Z_{sc}	α_{min}	α_{max}	α_{sc}	P_{max}	P_{min}	P_{sc}	Z_{min}	Z_{max}	Z_{sc}	
G11	63	130,3	167	158	163	24	25	24	0,12	0,09	0,10	2,8	1,5	2,17	2,58
G12	61	120,1	352	184	268	10	21	14	0,42	0,16	0,29	6,4	0,3	3,31	4,59
G14	81	173,7	408	170	289	12	29	17	0,58	0,14	0,36	17,5	5,5	11,53	3,57
G15	68	112,4	558	378	468	7	11	9	1,03	0,51	0,77	31,2	11,8	21,53	6,88
G21	81	275,9	316	264	290	15	19	17	0,32	0,24	0,28	6,3	4,4	5,37	3,58
G22	71	173,7	351	264	308	12	16	14	0,42	0,25	0,33	13,3	9,9	11,60	4,33
G23	69	143,1	299	275	287	14	15	15	0,29	0,27	0,28	8,7	9,5	9,12	4,16
G25	60	168,6	252	196	224	15	19	17	0,21	0,13	0,17	2,5	3,2	2,87	3,73
G26	70	163,5	170	159	165	25	27	26	0,10	0,09	0,10	1,3	1,7	1,52	2,35
G27	62	127,8	356	209	283	11	18	13	0,42	0,15	0,28	13,2	3,6	8,43	4,56
G28	65	104,8	279	102	191	14	39	21	0,25	0,04	0,15	6,8	1,0	3,89	2,93
G29	75	104,8	248	202	225	18	23	20	0,21	0,15	0,18	4,2	3,6	3,87	3,00
G210	76	168,6	428	232	330	11	20	14	0,62	0,24	0,43	30,5	7,1	18,80	4,34
G31	43	112,4	399	269	334	7	10	8	0,50	0,24	0,37	3,7	4,9	4,30	7,77
G34	76	189,1	301	186	244	15	25	19	0,32	0,13	0,22	8,5	2,6	5,50	3,20
G35	61	135,4	386	339	363	10	11	10	0,47	0,37	0,42	9,2	8,1	8,65	5,94
G37	76	265,7	353	187	270	13	25	17	0,40	0,14	0,27	11,0	3,4	7,24	3,55
G38	70	230,0	345	273	309	12	16	14	0,39	0,25	0,32	5,3	3,7	4,52	4,41
G41	51	86,9	338	241	290	9	13	11	0,36	0,23	0,29	6,9	7,2	7,06	5,68
G42	46	117,5	386	206	296	7	14	10	0,48	0,15	0,32	12,1	3,7	7,89	6,43
G43	87	235,1	439	229	334	12	23	16	0,63	0,25	0,44	19,0	9,1	14,01	3,84
G46	71	217,2	329	195	262	13	22	17	0,35	0,13	0,24	6,4	1,8	4,09	3,69
G47	69	163,5	304	130	217	14	33	20	0,30	0,07	0,18	7,7	1,5	4,62	3,14
G48	58	235,1	223	146	185	16	25	20	0,17	0,08	0,12	3,4	1,4	2,37	3,18
G49	75	168,6	384	199	292	12	23	16	0,55	0,14	0,35	17,0	3,5	10,23	3,89
G410	95	245,3	307	235	271	18	24	21	0,32	0,21	0,26	8,2	5,0	6,58	2,85
G411	73	178,9	380	278	329	12	16	13	0,53	0,27	0,40	15,1	5,7	10,42	4,51
G51	92	197,5	291	256	274	19	22	20	0,22	0,25	0,24	12,5	5,7	9,12	2,97
G52	136	386,8	432	406	419	18	20	19	0,79	0,69	0,74	58,4	33,8	46,07	3,08
G61	66	184,0	372	143	258	11	29	16	0,45	0,08	0,27	16,6	2,0	9,32	3,90
G62a	38	56,2	83	77	80	29	32	30	0,03	0,02	0,02	0,4	0,3	0,36	2,11
G64b	42	17,9	137	56	97	19	46	27	0,07	0,01	0,04	1,1	0,1	0,61	2,30
G71	81	173,7	402	93	248	12	49	20	0,58	0,06	0,32	28,0	1,6	14,81	3,06
G72	96	173,7	354	120	237	16	45	24	0,46	0,07	0,26	18,2	2,1	10,15	2,47
G73	80	311,7	278	174	226	17	28	21	0,25	0,11	0,18	5,5	2,4	3,95	2,83
G74	72	209,5	357	177	267	12	25	16	0,42	0,12	0,27	9,9	3,6	6,74	3,71
Wartość średnia	71,0	173,9	326,8	205,8	266,3	14,2	23,7	17,3	0,4	0,2	0,3	11,9	4,9	8,4	3,9

Zestawienie wyników dla prób przeprowadzonych w kopalni BRENNA.

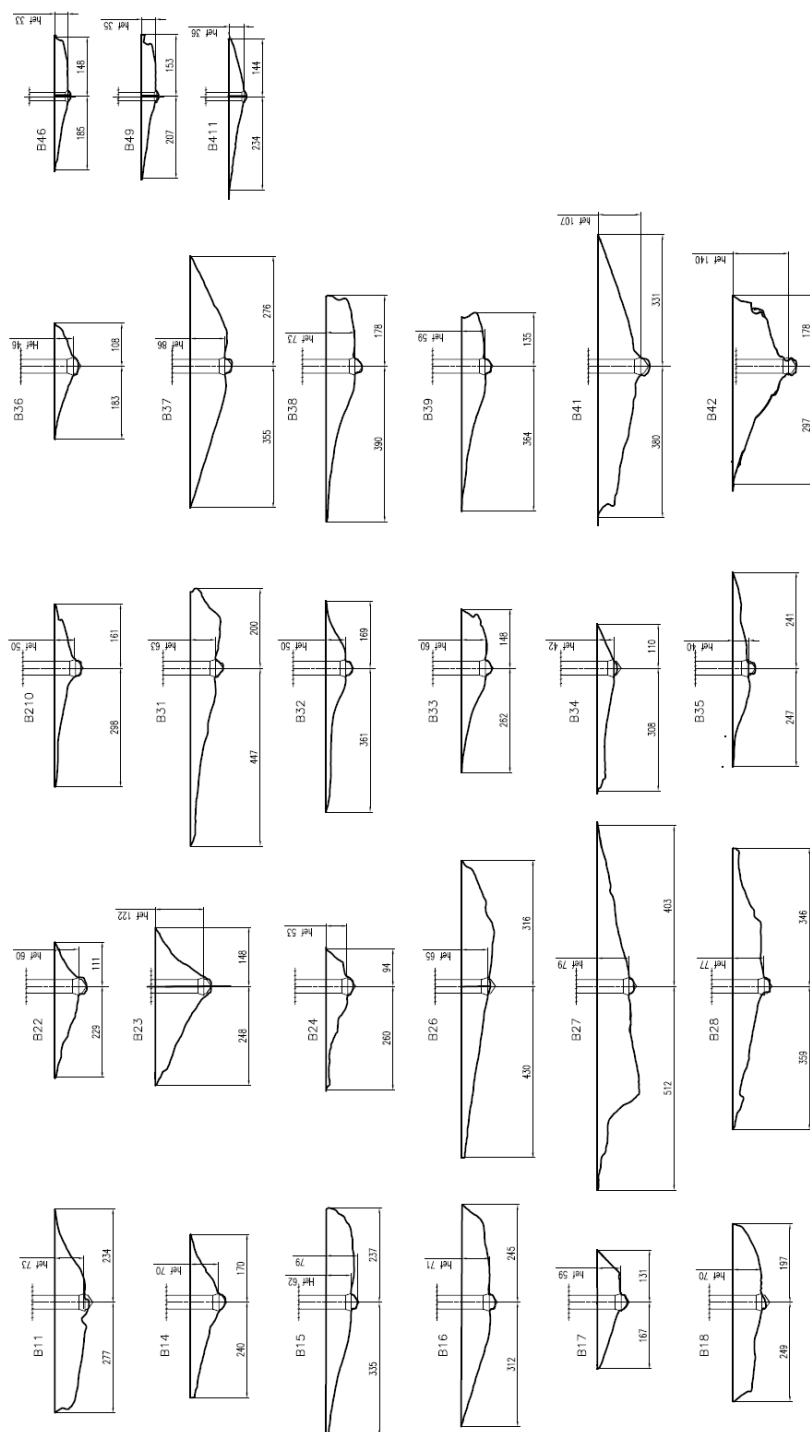
Tab. 19.

BRENNA Numer próby	Efektywna głębokość kotwienia, h_{ef} , mm	Maksymalna siła podczas odspajania, F_{max} , kN	Zasięg odspajania Z , mm			Kąt odspajania α , °			Powierzchnia odspajania P , m ²			Objętość odspajania V , dm ³			Współ. $Q=Z_{\text{max}}/h_{\text{ef}}$ Q_{max}
			Z_{max}	Z_{min}	Z_{sc}	α_{max}	α_{min}	α_{sc}	P_{max}	P_{min}	Z_{max}	Z_{min}	Z_{sc}	Q_{min}	
A11	82	81,8	440	328	384	11,1	15,0	12,8	0,64	0,51	0,58	16,5	21,5	18,99	4,68
A12	87	112,4	661	125	393	7,8	40,3	13,2	1,41	0,07	0,74	41,5	2,3	21,93	4,52
A13	115	184,0	408	231	320	16,6	28,9	21,2	0,56	0,29	0,43	27,9	14,5	21,18	2,78
A21	129	148,2	475	192	334	15,9	37,3	22,5	0,76	0,24	0,50	32,9	12,2	22,56	2,59
A22	133	270,8	969	412	691	8,0	18,9	11,3	2,99	0,58	1,79	111,5	28,6	70,04	5,19
A23	105	178,9	647	534	591	9,5	11,6	10,5	1,34	0,95	1,15	32,6	33,7	33,12	5,62
A24	115	230,0	818	435	627	8,2	15,6	10,8	2,18	0,63	1,41	67,7	24,7	46,16	5,45
A25	130	260,6	546	506	526	13,9	15,0	14,5	0,99	0,85	0,92	46,8	39,7	43,29	4,05
A26	115	189,1	465	330	398	14,6	20,5	17,0	0,69	0,44	0,56	24,4	25,1	24,76	3,46
A31	94	109,9	368	258	313	15,0	17,8	17,9	0,45	0,23	0,34	12,1	7,3	9,69	3,33
A32	107	161,0	422	360	391	15,0	17,6	16,2	0,58	0,47	0,53	18,9	21,7	20,31	3,65
A33	102	143,1	415	324	370	14,6	18,7	16,4	0,56	0,35	0,46	13,5	12,7	13,06	3,62
A34	117	189,1	562	375	469	12,2	18,4	14,7	1,03	0,49	0,76	43,6	20,3	31,97	4,00
A38	127	232,5	758	544	651	9,8	13,7	11,4	1,88	1,51	1,69	70,8	78,3	74,54	5,13
A39	53	56,2	309	173	241	10,2	18,5	13,2	0,32	0,10	0,21	6,4	2,2	4,27	4,55
A310	63	71,5	366	238	302	10,2	15,8	12,4	0,43	0,19	0,31	7,4	4,9	6,14	4,79
A41	47	51,1	208	156	182	14,2	19,4	16,4	0,15	0,08	0,12	2,6	1,7	2,13	3,87
A42	70	92,0	448	229	339	9,3	18,7	12,5	0,65	0,20	0,42	13,7	6,7	10,20	4,84
A43	90	140,5	519	265	392	10,3	20,4	13,7	0,86	0,33	0,60	21,3	14,8	18,07	4,36
A44	107	171,2	454	359	407	13,9	17,6	15,6	0,68	0,45	0,56	20,3	21,6	20,99	3,80
A45	127	204,4	542	474	508	13,7	15,7	14,7	0,97	0,74	0,85	36,0	34,5	35,25	4,00
A46	146	232,5	705	257	481	12,1	31,9	17,7	1,66	0,34	1,00	71,7	22,4	47,01	3,29
A47	146	263,2	846	556	701	10,1	15,3	12,1	2,40	1,01	1,71	133,7	46,0	89,89	4,80
A51	78	107,3	329	222	276	14,3	21,4	17,1	0,36	0,20	0,28	8,0	7,7	7,81	3,53
A52	113	189,1	475	294	385	14,0	22,6	17,3	0,75	0,38	0,57	26,7	23,4	25,06	3,40
A53	36	30,7	171	111	141	13,6	22,1	16,9	0,09	0,05	0,07	1,0	1,0	1,00	3,92
A54	43	30,7	191	174	183	13,7	15,1	14,4	0,12	0,10	0,11	1,3	1,6	1,44	4,24
A57	33	----	207	160	184	10,1	13,5	11,6	0,15	0,09	0,12	2,1	2,2	2,15	5,56
A58	47	----	287	196	242	10,1	15,2	12,1	0,27	0,14	0,21	3,7	3,4	3,55	5,14
A59	54	----	277	270	274	12,0	12,3	12,1	0,25	0,25	0,25	4,4	7,7	6,03	5,06
Wartość średnia	93,7	153,0	476,3	302,9	389,6	12,1	19,6	14,7	0,9	0,4	0,6	30,7	18,1	24,4	4,2

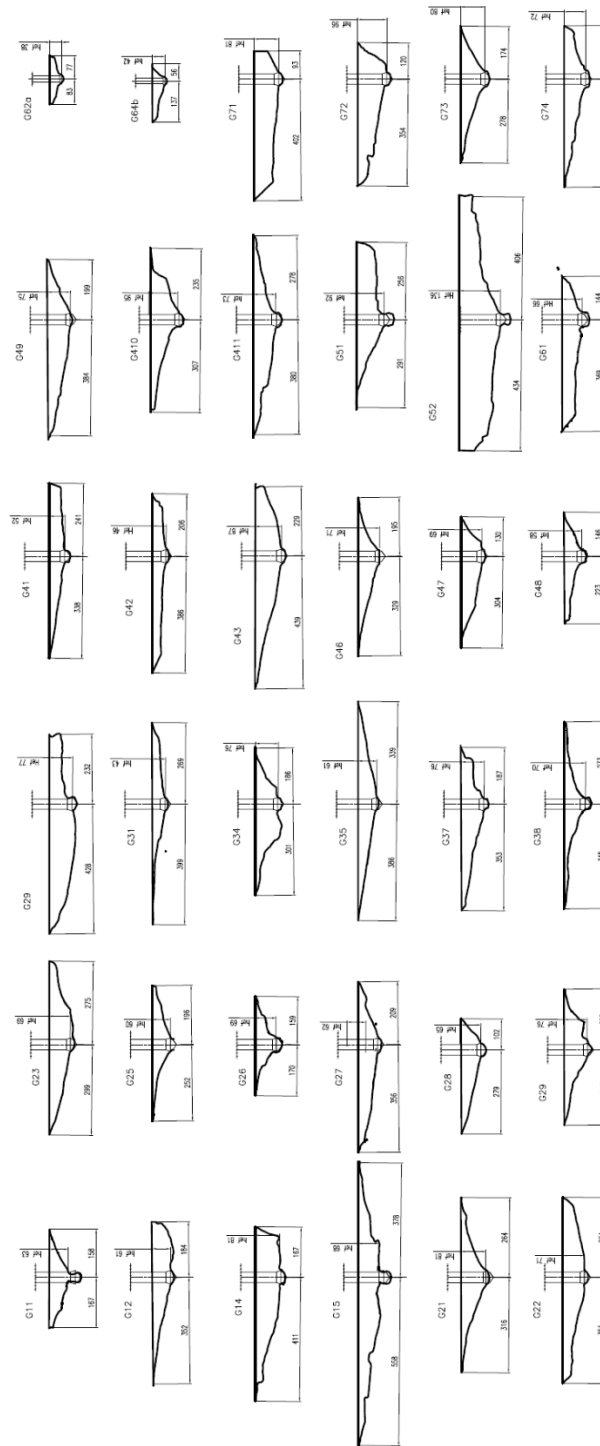
Z2. Zestawienie uzyskanych wyników dla pojedynczej kotwy



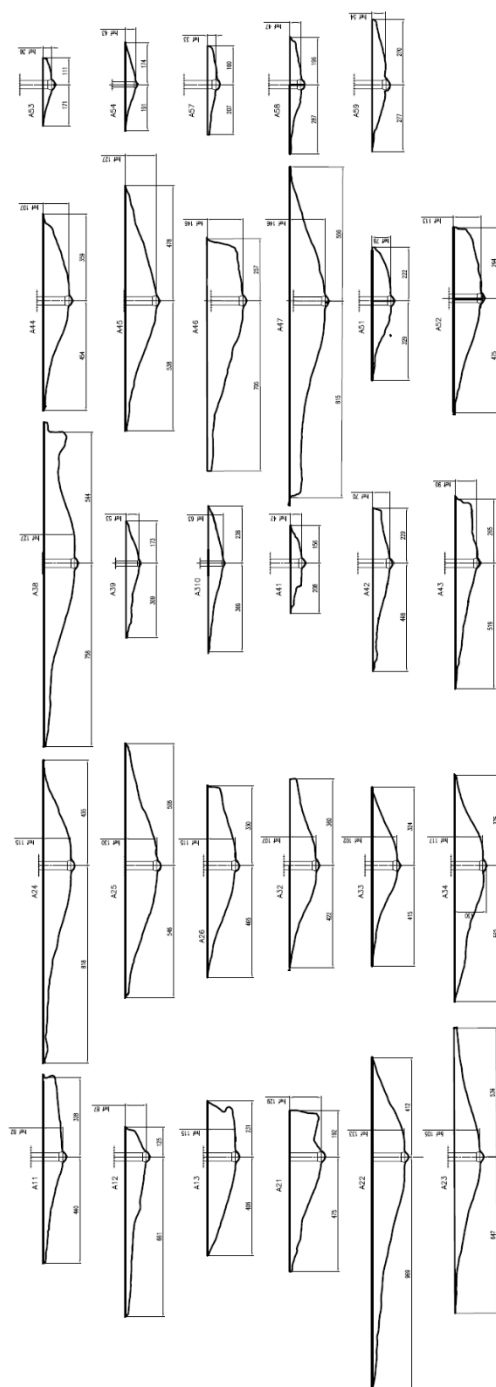
Rys. 145. Zestawienie przekrojów odspojen dla kopalni ZALAS



Rys. 146. Zestawienie przekrojów odspojień dla kopalni BRACISZÓW



Rys. 147. Zestawienie przekrojów odspojen dla kopalni GUIDO



Rys. 148. Zestawienie przekrojów odspojen dla kopalni BRENN

ISBN 978-83-65593-51-1