

Wydział Budownictwa Lądowego i Wodnego  
Politechniki Wrocławskiej

**Weryfikacja doświadczalna  
anizotropowego kryterium wytrzymałości  
gruntów z mikrostrukturą warstwową**

**Raport serii PRE nr ..../2017  
Praca doktorska**

Matylda Tankiewicz

Słowa kluczowe:  
il warwowy,  
anizotropia,  
wytrzymałość,  
aparat trójosiowego ściskania,

Promotor: prof. dr hab. inż. Dariusz Łydzba

Wrocław, wrzesień 2017



Autor (Autorzy):

1. mgr inż. Matylda Tankiewicz

.....

Politechnika Wroclawska  
Wydział Budownictwa Lądowego i Wodnego  
Katedra Geotechniki, Hydrotechniki, Budownictwa Podziemnego i wodnego  
Wybrzeże Wyspiańskiego 27, 50-370 Wrocław  
tel. 71 320 32 94.,  
e-mail: matylda.tankiewicz@pwr.edu.pl

Raport został złożony w Redakcji Wydawnictw Wydziału Budownictwa Lądowego i Wodnego Politechniki Wrocławskiej we wrześniu 2017 r.

Lista odbiorców:

Recenzenci	2 egz.
CWiINT PWr	1 egz.
Archiwum W-2	2 egz.

Razem	<hr/> 5 egz.
-------	--------------





## SPIS TREŚCI

1. Wstęp	9
1.1. Wprowadzenie	9
1.2. Cel i zakres pracy	10
2. Anizotropia wytrzymałości geomateriałów z mikrostrukturą warstwową	13
2.1. Badania eksperymentalne	13
2.1.1. Badania geomateriałów z mikrostrukturą warstwową	13
2.1.2. Badania iłów warwowych	19
2.2. Badania teoretyczne	20
2.2.1. Kryteria matematyczne	20
2.2.2. Kryteria empiryczne	27
2.2.3. Koncepcja płaszczyzny krytycznej	29
2.3. Podsumowanie	32
3. Badania laboratoryjne fizycznych właściwości iłów warwowych	33
3.1. Pochodzenie geologiczne	33
3.2. Lokalizacja i budowa geologiczna KWB „Bełchatów” - „Pola Szczerców”	35
3.3. Cechy fizyczne	39
3.3.1. Pobór prób do badań	39
3.3.2. Analiza granulometryczna	40
3.3.3. Gęstość właściwa	42
3.3.4. Gęstość objętościowa	42
3.3.5. Wilgotność naturalna	43
3.3.6. Zawartość substancji organicznej	44
3.3.7. Granice konsystencji	44
3.3.8. Pochodne cechy fizyczne i wskaźniki klasyfikacyjne	45
3.3.8. Wnioski	46
3.4. Podsumowanie	46
4. Badania laboratoryjne mikrostrukturalnych właściwości iłów warwowych	47
4.1. Powierzchniowa identyfikacja cech strukturalnych w SEM	48
4.1.1. Stanowisko badawcze i aparatura pomiarowa, przygotowanie próbek do badań	49
4.1.2. Powierzchniowa ocena struktury gruntu	50

4.1.3. Badanie składu pierwiastkowego	54
4.1.4. Wnioski	58
4.2. Przestrzenna identyfikacja cech strukturalnych w $\mu$ CT	59
4.2.1. Stanowisko badawcze i aparatura pomiarowa, przygotowanie próbek do badań	60
4.2.2. Ocena struktury gruntu	61
4.2.3. Analiza wielkości absorpcji promieniowania X	62
4.2.4. Wnioski	67
4.3. Identyfikacja mikrostrukturalnych cech mechanicznych w nanoindenterze	68
4.3.1. Stanowisko badawcze i aparatura pomiarowa, przygotowanie próbek do badań	69
4.3.2. Określenie twardości i modułu sprężystości	72
4.3.3. Wnioski	86
4.4. Podsumowanie	87
5. Badania kierunkowych właściwości wytrzymałościowych i deformacyjnych iłów warwowych	89
5.1. Przygotowanie próbek do badań	89
5.2. Stanowisko badawcze i aparatura pomiarowa	90
5.3. Program i metodyka badań	91
5.4. Wytrzymałość na jednoosiowe ściskanie	93
5.5. Charakterystyki wytrzymałościowe w funkcji orientacji mikrostruktury i wartości ciśnienia okólnego	94
5.5.1. Ciśnienie okólne 50kPa	96
5.5.2. Ciśnienie okólne 200kPa	99
5.5.3. Ciśnienie okólne 400kPa	99
5.5.4. Ciśnienie okólne 600kPa	100
5.5.5. Ciśnienie okólne 800kPa	100
5.5.6. Ciśnienie okólne 1000kPa	101
5.5.7. Linie wytrzymałości granicznej w funkcji orientacji mikrostruktury	112
5.5.8. Wnioski	112
5.6. Charakterystyki odkształceniowe w funkcji orientacji mikrostruktury	122
5.6.1. Identyfikacja parametrów sprężystości ośrodków z mikrostrukturą warstwową	123

5.6.2. Ciśnienie okólne 50kPa	126
5.6.3. Ciśnienie okólne 200kPa	128
5.6.4. Ciśnienie okólne 400kPa	130
5.6.5. Ciśnienie okólne 600kPa	132
5.6.6. Ciśnienie okólne 800kPa	132
5.6.7. Ciśnienie okólne 1000kPa	134
5.6.8. Wnioski	137
5.7. Podsumowanie	139
6. Identyfikacja stałych materiałowych ilów warwowych dla wybranych anizotropowych warunków wytrzymałości	141
6.1. Kryterium Pariseau	141
6.1.1. Procedura identyfikacji	142
6.1.2. Wyniki modelowania	144
6.1.3. Wnioski	148
6.2. Kryterium Pariseau z jedną rodziną płaszczyzn osłabienia	148
6.2.1. Procedura identyfikacji	149
6.2.2. Wyniki modelowania	150
6.2.3. Wnioski	153
6.3. Kryterium empiryczne	154
6.3.1. Procedura identyfikacji	154
6.3.2. Wyniki modelowania	155
6.3.3. Wnioski	160
6.4. Kryterium z dyskretnym rozkładem płaszczyzn osłabienia	160
6.4.1. Sformułowanie zagadnienia	162
6.4.2. Procedura identyfikacji	164
6.4.3. Wyniki modelowania	167
6.4.4. Wnioski	178
6.5. Podsumowanie	178
7. Podsumowanie	181
Literatura	183



# 1. Wstęp

Niniejsza praca dotyczy oceny oraz matematycznego opisu wytrzymałości gruntu o budowie warstwowej. W praktyce inżynierskiej często mamy do czynienia z ośrodkami gruntowymi i skalnymi z mikrostrukturą warstwową, co wiąże się z występowaniem anizotropii wytrzymałości takiego materiału. Nie uwzględnienie wpływu anizotropii skutkuje niedoszacowaniem lub przeszacowaniem wartości wytrzymałości, co w konsekwencji może prowadzić do awarii. Jednak właściwe określenie wytrzymałości ośrodka oraz predykcja zachowania mechanicznego, ze względu na stopień skomplikowania zagadnienia, jest kłopotliwe. Zarówno wykonanie prawidłowych badań z uwzględnieniem orientacji mikrostruktury jak i dobranie odpowiedniego modelu matematycznego nie jest proste. Jednym z powszechnie występujących na terenie Polski gruntów warstwowych, które charakteryzują się anizotropią wytrzymałości, jest ił warwowy. W pracy przedstawiono kompleksowy opis budowy strukturalnej, właściwości fizycznych i mechanicznych takiego ośrodka. Badaniom i analizom poddano ił warwowy pobrany z okolic Bełchatowa. Uzyskane wyniki badań wytrzymałościowych wykorzystano do kalibracji 4 wybranych anizotropowych kryteriów wytrzymałości tj. kryterium Pariseau, koniunkcji kryterium Pariseau z jedną rodziną płaszczyzn osłabienia, kryterium empirycznego oraz kryterium bazującego na koncepcji ciągłego rozkładu płaszczyzn osłabienia. Celem pracy jest zaproponowanie adekwatnego kryterium wytrzymałości do opisu mechanicznego iłu warwowego.

## 1.1. Wprowadzenie

Wiele geomateriałów, jak skały i grunty, w wyniku procesu powstawania wykazują anizotropię wytrzymałości. Występującą dla nich anizotropię można podzielić na „wrodzoną” i „wywołaną”. Ten pierwszy typ związany jest z procesem formowania. W jego efekcie na poziomie mikroskopowym można wyróżnić różnego typu widoczne struktury jak uwarstwienie, foliacje itp. Drugi typ anizotropii wywołany jest procesami deformacyjnymi. I tak, grunty lub skały mogą być izotropowe przy zerowych naprężeniach efektywnych, jednak w wyniku oddziaływań stają się anizotropowe. Oczywiście również dla ośrodka z anizotropią „wrodzoną” może pojawić się dodatkowo anizotropia „wywołana”, wtedy te efekty będą się na siebie nakładać. W pracy skupiono się na wpływie, jaki ma na wytrzymałość, anizotropia spowodowana warstwową budową gruntu.

## 1.2. Cel i zakres pracy

Głównym celem pracy jest identyfikacja charakterystyk własności mechanicznych gruntu o budowie warstwowej – iltu warwowego. W szczególności skupiono się na charakterystykach wytrzymałości gruntu w złożonym stanie naprężenia tj. zależności wytrzymałości od orientacji uwarstwienia oraz ciśnienia okólnego działającego na próbę. Na podstawie kierunkowych charakterystyk wytrzymałości dokonano kalibracji wybranych anizotropowych kryteriów wytrzymałości w celu identyfikacji adekwatnego anizotropowego kryterium wytrzymałości. Praca składa się z dwóch zasadniczych, badawczo odmiennych, części. W pierwszej z nich dokonano kompleksowej oceny właściwości iltu warwowego na podstawie badań laboratoryjnych. W drugiej części dokonano oceny przydatności 3 wybranych kryteriów wytrzymałości oraz zaproponowano procedury identyfikacji parametrów tych kryteriów.

Pracę podzielono na siedem rozdziałów. W rozdziale drugim zaprezentowano przegląd literaturowy i aktualny stan wiedzy w zakresie badania i modelowania wytrzymałości ośrodków warstwowych. W rozdziale trzecim przedstawiono podstawowe cechy badanego gruntu, w tym pochodzenie geologiczne, lokalizację, z której pobrano próbki do badań oraz wyznaczone podstawowe właściwości fizyczne iltów warwowych. Czwarty rozdział obejmuje wyniki badań laboratoryjnych mających na celu określenie mikrostrukturalnych właściwości badanego gruntu. W ramach tych badań przeprowadzono powierzchniową identyfikację cech strukturalnych gruntu z wykorzystaniem mikroskopu skaningowego, przestrzenną identyfikację z użyciem mikrotomografii komputerowej oraz wyznaczono mikrostrukturalne cechy mechaniczne z wykorzystaniem nanoindentacji. W piątym rozdziale przedstawiono rezultaty badań kierunkowych właściwości wytrzymałościowych i deformacyjnych iltu warwowego. W ramach pracy przeprowadzono serię testów jednoosiowego ściskania oraz standardowych testów trójosiowego ściskania dla 6 różnych wartości ciśnienia okólnego oraz 7 orientacji uwarstwienia. Uzyskane wyniki przedstawiono w postaci wykresów kierunkowej zależności wytrzymałości gruntu od orientacji uwarstwienia oraz ciśnienia okólnego. W trakcie badań szczególną uwagę poświęcono mechanizmom zniszczenia próbek w testach mechanicznych, co również zostało zawarte w niniejszej pracy. Wyniki testów wykonanych w aparacie trójosiowego ściskania wykorzystano również do określenia modułów odkształcalności badanego ośrodka. W rozdziale szóstym zaprezentowano oryginalne procedury wykorzystane do identyfikacji stałych materiałowych 4 wybranych

anizotropowych kryteriów wytrzymałości oraz porównanie wytrzymałości eksperymentalnej z predykcją wyznaczoną na podstawie skalibrowanych modeli. Do identyfikacji wybrano: kryterium Pariseau, koniunkcję kryterium Pariseau z koncepcją płaszczyzny krytycznej, kryterium empiryczne oraz kryterium bazujące na koncepcji ciągłego rozkładu płaszczyzn osłabienia. Praca została podsumowana w rozdziale siódmym.





## **2. Anizotropia wytrzymałości geomateriałów z mikrostrukturą warstwową**

Mikrostruktura warstwowa jest silnie związana z procesem powstawania gruntów i skał. W wyniku sedymentacji osadów powstaje układ periodycznie powtarzających się warstewek a efektem kierunkowego ułożenia składników mikrostruktury jest anizotropia tzw. „wrodzona” takiego ośrodka. W pracy skupiono się na anizotropii wytrzymałości, która manifestuje się zależnością wytrzymałości od orientacji uwarstwienia względem przyłożonego obciążenia. Modelowanie ośrodków anizotropowych następuje pewne trudności, jednak nie uwzględnienie efektów anizotropii powoduje niedoszacowanie lub przeszacowanie wartości wytrzymałości materiału warstwowego. W rozdziale przedstawiono aktualny stan wiedzy z zakresu badania i modelowania wytrzymałości geomateriałów z mikrostrukturą warstwową. W pierwszej części opisano badania eksperymentalne, w drugiej – badania teoretyczne i metody opisu anizotropii wytrzymałości. Rozdział kończy podsumowanie.

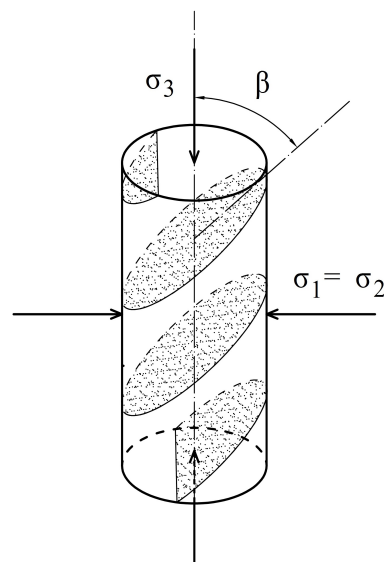
### **2.1. Badania eksperymentalne**

Najpierw przedstawiono przegląd badań dotyczących anizotropii wytrzymałości gruntów i skał warstwowych. W pierwszej kolejności zaprezentowano doświadczenia dotyczące anizotropii wytrzymałości różnych geomateriałów. Następnie opisano badania dotyczące bezpośrednio ilów warwowych – gruntów analizowanych w niniejszej pracy. Omawiane prace przedstawiono w kolejności chronologicznej.

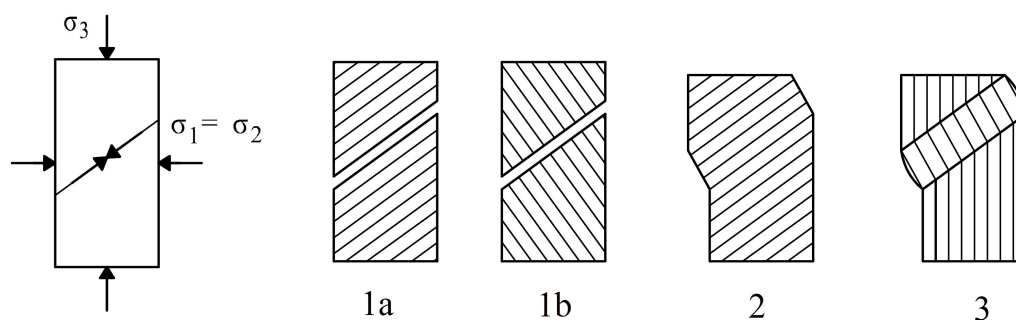
#### **2.1.1. Badania geomateriałów z mikrostrukturą warstwową**

Większość badań nad anizotropią wytrzymałości skał i gruntów z mikrostrukturą warstwową dotyczy różnego rodzaju łupków. Jedną z pierwszych prac tego typu są badania przedstawione przez McLamore'a i Gray'a (1967). Autorzy przeprowadzili kompleksowe badania wytrzymałości łupka występującego w stanie Teksas oraz 2 iłolupków, tzw. 'Green River shale', z Colorado w Stanach Zjednoczonych. Testy zrealizowano w aparacie trójosiowego ściskania przy ciśnieniach okólnych (komorowych)  $\sigma_1$  w zakresie 1000-

40000psi (~7-280MPa) oraz dla różnych kątów orientacji uwarstwienia  $\beta$ , w zakresie od  $0^\circ$  do  $90^\circ$ , co  $10^\circ$  (Rys. 2.1). Na podstawie eksperymentu zaobserwowano silną zależność wytrzymałości od orientacji  $\beta$  – wartości minimalne uzyskano dla  $\beta$  równego  $30^\circ$  lub  $40^\circ$  a maksymalne dla warstwowania pionowego ( $\beta=0^\circ$ ) oraz nieznacznie niższe dla poziomego ( $\beta=90^\circ$ ). Na podstawie uzyskanych wyników autorzy sporządzili kierunkowe charakterystyki wytrzymałości badanych skał ilustrujące zależność wytrzymałości od orientacji  $\beta$  oraz ciśnienia  $\sigma_1$ . W trakcie testów dużą uwagę przyłożono do identyfikacji mechanizmów zniszczenia. McLamore i Gray wyróżnili 3 typy zniszczenia: (1a) ścięcie wzdłuż lub (1b) w poprzek uwarstwienia, (2) „plastyczne” płynięcie lub poślizg po uwarstwieniu, (3) płynięcie z rotacją uwarstwienia (Rys. 2.2). Odmienne typy zniszczenia były rejestrowane w zależności od rodzaju badanego materiału, kąta orientacji  $\beta$  oraz zadanego ciśnienia



Rysunek 2.1. Widok typowej próbki poddanej badaniu trójosiowemu (za McLamore i Gray, 1967).

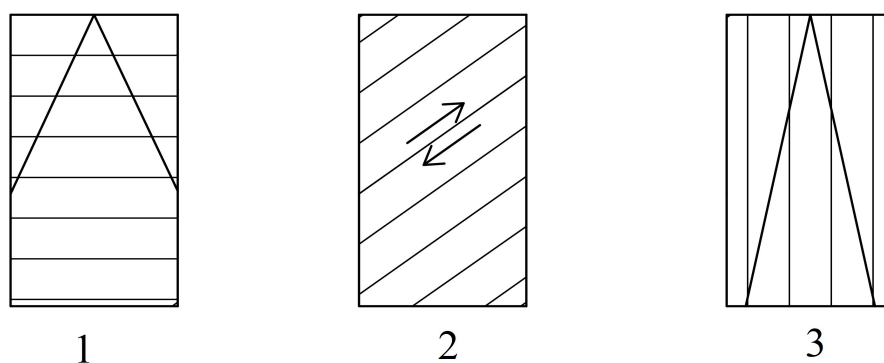


Rysunek 2.2. Obserwowane mechanizmy zniszczenia (za McLamore i Gray, 1967).

okólnego  $\sigma_1$ . Autorzy wykorzystali wyniki badań do stworzenia własnego kryterium wytrzymałości, które zostało omówione w punkcie 2.2.

W następnych latach wielu badaczy zajmowało się zagadnieniem anizotropii wytrzymałości a wykonywane badania miały na celu głównie identyfikację odpowiedniego kryterium wytrzymałości. Szeroki przegląd wyników testów wytrzymałościowych realizowanych przez różnych badaczy, przedstawił Ramamurthy (1993). Autor wyróżnił 2 typy anizotropii tj. anizotropię „wrodzoną”, wynikającą z budowy warstwowej oraz anizotropię wtórną, „wywołaną” poprzez historię obciążenia, powstające spękania itp. W powyższej pracy zaproponował sposoby opisu obu typów anizotropii i w tym celu wykorzystał i zestawiał wyniki badań wytrzymałości dla skał realizowanych przez m.in. Donath'a (1964), Chenevert'a i Gatlin'a (1965), McLamore'a i Gray'a (1967), Pomeroy'a (1971), Singh'a (1989).

Szeroko zakrojone badania przeprowadzono dla łupków z okolic Angers we Francji. Wyniki zostały opublikowane m.in. w pracy Duveau, Shao i Henry'ego (1998) i Homanda i in. (1993). Badania obejmowały testy w aparacie trójosiowego ściskania dla 9 różnych kątów orientacji oraz dla ciśnień komorowych w zakresie od 0 do 40MPa. Również w tej pracy autorzy opisali obserwowane mechanizmy zniszczenia oraz stwierdzili zależność ich rodzaju od wartości ciśnienia komorowego oraz kąta orientacji. Tu jednak wyróżnili inne typy zniszczenia tj. (1) ścięcie w poprzek matrycy skalnej, (2) poślizg po powierzchni, (3) ścięcie matrycy i pęknięcie powierzchni łupliwości (Rys. 2.3)).

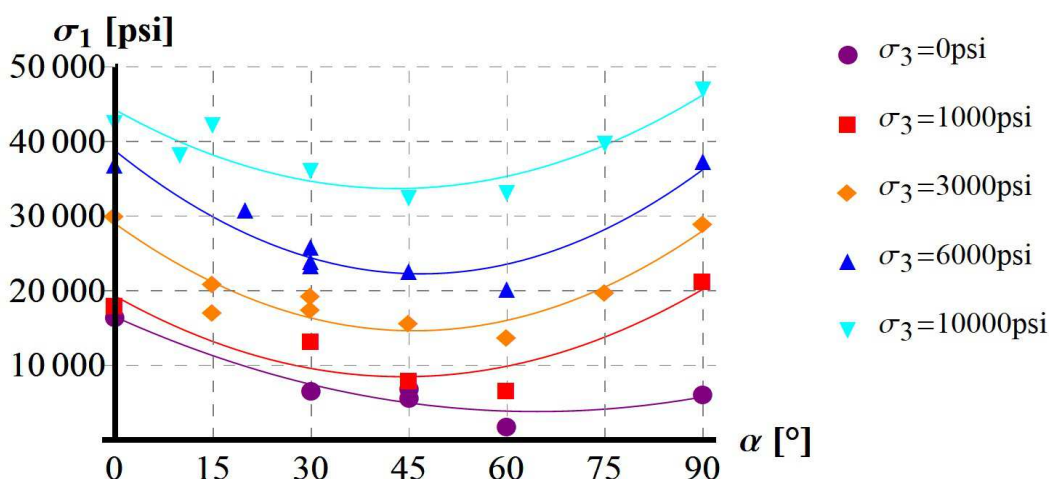


Rysunek 2.3. Schematy powierzchni zniszczenia (za Duveau i in., 1998)

Interesujące wyniki testów przeprowadzanych na skałach formowanych w laboratorium przedstawili Tien i in. (2006). W pierwszej kolejności uformowali dwuskładnikowy materiał warstwowy a następnie wycięli próbki o 7 różnych orientacjach

warstwowania. Tak przygotowane kształtki poddano trójosiowemu ściskaniu (ciśnienie komorowe w zakresie od 0 do 35MPa). Głównym celem badań była identyfikacja mechanizmów niszczenia, więc w trakcie badania powierzchnia próbki była dodatkowo skanowana z wykorzystaniem światłoczułej matrycy CCD. Taki czujnik, umieszczony na pierścieniu obracającym się wokół próbki, skanował i rejestrował obraz powierzchni próby. W ten sposób uzyskano precyzyjny zapis propagacji zniszczeń w trakcie ściskania materiału w różnych warunkach badania. Na tej podstawie autorzy stworzyli własną klasyfikację mechanizmów zniszczenia. Wyróżnili poślizg po powierzchni warstwowania (typ SD), pęknięcie po powierzchniach laminacji (typ TD), pęknięcie w poprzek warstw (typ TM), poślizg w poprzek warstwowania (typ SM).

Jedną z nowszych prac dotyczących anizotropii wytrzymałości skał jest praca Ambrose (2014). Autor poddał analizie doświadczalnej dwa typy łupków pochodzących z Ameryki Północnej, tzw. Bossier shale, i Argentyny – Vaca Murta shale. Badania wytrzymałościowe zostały wykonane w aparacie trójosiowego ściskania dla różnych ciśnień okólnych (od 0 do 20 000psi tj. ~140MPa) i różnych orientacji uwarstwienia. Większość prób poddano testom trójosiowego ściskania, ale autor przeprowadził na wybranych próbach również testy rozciągania. Charakterystyki wytrzymałości dla pierwszej z badanych skał przedstawiono na rysunku 2.4. Orientacja mikrostruktury opisana jest kątem  $\alpha$ , który z kątem  $\beta$ , zdefiniowanym u McLamore'a i Gray'a (Rys. 2.1), wiąże następująca relacja:  $\alpha=(90^\circ-\beta)$ . W tym przypadku poziomemu uwarstwieniu odpowiada  $\alpha=0^\circ$  a pionowemu  $\alpha=90^\circ$ . Z kolei maksymalne naprężenie pionowe przy ściskaniu opisane zostało jako  $\sigma_1$  a ciśnienie komorowe



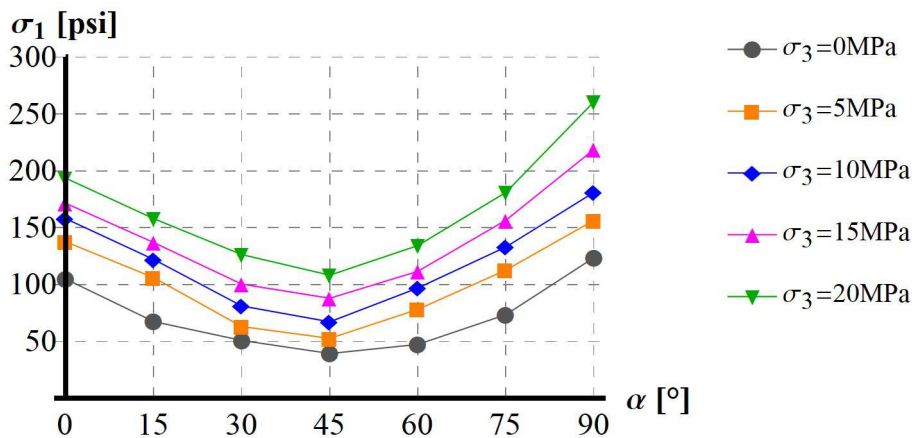
Rysunek 2.4. Charakterystyki wytrzymałości dla 'Bossier shale' (za Ambrose, 2014)

jako  $\sigma_3$ . Nowością w badaniach anizotropii skał warstwowych jest wykorzystanie przez Ambrose'a tomografii komputerowej do oceny zmian w strukturze ośrodka w trakcie badań wytrzymałościowych. Próbki skanowano przed i po testach, co pozwoliło na dokładną analizę charakteru powstałych zniszczeń. Autor zdefiniował jedynie 2 podstawowe typy zniszczenia tj. (1) zniszczenie w poprzek oraz (2) zniszczenie po płaszczyźnie osłabienia. Część próbek niszczyła się w sposób pośredni między wyróżnionymi mechanizmami zniszczenia a dodatkowo, dla próbek o pionowym uwarstwieniu dla niskich ciśnień okólnych, obserwowano także pęknięcie po powierzchniach osłabienia.

Inne badania tego typu przeprowadzone na łowcach ('Tournemire argillite') występujących w Ontario w Kanadzie zostały przedstawione w pracach Abdi'ego i Evgin'a (2013), Abdi'ego i in. (2015) oraz Su i in. (2016). Autorzy przeprowadzili serię testów jednoosiowego oraz trójosiowego ściskania dla 5 orientacji uwarstwienia oraz 2 ciśnień komorowych (4 i 10MPa), testy cyklicznego obciążania oraz testy brazylijskie. Ponadto, w trakcie badań mechanicznych wykorzystano metodę emisji akustycznej w celu zlokalizowania powstających mikro-spękań i śledzenia ich propagacji w próbach skalnych. W trakcie badań również obserwowano powstające mechanizmy zniszczenia. Autorzy wyróżnili 3 podstawowe typy: (1) pęknięcie, występujące dla pionowych uwarstwień, (2) ścinanie, występujące dla próbek o uwarstwieniu w zakresie 30°-60°, oraz (3) kombinację poprzednich dwóch typów, występujący dla poziomych warstwowań.

Ostatnie omawiane badania dotyczą łupków z Jiujiang w Chinach, opisane przez Chen i in. (2016). Autorzy wykonali testy jednoosiowego ściskania i trójosiowego ściskania dla 7 różnych orientacji laminacji oraz dla ciśnień komorowych w zakresie od 0 do 20MPa. Wyniki zaprezentowano na rysunku 2.5. Kąt orientacji  $\alpha$  oraz naprężeń  $\sigma_1$  i  $\sigma_3$  zdefiniowano jak u Ambrose (Rys. 2.4). Poza mechanizmami zniszczenia autorzy przeanalizowali wartości modułów Younga i współczynniki Poissona wyznaczone z krzywych naprężenie-odkształcenie. Silną anizotropię ośrodka potwierdzono wykorzystując pomiar prędkości fali podłużnej przechodzącej przez próbkę wyciętą przy różnych orientacjach laminacji.

Wszystkie powyższe prace łączy sposób oznaczania wytrzymałości badanego materiału tj. w aparacie trójosiowego ściskania, oraz sposób prezentacji wyników, tj. w funkcji kąta uwarstwienia oraz ciśnienia komorowego wywieranego na próbkę. Wszyscy autorzy wyraźnie wskazują na anizotropię materiałów warstwowych oraz zależność wytrzymałości od orientacji laminacji i ciśnienia komorowego. Główną przyczyną anizotropii



Rysunek 2.5. Charakterystyki wytrzymałości dla łupka z Jiujiang (za Chen i in., 2014)

wytrzymałości jest warstwowa budowa materiału i odmienne mechanizmy zniszczenia występujące dla różnych warunków eksperymentu. Choć klasyfikacje charakteru zniszczeń próbek podawane przez autorów nie są takie same, co w pewnym stopniu zależy również od badanych ośrodków, to można obserwować pewne cechy wspólne. Najniższe wartości wytrzymałości materiał warstwowy uzyskuje przy nachyleniach warstwowania w zakresie 30-60°, co jest związane z poślizgiem po powierzchni warstw. Z kolei najwyższe wartości uzyskiwane są dla laminacji pionowej i poziomej. Przy czym dla niskich wartości ciśnień komorowych dla pionowej laminacji pojawiają się dodatkowe efekty związane z wyboczeniem próbek i rozwarstwieniem na powierzchniach warstwowania.

Innego typu testy wykorzystywane w doświadczalnych studiach nad anizotropią wytrzymałości to badania tzw. prawdziwie trójosiowe ('true triaxial test') i test brazylijski. Badania w prawdziwie trójosiowym stanie naprężenia przeprowadza się na próbkach sześciennych i, w odróżnieniu od standardowych testów trójosiowego ściskania, w tym badaniu można kontrolować naprężenia we wszystkich trzech kierunkach głównych. Jedne z pierwszych testów tego typu dla skał warstwowych przeprowadził Mogi (1981). Badania dla ośrodków warstwowych prowadzili m.in. Kwaśniewski (1993), Lade i Abelev (2003, 2004). Z kolei test brazylijski polegający na ściskaniu walca poprzecznie do jego osi pozwala na wyznaczenie wytrzymałości na rozciąganie. Testy brazylijskie dla geomateriałów warstwowych wykonywali m.in. Chen i in. (1998), Debecker i Vervoort (2009), Dan i in. (2013).

W przypadku gruntów anizotropię wytrzymałości często wykazują łą ze względu na kształt cząstek, warunki konsolidacji i tendencję do horyzontalnego układania się blaszek łą

(Yang, 1997). Analizę zachowania cząstek łu pod obciążeniem z pomocą mikroskopu elektronowego można znaleźć np. w pracy Hitchera i in. (2000), Hattaba i Fleureau (2010). Badania nad wytrzymałością naturalnych łów prowadzili m.in. Atkinson (1975), Burland (1990), Smith i in. (1992), Gasparre (2005), Khemissa (2011). Jednak ich badania ograniczały się przede wszystkim do określenia wytrzymałości dla próbek o poziomym i pionowym warstwowaniu. Badania w szerszym zakresie przeprowadzili Nishimura i in. (2007), którzy przeprowadzili testy w cylindrycznym aparacie skrętnym (Hollow Cylinder Apparatus – HCA) na próbkach prekonsolidowanego tzw. łu londyńskiego ('London Clay').

### **2.1.2. Badania łów warwowych**

Szczególnym typem gruntów są ły warwowe. Są to grunty zbudowane z dwóch naprzemiennie ułożonych warstewek. Jedne z pierwszych badań dotyczące wytrzymałości tego typu ośrodka z uwzględnieniem jego warstwowej mikrostruktury przedstawił Eden (1955). Praca dotyczyła gruntów występujących w Steep Rock Lake w Ontario w Kanadzie. Badania laboratoryjne obejmowały m.in. określenie wilgotności, granic konsystencji, składu ziarnowego i mineralogicznego dla obu warw oddzielnie. Badania wytrzymałościowe obejmowały testy jednoosiowego ściskania oraz badania w aparacie bezpośredniego ścinania. Badania jednoosiowego ściskania autor wykonał na cylindrycznych próbkach gruntu o różnym nachyleniu warstwowania. Uzyskane przez Edena rezultaty wyraźnie wskazują na zależność wytrzymałości od kąta uwarstwienia materiału. Ponadto, wykonane przez niego testy bezpośredniego ścinania wykonane dla obu warw osobno, jasno wskazywały na znacząco większą wytrzymałość warw ciemnych. Różnica w wytrzymałości warw jest jedną z głównych przyczyn anizotropii wytrzymałości łów warwowych.

Kolejną znaczącą pracą dotyczącą łów warwowych jest praca doktorska Sambhandharakxy z 1977r. dotycząca anizotropii wytrzymałości łów warwowych z Connecticut Valley w północnej części Stanów Zjednoczonych. Autor wykonał badania wytrzymałościowe w aparacie trójosiowego ściskania. Testy obejmowały szereg różnych procedur badawczych, m. in. badania typu UU, CIU, CID (tj. bez konsolidacji i bez odpływu, z izotropową konsolidacją i bez odpływu oraz z izotropową konsolidacją i odpływem) przy zmiennych wartościach wskaźnika OCR (współczynnika prekonsolidacji). W powyższej pracy największy nacisk położono na określenie tzw. wytrzymałości bez odpływu i zachowania gruntu przy różnej historii obciążenia. Dodatkowo autor przeanalizował wspomniane wcześniej 2 typy anizotropii występujące w badanym materiale tj. anizotropię

„wrodzoną”, wynikającą z budowy warstwowej oraz anizotropię „wywołaną” wynikającą z historii obciążenia gruntu. Jednak testy laboratoryjne wykonano jedynie dla 3 orientacji uwarstwienia tj. dla laminacji pionowej, poziomej i dla nachylenia równego 45°, oraz dla niewielkiej liczby próbek, więc określona zależność między wytrzymałością a orientacją uwarstwienia nie została dobrze zbadana. W późniejszym okresie badaniami nad wytrzymałością łąk warwowych z obszaru Connecticut Valley, jednak bez analizy wpływu orientacji warstwowania, zajmowali się m.in. Bembem (1982), DeGroot i Lutenegeger (2003, 2005), DeJong (2010). Badaniami łąk warwowych w kontekście konstrukcji wykonanych na/z łąk warwowych zajmowali się m.in. Ladd i Wissa (1970), Lacasse i in. (1977), Giraud i in. (1991), Florkiewicz i Kostrzewski (1995), Kohv i in. (2009).

## 2.2. Badania teoretyczne

W niniejszej części przedstawiono przegląd wybranych anizotropowych kryteriów wytrzymałości stosowanych do opisu wytrzymałości geomateriałów. Wszystkie opisy, ze względu na wykorzystywaną technikę i założenia, można podzielić na 3 podstawowe kategorie tj. kryteria matematyczne, kryteria empiryczne oraz kryteria wykorzystujące koncepcję płaszczyzny krytycznej. Powyższe grupy zostały opisane w podanej kolejności.

### 2.2.1. Kryteria „matematyczne”

Podstawowe założeniem kryteriów tzw. matematycznych jest to, że są kryteriami opisywanymi z wykorzystaniem rachunku tensorowego. Spośród kryteriów szerzej opisano kryterium Hill'a, Tsai-Wu, Pariseau, Cazacu oraz Pietruszczaka-Mroza.

#### Kryterium Hilla

Jednym z pierwszych kryteriów uwzględniające anizotropię w opisie wytrzymałości materiału było kryterium Hilla (1948). Jest to rozszerzenie izotropowego kryterium Hubera-Misesa dla beztarciovych materiałów anizotropowych. Warunek Hubera-Miseasa można przedstawić w następującej postaci:

$$\sqrt{A_{ijkl}\sigma_{ij}\sigma_{kl}} - 1 \leq 0$$

$$A_{ijkl} = (\delta_{ik}\delta_{jl} - \delta_{ij}\delta_{kl}) \frac{1}{k^2}, \quad (2.1)$$



gdzie  $A_{ijkl}$  jest izotropowym tensorem materiałowym czwartego rzędu,  $\sigma_{ij}$  tensorem naprężenia,  $\delta_{ij}$  deltą Kroneckera a  $k$  parametrem kryterium. Modyfikacja Hilla polegała na zamianie tensora izotropowego na anizotropowy. W ogólnym przypadku, dla tensora materiałowego występuje 81 stałych, z których 60 można usunąć poprzez zastosowanie związków symetrii:

$$A_{ijkl} = A_{klij} = A_{jikl} = A_{ijlk} \quad . \quad (2.2)$$

Pozostaje 21 niezależnych stałych. Zakładając ortotropię materiału, a więc występowanie odmiennych właściwości w trzech prostopadłych kierunkach, redukuje się liczbę niezależnych parametrów do 9. Ponadto, dla materiału warstwowego można uznać, że jest to materiał transwersalnie izotropowy tj. izotropowy w płaszczyźnie uwarstwienia, co redukuje liczbę stałych do 5. Założenie, jak w warunku Hilla, niezależności od naprężenia średniego skutkuje tym, że tensor materiałowy można zapisać za pomocą trzech niezależnych stałych. Macierz przedstawiono w postaci notacji dziewięcioskładnikowej:

$$A_{ijkl} = \begin{pmatrix} 2G & -G & -G & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & F+G & -F & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & F+G & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & \frac{M}{2} & 0 & 0 & \frac{M}{2} & 0 & 0 \\ & & & & \frac{M}{2} & 0 & 0 & \frac{M}{2} & 0 \\ & & & & & \frac{2F+G}{2} & 0 & 0 & \frac{2F+G}{2} \\ & & sym. & & & & \frac{M}{2} & 0 & 0 \\ & & & & & & & \frac{M}{2} & 0 \\ & & & & & & & & \frac{2F+G}{2} \end{pmatrix}, \quad (2.3)$$

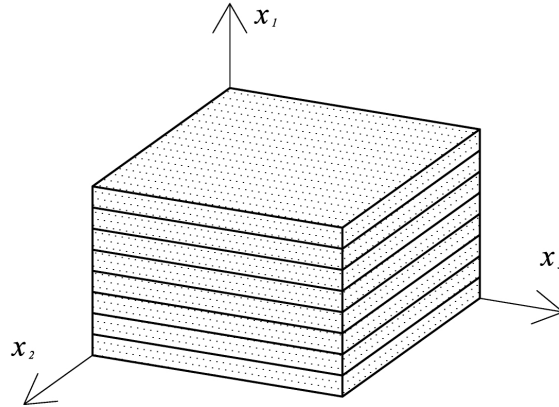
gdzie  $F$ ,  $G$  i  $M$  są stałymi materiałowymi. Parametry te można wyznaczyć na podstawie prostych testów laboratoryjnych. Wykonując testy jednoosiowego rozciągania można wyznaczyć wartości  $G$  i  $F$  z warunków:

$$G = \frac{1}{2R_{t1}^2}, \quad F = \frac{1}{2R_{t2}^2} - G, \quad (2.4)$$

gdzie  $R_{t1}$  jest wytrzymałością na rozciąganie prostopadle do warstwowania a  $R_{t2}$  wzdłuż warstwowania. Stałą  $M$  wyznacza się wykonując testy ścinania w płaszczyźnie prostopadłej do uwarstwienia z warunku:

$$M = \frac{1}{2R_{s12}^2}, \quad (2.5)$$

gdzie  $R_{s12}$  jest wytrzymałością na ścinanie w płaszczyźnie  $x_1$ - $x_2$ . Oznaczenie kierunków w układzie materiałowym przyjęto zgodnie z rysunkiem 2.6.



Rysunek 2.6. Oznaczenie kierunków materiałowych

### Kryterium Tsai-Wu

Bardziej ogólne podejście zaproponowali Goldenblat i Kopnov (1965) sugerując użycie tensorów wytrzymałości różnego rzędu w celu opisu anizotropii materiału. Uproszczeniem tego kryterium, wykorzystującym wyłącznie tensory drugiego i czwartego rzędu, jest model Tsai i Wu (1971). Kryterium Goldenblat'a i Kopnov'a można przedstawić w następującej postaci:

$$(A_{ij} \sigma_{ij})^\alpha + (A_{ijkl} \sigma_{ij} \sigma_{kl})^\beta + (A_{ijklmn} \sigma_{ij} \sigma_{kl} \sigma_{mn})^\gamma + \dots - 1 \leq 0, \quad (2.6)$$

gdzie  $A_{ij}$ ,  $A_{ijkl}$ ,  $A_{ijklmn}$ , ... są tensorami materiałowymi. Podejście to bazowało na rozważaniach matematycznych, nie miało podstaw fizycznych i było trudne do zastosowania. Tsai i Wu zaproponowali zatem wykorzystanie tensorów nie wyższych niż 4 rzędu i wykorzystanie wykładników  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$ , ... równych jeden, sprowadzając kryterium do postaci:

$$(A_{ij} \sigma_{ij}) + (A_{ijkl} \sigma_{ij} \sigma_{kl}) - 1 \leq 0 \quad (2.7)$$

gdzie  $A_{ij}$  i  $A_{ijkl}$  są tensorami materiałowymi drugiego i czwartego rzędu. Przy założeniu, jak poprzednio, transwersalnej izotropii postać macierzy jest następująca:

$$A_{ij} = \begin{bmatrix} A_{11} & 0 & 0 \\ & A_{22} & 0 \\ sym. & & A_{22} \end{bmatrix},$$

$$A_{ijkl} = \begin{bmatrix} A_{1111} & A_{1122} & A_{1122} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & A_{2222} & A_{2233} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & A_{2222} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & A_{1212} & 0 & 0 & A_{1212} & 0 & 0 \\ & & & & A_{1212} & 0 & 0 & A_{1212} & 0 \\ & & & & & \frac{A_{2222} - A_{2233}}{2} & 0 & 0 & \frac{A_{2222} - A_{2233}}{2} \\ & sym. & & & & & A_{1212} & 0 & 0 \\ & & & & & & & A_{1212} & 0 \\ & & & & & & & & \frac{A_{2222} - A_{2233}}{2} \end{bmatrix} \cdot \quad (2.8)$$

Stałe materiałowe  $A_{11}$ ,  $A_{1111}$ ,  $A_{22}$ ,  $A_{2222}$  można wyznaczyć z jednoosiowych testów ściskania i rozciągania w odpowiednich kierunkach z następujących wzorów:

$$\begin{aligned} A_{11} &= \frac{1}{R_{t1}} - \frac{1}{R_{c1}}, & A_{1111} &= \frac{1}{R_{t1} R_{c1}}, \\ A_{22} &= \frac{1}{R_{t2}} - \frac{1}{R_{c2}}, & A_{2222} &= \frac{1}{R_{t2} R_{c2}}, \end{aligned} \quad (2.9)$$

gdzie  $R_t$  i  $R_c$  są wytrzymałościami na rozciąganie i ściskanie odpowiednio w kierunkach 1 i 2 - prostopadle oraz wzdłuż warstwowania (zgodnie z rys. 2.6). Stałą  $A_{1212}$  wyznacza się wykonując testy ścinania w płaszczyźnie prostopadłej do uwarstwienia z warunku:

$$A_{1212} = \frac{1}{2R_{s12}^2}, \quad (2.10)$$

gdzie  $R_{s12}$  jest wytrzymałością na czyste ścinanie w płaszczyźnie  $x_1$ - $x_2$ . Stałe  $A_{1122}$  i  $A_{2233}$  wyznacza się wykonując testy dwukierunkowego rozciągania w płaszczyznach  $x_1$ - $x_2$  i  $x_2$ - $x_3$ :

$$\begin{aligned} A_{1122} &= \frac{1}{2R_{t12}^2} \left[ 1 - \left( \frac{1}{R_{t1}} - \frac{1}{R_{c1}} + \frac{1}{R_{t2}} - \frac{1}{R_{c2}} \right) R_{t12} + \left( -\frac{1}{R_{t1} R_{c1}} - \frac{1}{R_{t2} R_{c2}} \right) R_{t12}^2 \right], \\ A_{2233} &= \frac{1}{2R_{t23}^2} \left[ 1 - \left( \frac{2}{R_{t2}} - \frac{2}{R_{c2}} \right) R_{t23} + \left( -\frac{2}{R_{t2} R_{c2}} \right) R_{t12}^2 \right]. \end{aligned} \quad (2.11)$$

### Kryterium Pariseau

Kolejnym opisywanym modelem, będącym modyfikacją kryterium Hilla, jest kryterium zaproponowane przez Pariseau (1968). W podobny sposób w jaki kryterium Hubera-Misesa zostało rozszerzone przez Hilla na ośrodki anizotropowe, Pariseau rozszerzył kryterium Druckera-Pragera wykorzystując warunki Hilla. W kryterium Druckera-Pragera:

$$a \sigma_{ij} \delta_{ij} + \sqrt{A_{ijkl} \sigma_{ij} \sigma_{kl}} - 1 \leq 0, \quad (2.12)$$

$$A_{ijkl} = (\delta_{ik} \delta_{jl} - \delta_{ij} \delta_{kl}) \frac{1}{k^2}$$

a i k są parametrami kryterium,  $A_{ijkl}$  jest izotropowym tensorem materiałowym czwartego rzędu,  $\sigma_{ij}$  tensorem naprężenia a  $\delta_{ij}$  deltą Kroneckera. Kryterium Pariseau jest rozszerzeniem stosowanym dla anizotropowych materiałów kohezyjnych-tarciowych, jakimi są w większości geomateriały. W ogólnej postaci kryterium przedstawia się wzorem:

$$A_{ij} \sigma_{ij} + (A_{ijkl} \sigma_{ij} \sigma_{kl})^{\frac{n}{2}} - 1 \leq 0, \quad (2.13)$$

gdzie  $n \geq 1$  jest dodatkową stałą materiałową. Dla większości geomateriałów najlepsze wyniki wpisania uzyskuje się dla  $n=1$ , i dla tego przypadku kryterium modyfikuje się do postaci:

$$A_{ij} \sigma_{ij} + \sqrt{A_{ijkl} \sigma_{ij} \sigma_{kl}} - 1 \leq 0. \quad (2.14)$$

Zakładając ośrodek transwersalnie izotropowy w tensorze drugiego rzędu są 2 niezależne stałe a w tensorze 4 rzędu – jak w kryterium Hilla – 3. Oznaczając  $A_{11}$  jako U,  $A_{22}$  jako V, a pozostałe stałe jak w kryterium Hilla, tensory można przedstawić w następującej postaci:

$$A_{ij} = \begin{bmatrix} U & 0 & 0 \\ & V & 0 \\ \text{sym.} & & V \end{bmatrix},$$

$$A_{ijkl} = \begin{bmatrix} 2G & -G & -G & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & F+G & -F & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & F+G & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & \frac{M}{2} & 0 & 0 & \frac{M}{2} & 0 & 0 \\ & & & & \frac{M}{2} & 0 & 0 & \frac{M}{2} & 0 \\ & & & & & \frac{2F+G}{2} & 0 & 0 & \frac{2F+G}{2} \\ & & \text{sym.} & & & & \frac{M}{2} & 0 & 0 \\ & & & & & & & \frac{M}{2} & 0 \\ & & & & & & & & \frac{2F+G}{2} \end{bmatrix}. \quad (2.15)$$

Stałe materiałowe można wyznaczyć poprzez testy czystego ścinania w płaszczyźnie  $x_1-x_2$  oraz testy jednoosiowego ściskania i rozciągania. Zamiast testu ścinania można wykorzystać test jednoosiowego ściskania w osi odchylonej o  $45^\circ$  od kierunku laminacji. Dla  $n=1$  wartości stałych wyznacza się wtedy ze wzorów:

$$\begin{aligned}
U &= \frac{1}{2R_{t1}} - \frac{1}{2R_{c1}}, & V &= \frac{1}{2R_{t2}} - \frac{1}{2R_{c2}}, & G &= \frac{1}{8} \left( \frac{1}{R_{t1}} + \frac{1}{R_{c1}} \right)^2, \\
F &= \frac{1}{4} \left( \frac{1}{R_{t1}} + \frac{1}{R_{c1}} \right)^2 - G, & 2M &= \left( \frac{2}{R_{c45}} + U + V \right)^2 - (F + G),
\end{aligned}
\tag{2.16}$$

gdzie  $R_t$  i  $R_c$  są wytrzymałościami na rozciąganie i ściskanie odpowiednio w kierunkach 1 i 2, a  $R_{c45}$  wytrzymałością na ściskanie w osi odchylonej o  $45^\circ$  od kierunku laminacji.

### Kryterium Cazacu

Równoległe do Pariseau bardziej rygorystyczne podejście do modelowania materiałów anizotropowych zostało opracowane przez Boehlera i Sawczuka (1977). Kryterium to różni się od wcześniej opisanych. Polega na wyprowadzeniu ogólnej postaci funkcji granicznej, która jest następnie uszczegóławiana dla określonych przypadków. W modelu w celu zdefiniowania przetransformowanego tensora naprężenia wykorzystuje się tensor wytrzymałości czwartego rzędu  $A_{ijkl}$ :

$$\bar{\sigma}_{ij} = A_{ijkl} \sigma_{kl} \tag{2.17}$$

Kryterium zaprezentowane przez Cazacu i in. (1998) bazuje na pracach Boehlera i Sawczuka oraz późniejszych pracach Boehlera. Podobnie, jak wcześniej Boehler zaproponował rozszerzenie warunków Hubera-Misea i Coulomba-Mohra na materiały anizotropowe, Cazacu przedstawił rozszerzenie kryterium Misesa-Schleichera. Warunek ten ma postać:

$$\frac{m}{3} \sigma_{ii} + \frac{3}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij} - b \leq 0, \tag{2.18}$$

gdzie  $\sigma'_{ij}$  jest dewiatorem  $\sigma_{ij}$ ,  $m$  i  $b$  stałymi materiałowymi. Cazacu zaproponował analogiczną postać kryterium:

$$\frac{m}{3} \bar{\sigma}_{ii} + \frac{3}{2} \bar{\sigma}'_{ij} \bar{\sigma}'_{ij} - 1 \leq 0, \tag{2.19}$$

gdzie  $\bar{\sigma}'_{ij}$  jest dewiatorem  $\bar{\sigma}_{ij}$ . Tensor  $A_{ijkl}$  posiada ogólne własności symetrii i zawiera 5 niezależnych stałych, które mogą być wyznaczone z odpowiednich testów jednoosiowego ściskania, rozciągania i ścinania:

$$A_{ijkl} = \begin{pmatrix} A_{1111} & A_{1122} & A_{1122} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & A_{2222} & A_{2233} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & A_{2222} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & A_{1212} & 0 & 0 & A_{1212} & 0 & 0 \\ & & & & A_{1212} & 0 & 0 & A_{1212} & 0 \\ & & & & & \frac{A_{2222} - A_{2233}}{2} & 0 & 0 & \frac{A_{2222} - A_{2233}}{2} \\ & & sym. & & & & A_{1212} & 0 & 0 \\ & & & & & & & A_{1212} & 0 \\ & & & & & & & & \frac{A_{2222} - A_{2233}}{2} \end{pmatrix} \cdot \quad (2.20)$$

### Kryterium Pietruszczaka-Mroza

Ostatnim prezentowanym opisem wytrzymałości z tej grupy jest podejście Pietruszczaka i Mroza (2000), wykorzystujące rozszerzenie kryteriów izotropowych z wykorzystaniem anizotropowego tensora mikrostruktury. Uwzględnienie anizotropii realizuje się poprzez wykorzystanie tzw. tensora mikrostruktury. Tensor ten związany jest bezpośrednio z kierunkami materiałowymi struktury np. siecią spękań czy rozkładem kontaktu między-ziarnowego.

Przyjmując, że kryterium zniszczenia definiuje się poprzez dwa tensory: naprężenia  $\sigma_{ij}$  i mikrostruktury  $a_{ij}$ , to w ogólnej postaci można je zapisać następująco :

$$F(\sigma_{ij}, a_{ij}) = 0. \quad (2.21)$$

Po rzutowaniu tensora naprężenia na kierunki, które są tożsame z kierunkami głównymi materiałowymi i tensora mikrostruktury, długości trzech składowych wektorów naprężenia (Rys. 2.7) można interpretować jako składowe uogólnionego wektora obciążenia  $l_i$  :

$$l_i = \frac{L_i}{(L_k L_k)^{1/2}}, \quad L_i = L_1 e_i^{(1)} + L_2 e_i^{(2)} + L_3 e_i^{(3)}, \quad (2.22)$$

$$L_1 = (\sigma_{11}^2 + \sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2)^{1/2}, \quad L_2 = (\sigma_{12}^2 + \sigma_{22}^2 + \sigma_{23}^2)^{1/2}, \quad L_3 = (\sigma_{13}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{33}^2)^{1/2}.$$

Innym sposobem uwzględnienia anizotropii materiału jest wykorzystanie skalarne go parametru anizotropii odpowiadającego rzutowi tensora mikrostruktury na odpowiednio zdefiniowany kierunek obciążenia. W ten sposób otrzymujemy parametr  $\eta$ , który określa efekt orientacji kierunku obciążenia względem osi materiałowych :

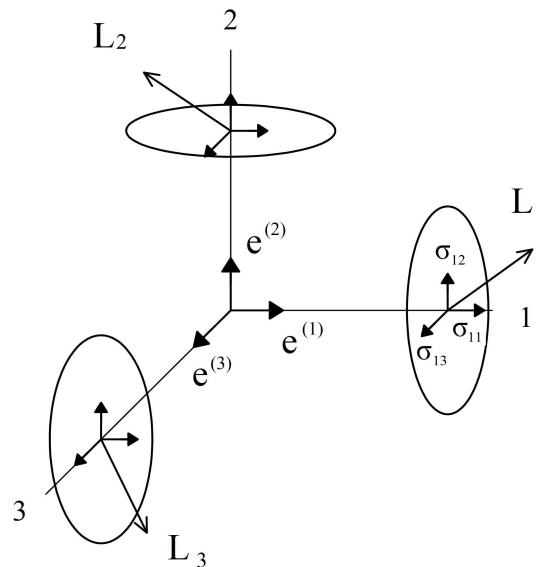
$$\eta = a_{ij} l_i l_j. \quad (2.23)$$

Tym samym kryterium zniszczenia może zostać przedstawione w postaci:

$$F(\sigma_{ij}, \eta) = 0. \quad (2.24)$$

gdzie efekty anizotropii określone są poprzez skalar  $\eta$ .

Bazując na podejściu Pietruszczaka i Mroza powstały inne kryteria np. Lade'go (2006), który z wykorzystaniem podanej metodologii rozszerzył zaproponowane przez siebie wcześniej kryterium izotropowe na przypadek anizotropowy.



Rysunek 2.7. Składowe wektora obciążenia (za Pietruszczak i Mróz, 2001)

### 2.2.2. Kryteria empiryczne

W kryteriach empirycznych anizotropia wytrzymałości opisywana jest poprzez określenie warunku wytrzymałości w funkcji orientacji struktury. W tym celu wykorzystuje się empirycznie wyznaczany rozkład parametrów wytrzymałości, które określa się poprzez kalibrację i dopasowanie danych eksperymentalnych. Szerzej opisano kryteria McLamore'a i Gray'a oraz Rammurthy'ego, Rao i Singh'a.

#### Kryterium McLamore'a-Gray'a

Kryterium McLamore'a i Gray'a (1967) bazuje na wcześniejszym kryterium Jeager'a (1960), które jest modyfikacją standardowego kryterium Coulomba-Mohra. Jeager do opisu anizotropii materiału wykorzystał empiryczne prawo zmienności kohezji materiału wraz ze zmianą orientacji obciążenia względem uwarstwienia przy jednoczesnym ustaleniu stałego

kąta tarcia wewnętrznego. W opisie McLamore'a i Gray'a również kąt tarcia wewnętrznego został powiązany z kierunkiem orientacji mikrostruktury materiału. Mając warunek Coulomba-Mohra wyrażony w naprężeniach głównych  $\sigma_1$  i  $\sigma_3$  oraz parametrach wytrzymałości  $c$  i  $\text{tg}\phi$ , McLamore i Gray zaproponowali następujący opis:

$$\begin{aligned}(\sigma_1 - \sigma_3) &= \frac{2c + 2\sigma_3 \text{tg}\phi}{\sqrt{\text{tg}^2\phi + 1 - \text{tg}\phi}}, \\ c &= A_{1,2} - B_{1,2}(\cos 2(\xi_c - \beta))^n, \\ \text{tg}\phi &= C_{1,2} - D_{1,2}(\cos 2(\xi_f - \beta))^m.\end{aligned}\tag{2.25}$$

Parametry  $A_1$ ,  $B_1$  są stałymi odpowiadającymi opisowi zmienności kohezji  $c$  dla  $0^\circ \leq \beta \leq \xi_c$ , gdzie  $\beta$  jest kątem między kierunkami orientacji struktury i obciążenia (Rys. 2.1), a  $\xi_c$  kierunkiem obciążenia dla którego uzyskano najniższą wartość kohezji. Parametry  $A_2$ ,  $B_2$  są stałymi odpowiadającymi opisowi zmienności kohezji  $c$  dla  $\xi_c \leq \beta \leq 90^\circ$ . Parametry  $C_1$ ,  $D_1$  oraz  $C_2$ ,  $D_2$  są stałymi odpowiadającymi opisowi zmienności kąta tarcia wewnętrznego odpowiednio dla  $0^\circ \leq \beta \leq \xi_f$  i  $\xi_f \leq \beta \leq 90^\circ$ , gdzie  $\xi_f$  jest kierunkiem obciążenia dla którego uzyskano najniższą wartość kąta tarcia wewnętrznego. Parametry  $n$  i  $m$  odpowiadają z kolei „typowi anizotropii” i przyjmują wartości od 1 do 6. Wraz ze wzrostem wartości tych parametrów zmniejsza się zakres orientacji  $\beta$ , dla których obserwuje się anizotropię wytrzymałości materiału, a na wykresie zależności wytrzymałości od kąta  $\beta$  pojawia się „plateau” w zakresie  $\beta = 65^\circ - 85^\circ$ .

Identyfikacja parametrów modelu polega na wyznaczeniu wartości kohezji i kąta tarcia wewnętrznego dla wybranych orientacji obciążenia względem uwarstwienia w testach trójosiowego ściskania. Parametry  $m$  i  $n$  dobiera się na podstawie obserwowanego charakteru anizotropii materiału a stałe  $A$ ,  $B$ ,  $C$ ,  $D$  wyznacza tak by uzyskać najlepsze dopasowanie do danych eksperymentalnych.

### **Kryterium Rammurthy'ego-Rao-Singh'a**

Kryterium Rammurthy'ego-Rao-Singh'a (1988) jest modyfikacją kryterium McLamore'a-Gray'a wprowadzające nieliniową postać równania w celu opisanie obwiedni zniszczenia w przestrzeni naprężeń  $\sigma$ - $\tau$ . W ogólnej postaci kryterium to opisane jest wzorem:

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_3 + \sigma_t} = B \left( \frac{\sigma_c}{\sigma_3 + \sigma_t} \right)^\alpha,\tag{2.26}$$

gdzie  $\sigma_c$  i  $\sigma_t$  są odpowiednio jednoosiową wytrzymałością na ściskanie i rozciąganie, a  $B$  i  $\alpha$  parametrami modelu. Dla gruntów ilastych, dla wyższych zakresów ciśnienia  $\sigma_3$ , wartość



wytrzymałości na rozciąganie  $\sigma_t$  może być pominięte. Tym samym kryterium upraszcza się do postaci:

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_3} = B \left( \frac{\sigma_c}{\sigma_3} \right)^\alpha \quad (2.27)$$

Znając wartość wytrzymałości na jednoosiowe ściskanie, stałe B i  $\alpha$  można w prosty sposób wyznaczyć z testów trójosiowego ściskania. Anizotropia materiału uwzględniana jest poprzez wyznaczenie zależności parametrów kryterium od kierunku obciążania względem uwarstwienia podobnie jak w modelu McLamore'a i Gray'a:

$$\frac{\alpha}{\alpha_{90}} = \left( \frac{\sigma_c}{\sigma_{c90}} \right)^{1 - \alpha_{90}}, \quad \frac{B}{B_{90}} = \sqrt{\frac{\alpha}{\alpha_{90}}}, \quad (2.28)$$

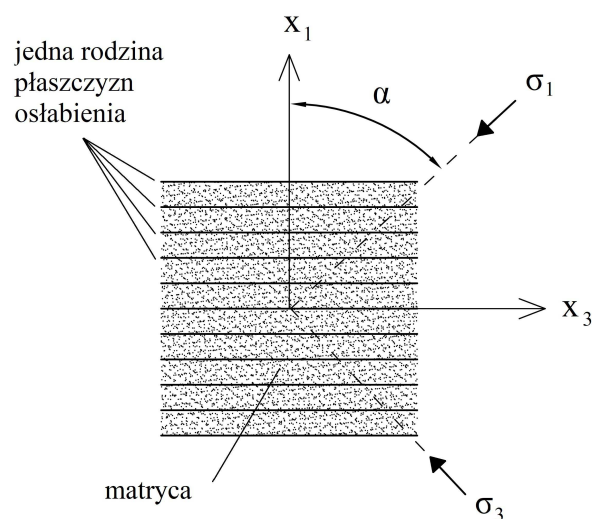
$$\sigma_c = A_1 + B_1 \cos 2(\beta_{min} - \beta) \quad \text{dla} \quad \beta \leq \beta_{min}$$

$$\sigma_c = A_2 + B_2 \cos 2(\beta_{min} - \beta) \quad \text{dla} \quad \beta \geq \beta_{min}$$

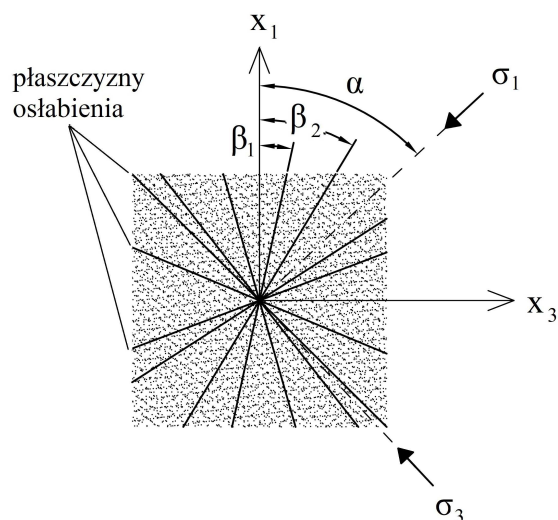
gdzie  $\beta$  jest kątem między kierunkami orientacji struktury i obciążenia (Rys. 2.1) a  $\beta_{min}$  jest orientacją odpowiadającą najmniejszej wytrzymałości. Wielkości  $\sigma_{c90}$ ,  $B_{90}$  i  $\alpha_{90}$  są, odpowiednio, wytrzymałością na jednoosiowe ściskanie oraz parametrami kryterium uzyskanymi dla  $\beta=90^\circ$  tj. poziomego warstwowania.

### 2.2.3. Koncepcja płaszczyzny krytycznej

Koncepcja płaszczyzny krytycznej wprowadza pojęcie płaszczyzny dla której zniszczenie opisane jest poprzez składowe wektora naprężenia na tej płaszczyźnie. Wyróżnia się kryteria z jedną rodziną płaszczyzn osłabienia lub z ciągłym rozkładem płaszczyzn osłabienia. Dla metod wykorzystujących jedną rodzinę płaszczyzn osłabienia zniszczenie następuje bądź po powierzchniach osłabienia bądź w izotropowej matrycy i dla obu tych mechanizmów powinny być stosowane osobne kryteria (Rys. 2.8). Dla ciągłego rozkładu płaszczyzn osłabienia nie występuje pojęcie matrycy a zniszczenie następuje na jednej z wielu płaszczyzn osłabienia (Rys. 2.9). Na każdej z płaszczyzn obowiązuje to samo kryterium, jednak parametry płaszczyzn są zmienne i zależne od orientacji materiału. W pracy opisano kryterium Jeager'a – z jedną rodziną płaszczyzn osłabienia, kryterium Pietruszczaka-Mroza – z ciągłym rozkładem płaszczyzn osłabienia oraz kryterium łączące pojęcie płaszczyzny krytycznej z matrycą opisaną kryterium anizotropowym.



Rysunek 2.8. Graficzna reprezentacja kryterium z jedną rodziną płaszczyzn osłabienia



Rysunek 2.9. Graficzna reprezentacja kryterium z ciągłym rozkładem płaszczyzn osłabienia

### Kryterium Jaeger'a

Podstawowym kryterium wykorzystującym koncepcję płaszczyzny krytycznej jest to zaproponowane przez Jaegera (1960). Kryterium Jaeger'a jest rozszerzeniem kryterium Coulomba-Mohra, w którym zakłada się istnienie systemu równoległych płaszczyzn osłabienia w izotropowej matrycy. Zniszczenie wzdłuż płaszczyzn osłabienia następuje według warunków Coulomba:

$$\tau_p = c_p + \sigma_p \operatorname{tg} \phi_p. \quad (2.29)$$

Analogicznie, zniszczenie w matrycy opisuje się warunkiem Coulomba-Mohra, który dla dowolnej płaszczyzny przechodzącej przez matrycę można sprowadzić do warunku

Coulomba z parametrami matrycy:

$$\tau_m = c_m + \sigma_m \operatorname{tg} \phi_m. \quad (2.30)$$

W powyższych wzorach  $c_m$  i  $\phi_m$  są parametrami wytrzymałości matrycy a  $c_p$  i  $\phi_p$  parametrami wytrzymałości powierzchni osłabienia. Wyznacza się je na podstawie testów trójosiowego ściskania. Parametry matrycy  $c_m$  i  $\phi_m$  wyznacza się dla orientacji obciążenia  $\theta=90^\circ$  i/lub  $0^\circ$  tj. w przypadkach gdy zniszczenie następuje w matrycy. Z kolei  $c_p$  i  $\phi_p$  dla powierzchni krytycznej wyznacza się dla orientacji odpowiadającej najmniejszej wytrzymałości, z reguły około  $45^\circ$ . Bazując na tym podejściu powstało szereg kryteriów dla ośrodków skalnych m.in. Walsh'a i Brace'a (1964), Hoek'a i Browna (1980), Duveau i Henry'ego (1998)

### Kryterium Pietruszczaka-Mroza

Kryterium z ciągłym rozkładem płaszczyzn osłabienia zostało zaproponowane przez Pietruszczaka i Mroza w 2001r. i szerzej opisane w np. pracy Kawy i in. (2008). Podejście to bazuje na hipotezie Coulomba w której funkcję zniszczenia definiuje się w postaci składowych wektora naprężenia  $\tau$  i  $\sigma$  działających na płaszczyźnie krytycznej o normalnej  $n_i$  :

$$\begin{aligned} F &= \tau + \sigma \operatorname{tg} \phi - c, \\ \tau &= \sigma_{ij} n_i n_j, \\ \sigma &= \sigma_{ij} n_i n_j. \end{aligned} \quad (2.31)$$

Parametry wytrzymałości  $\phi$  i  $c$  zakłada się jako zależne od orientacji:

$$\begin{aligned} \phi &= \phi_1 (1 + \Omega_{ij}^\phi n_i n_j) + \phi_2 (\Omega_{ij}^\phi n_i n_j)^2 + \phi_3 (\Omega_{ij}^\phi n_i n_j)^3 + \dots, \\ c &= c_1 (1 + \Omega_{ij}^c n_i n_j) + c_2 (\Omega_{ij}^c n_i n_j)^2 + c_3 (\Omega_{ij}^c n_i n_j)^3 + \dots, \end{aligned} \quad (2.32)$$

gdzie  $\phi_m$  ( $m=1,2,3\dots$ ) i  $c_m$  ( $m=1,2,3\dots$ ) są stałymi materiałowymi a  $\Omega_{ij}^\phi$  i  $\Omega_{ij}^c$  są symetrycznymi tensorami bezśladowymi w rozkładzie wytrzymałości. Orientacja płaszczyzny na której następuje zniszczenie jest determinowana poprzez maksymalizację funkcji zniszczenia względem orientacji:

$$\max_{n_i, s_i} F = 0. \quad (2.33)$$

Identyfikacja kryterium polega na określeniu rozkładu parametrów na płaszczyznach osłabienia. Najpierw, z wykorzystaniem badań laboratoryjnych, określa się obwiednię maksymalnych naprężeń normalnych i stycznych a funkcję parametrów materiału wyznacza się poprzez rozwiązanie układu równań na dowolnej płaszczyźnie:

$$\begin{aligned} \max_{\theta} (\tau_1 + \sigma_1 \operatorname{tg} \phi = c), \\ \max_{\theta} (\tau_2 + \sigma_2 \operatorname{tg} \phi = c), \end{aligned} \quad (2.34)$$

gdzie  $\{\tau_1, \sigma_1\}$  i  $\{\tau_2, \sigma_2\}$  są naprężeniami stycznymi i normalnymi na płaszczyźnie poddanej,

odpowiednio, jednoosiowemu ściskaniu i czystemu ścinaniu.

## Kryterium hybrydowe

Wraz z rozwojem opisów powstały również modele łączące koncepcję płaszczyzny krytycznej z anizotropowym kryterium matematycznym dla matrycy. Jednym z takich kryteriów jest to zaprezentowane w pracy Kawy (2007) oraz Kawy i Łydźby(2008). Autorzy zaproponowali model materiału dwuskładnikowego – transwersalnie izotropowego, w którym tak jak w koncepcji płaszczyzny krytycznej występują powierzchnie osłabienia, z tym, że matryca opisana jest anizotropowym kryterium Pariseau:

$$A_{ij}^{(m)}\sigma_{ij} + \sqrt{A_{ijkl}^{(m)}}\sigma_{ij}\sigma_{kl} - 1 \leq 0, \quad (2.35)$$

gdzie anizotropowe tensory wytrzymałości matrycy  $A_{ij}^{(m)}$  i  $A_{ijkl}^{(m)}$  opisane są wzorem 2.15. Procedurę identyfikacji 5 stałych materiałowych jako funkcję parametrów oraz udziału składników przedstawiono w pracy Kawy i Łydźby (2008). Jako warunek wytrzymałości płaszczyzny krytycznej zaproponowano przekształcony warunek Druckera-Pragera:

$$|\sigma_s| + \frac{3a^{(k)}\sigma_n - c^{(k)}}{\sqrt{1 - 12(a^{(k)})^2}} \leq 0, \quad (2.36)$$

gdzie  $\sigma_s$  i  $\sigma_n$  są składowymi naprężeniami styczną i normalną na płaszczyźnie krytycznej,  $a^{(k)}$  i  $c^{(k)}$  współczynnikami tarcia i kohezji na płaszczyźnie. W tym przypadku parametry kryterium odpowiadają parametrom wytrzymałości słabszego składnika. Tym samym kryterium wyrażone jest za pomocą 7 niezależnych stałych materiałowych, które można wyznaczyć za pomocą testów laboratoryjnych.

## 2.3. Podsumowanie

W rozdziale przedstawiono przegląd badań eksperymentalnych i teoretycznych dotyczących anizotropii wytrzymałości geomateriałów z mikrostrukturą warstwową. Badania doświadczalne wyraźnie wskazują na zależność wytrzymałości takiego materiału od kąta orientacji laminacji względem przyłożonego obciążenia. Na przestrzeni lat powstało również wiele opisów mających na celu modelowanie zachowania ośrodka warstwowego. W kolejnych rozdziałach przedstawiono wyniki badań dla analizowanego iltu warwowego oraz wykorzystanie wybranych kryteriów do predykcji mechanicznego zachowania gruntu.

### **3. Badania laboratoryjne fizycznych właściwości iłówarwowych**

Do badań wytrzymałościowych wybrano naturalny grunt z mikrostrukturą warstwową.. Wszystkie testy wykonano na iłach warwowych, pobranych z okolic miasta Belchatów. W rozdziale przedstawiono charakterystykę badanego materiału. W pierwszej kolejności opisano warunki powstawania a następnie lokalizację i budowę geologiczną terenu, z którego zostały pobrane próby. Zasadniczą część stanowią wyznaczone laboratoryjnie cechy fizyczne ładu warwowego. Rozdział kończy podsumowanie.

#### **3.1. Pochodzenie geologiczne**

Ł warwowy to typowy ośrodek mikrostrukturalny, charakteryzujący się bardzo wyraźnym warstwowaniem w postaci naprzemiennie ułożonych lamin jasnych i ciemnych. Ta złożona budowa jest wynikiem określonych warunków w trakcie procesu sedymentacji. Ł warwowy jest gruntem powstałym w jeziorach zastoiskowych na przedpolu lodowca (Różycki, 1972). Jeziora zastoiskowe tworzyły się w obniżeniach terenu lub w strefach odcięcia odpływu rzek przez lodowiec lub jego moreny i były zasilane przez wody glacialne i rzeczne, które przynosiły ze sobą osady. Grubszy materiał gromadził się głównie przy ujściu rzek i brzegów jeziora a drobniejsze cząstki unoszone były przez prądy w głąb jeziora, gdzie deponowane były w postaci iłó i mułków. Powtarzające się zmiany w dostawie materiału, związane z rocznym cyklem klimatycznym, doprowadziły do powstania utworów warwowych (Tylmann, 2011). W okresach letnich, tj. topnienia lodowca, powstawały jasne laminy z przewagą grubszych frakcji - piaskowych i pyłowych. W okresach zimowych, gdy jezioro było pokryte lodem, z zawiesiny deponowany był osad, tworząc ciemne laminy złożone głównie z mułu i ładu. Ciemne zabarwienie wynika m.in. z obecności części organicznych, siarczków lub tlenków żelaza. Miąższość, która może wynosić od około milimetra do kilkudziesięciu centymetrów, oraz skład poszczególnych warw zależy przede wszystkim od warunków klimatycznych w trakcie sedymentacji oraz od położenia zbiornika względem czoła lodowca. Dokładny opis warunków sedymentacji osadów zastoiskowych powstałych na terenie Polski zawarto m.in. w pracach Myślińskiej (1965) czy Różyckiego (1972).

Osady zastoiskowe, w tym ły warwowe, występują na znacznym obszarze Polski –

w obrębie występowania zlodowaceń. Na przedpolu lodowców tworzyły się zastoiska o zróżnicowanej wielkości – od dużych (np. warszawskie, olsztyńskie, białostockie) do bardzo małych, gdzie ility warwowe tworzą jedynie wkładki w glinach zwałowych lub występują w formie pokładów o niewielkiej miąższości i zasięgu w stropie glin zwałowych (Kociszewska-Musiał, 1988). Złoże mogą wykazywać dużą zmienność w miąższości, która wynosi od 0.5 do 55m (Kozydra i Wyrwicki, 1970).

W osadach zastoiskowych występują przede wszystkim minerały ilaste, kwarc i węglany. Charakterystykę surowcową iltu warwowego przedstawiła m.in. Kociszewska-Musiał (1988). Minerały ilaste, wśród których przeważają illity, stanowią ok. 30-80% osadu i tworzą najdrobniejszą frakcję (poniżej 0.002mm). Kwarc występuje w wyższych frakcjach i jego zawartość może wynosić od kilku do ponad 50% osadu. Ostatnia grupa, tj. węglany, reprezentowane są najczęściej przez kalcyt i dolomit i ich zawartość może wynosić do ok. 35%. Składnikami dodatkowymi są skalenie, tlenki i wodorotlenki żelaza, glaukonit i części organiczne. Warstwy, i ility warwowe jako kompozyt, wykazują duże różnice we własnościach fizycznych i mechanicznych, co jest związane przede wszystkim z dużą zmiennością składu granulometrycznego (Myślińska, 1998). W tabeli 3.1. przedstawiono przykładowe właściwości fizyczne i mechaniczne iltów warwowych z zastoiska warszawskiego (Myślińska, 1998) oraz poznańskiego (Flieger-Szymańska i Machowiak, 2011). Badania iltów warwowych spoza Polski można znaleźć m.in. w pracach DeGroot'a i Lutenegger'a (2003, 2007), Eden'a (1955).

Tabela 3.1. Właściwości fizyczne iltów warwowych z wybranych terenów Polski

Parametr	Zastoisko warszawskie				Zastoisko poznańskie	
	Część środkowa		Część wschodnia		warstwy jasne	warstwy ciemne
	warstwy jasne	warstwy ciemne	warstwy jasne	warstwy ciemne		
Zawartość frakcji iltowej $f_i$ [%]	24-29	69-82	11-20	32-45	12-50	26-84
Zawartość frakcji piaskowej $f_p$ [%]	2-6	0-2	8-14	4-12	0-40	0-30
Wilgotność naturalna $w$ [%]	42-42	49-52	40-43	43-48	17-39	
Gęstość objętościowa $\rho$ [g/cm <sup>3</sup> ]	1.83-1.95	1.86-1.92	1.94-2.00	1.86-1.94	1.61-2.15	
Porowatość $n$ [-]	0.41-0.42	0.49-0.52	0.40-0.43	0.43-0.48	0.34-0.49	
Granica plastyczności $w_p$ [%]	19-21	31-38	20-21	19-28	17-31	
Granica płynności $w_L$ [%]	33-39	80-88	34-35	44-60	28-64	
Wskaźnik plastyczności $I_p$ [%]	13-19	38-51	4-16	31-32	10-37	
Straty prażenia $I_z$ [%]	1-2	2-2,5	1-3	1-1,5	-	

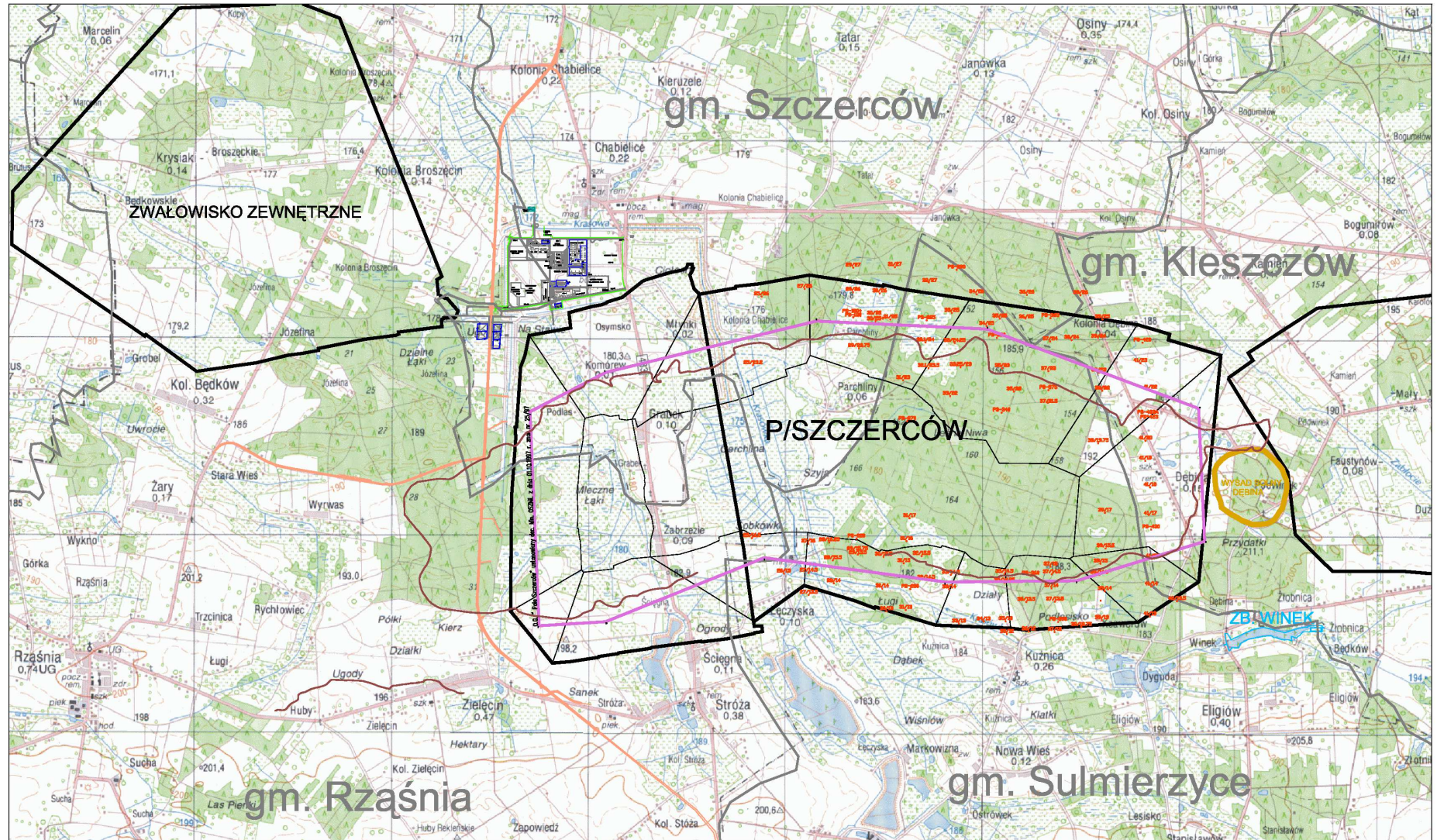
### **3.2 Lokalizacja i budowa geologiczna KWB „Bełchatów” - Pola „Szczerców”**

Iły warwowe analizowane w niniejszej pracy pochodziły z kopalni odkrywkowej KWB „Bełchatów”, z pola „Szczerców”. Zgodnie z kalendarium kopalni (Oddział KWB Bełchatów) złoża węgla brunatnego w rejonie Bełchatowa zostały rozpoznane w latach 60-tych XX w. W 1975 r. powołano Przedsiębiorstwo Państwowe Kopalnia Węgla Brunatnego „Bełchatów” w budowie a w 1980 r. wydobyto pierwsze tony węgla z pola „Bełchatów”. W 2002r. rozpoczęto prace w Polu „Szczerców”. Obecnie Kopalnia Węgla Brunatnego „Bełchatów” jest największą kopalnią odkrywkową w Polsce oraz jedną z największych w Europie.

Budowa geologiczna rejonu pola „Szczerców” została rozpoznana i szczegółowo opisana w dokumentacjach geologiczno-inżynierskich opracowanych na potrzeby wykonania wyrobiska udostępniającego (ProGiG, 2003, Poltegor-Projekt, 2004, Stowarzyszenie Naukowe im. Stanisława Staszica, 2009). Pole „Szczerców” stanowi zachodnią część złoża węgla brunatnego „Bełchatów” i od części zachodniej – pola „Bełchatów” oddziela je wysad solny „Dębina”. Oba pola złoża „Bełchatów” tworzą jeden obszar zasobowy położony w rowie tektonicznym Kleszczowa. Obszar pola „Szczerców” położony jest w południowo-zachodniej części województwa łódzkiego, na terenie powiatu bełchatowskiego (jego część północna) i na terenie powiatu pajęczańskiego (część środkowa i południowa), obejmując części obszaru czterech gmin: Kleszczów, Szczerców, Rząśnia i Sulmierzyce. Dokładne położenie złoża i kontur wyrobiska przedstawiono na mapie pogładowej (Rys. 3.1).

Na podstawie wzmiankowanych opracowań opisano budowę geologiczną omawianego obszaru. W rejonie złoża węgla brunatnego pola „Szczerców” stwierdzono występowanie utworów paleozoicznych (perm), mezozoicznych (jura, kreda) oraz kenozoicznych (trzeciorzędowych i czwartorzędowych). Najstarszymi utworami podłoża są utwory paleozoiczne reprezentowane przez sól kamienną, gipsy i ily. Młodsze podłoże stanowią osady mezozoiczne tj. przede wszystkim kompleksy wapieni (jura) oraz piaskowce, skały wapienno-klastyczne, opoki (kreda). Osady trzeciorzędowe podzielono na 4 kompleksy: podwęglowy, węglowy, nadwęglowy ilasto-węglowy i nadwęglowy ilasto-piaszczysty. Dolna część kompleksu podwęglowego w części zachodniej pola „Szczerców” to głównie osady ilasto-żwirowe a górna to warstwy piaszczysto-mułkowe. W części wschodniej dół kompleksu reprezentowany jest przez rumosze, gliny i ily zwietrzelinowe, wyższe części



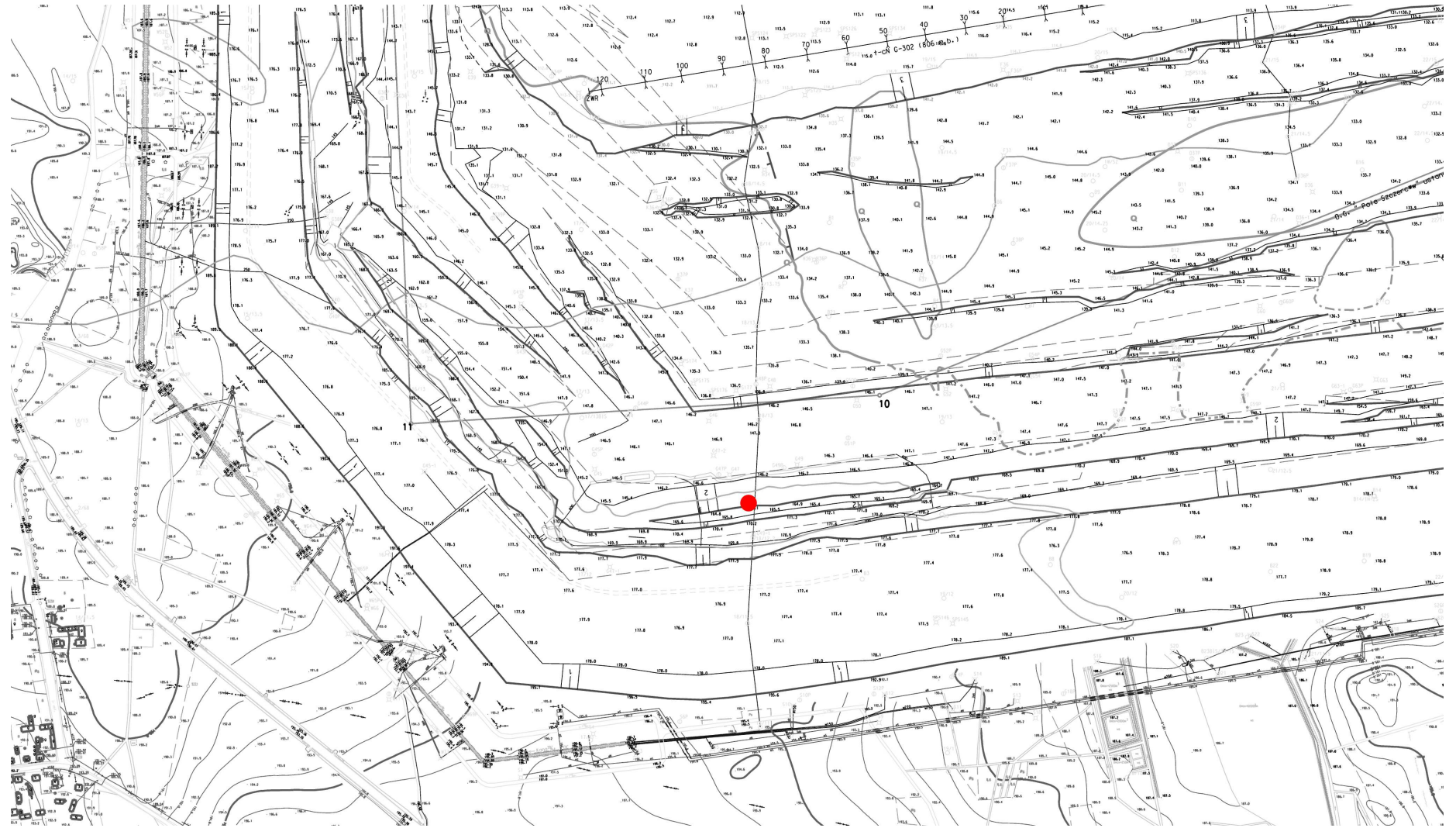


Rysunek 3.1. Mapa pogładowa wyrobiska Szczerców



kompleksu budują ility i muły, a najwyższe partie tworzą osady piaszczyste. Na kompleks węglowy składają się 2 subkompleksy: nieproduktywny oraz produktywny, składający się głównie z węgla brunatnego. Kompleks nadwęglowy ilasto-węglowy występuje głównie w południowej części złoża i składa się przede wszystkim z osadów drobnoziarnistych i pylastych: mułów, iltów i piasków pylastych. Kompleks ilasto-piaszczysty zbudowany jest zasadniczo z piaszczysto-ilastych osadów 6-7 cykli sedymentacyjnych, dla których w dolnych partiach występują osady o grubszej frakcji, przechodzące ku górze w osady o frakcji drobniejszej. Przeciętna miąższość wszystkich utworów trzeciorzędowych wynosi ok. 150m. Osady czwartorzędowe podzielono na dwa piętra strukturalne – górne i dolne. Najstarsze utwory dolnego piętra strukturalnego to przede wszystkim osady piaszczyste. Osady spoiście reprezentowane są przez gliny i muły. Nad glinami występują osady zastoiskowe (głównie w północnej części wyrobiska). Bezpośrednio nad osadami zastoiskowymi zalega warstwa glin glacialnych. Nad glinami zalegają zarówno osady piaszczyste i piaszczysto-żwirowe, jak i osady zastoiskowe. W sposobie ich zalegania nie ma prawidłowości przestrzennej. Środkowe części dolnego piętra osadów czwartorzędowych reprezentowane są przez gliny glacialne oraz osady piaszczyste i mułkowe. Powyżej najczęściej występują osady piaszczyste. Górne piętro strukturalne reprezentują osady piaszczyste oraz warstwa glin glacialnych. Bezpośrednio pod powierzchnią terenu lub pod niewielkim przykryciem innych osadów, występuje najwyższej zalegająca warstwa glin glacialnych. Na powierzchni terenu i w obniżeniach terenu występują osady organiczne.

Osady zastoiskowe, w tym ility warwowe, na terenie pola „Szczerców” charakteryzują się dużą zmiennością litologiczną. Na podstawie dostępnych dokumentacji stwierdzono, że główne rejony występowania osadów zastoiskowych to południowo-zachodnia i zachodnia oraz północna i północno-wschodnia część rejonu wyrobiska. Osady te zalegają bezpośrednio nad powierzchnią erozyjną rozdzielającą osady trzecio- i czwartorzędowe oraz wysoko w profilu osadów czwartorzędowych. Utwory zastoiskowe na polu „Szczerców” reprezentowane są głównie przez odmiany piaszczyste i mułkowe. Są to osady o laminacji poziomej lub o niewielkim nachyleniu pod kątem 5-20°, niezaburzone, a ich miąższość wynosi od kilku do 30m. Ogniwem o największej miąższości są mułki zastoiskowe, a ility warwowe stanowią osady o najmniejszej miąższości.



Rysunek 3.2. Punkt poboru prób ładu warwowego

### **3.3. Cechy fizyczne**

Ocenę podstawowych właściwości fizycznych analizowanego gruntu dokonano na podstawie badań laboratoryjnych. W tym celu określono skład granulometryczny, zawartość substancji organicznej, gęstość właściwą, gęstość objętościową, wilgotność, granice plastyczności i płynności. Wyznaczono także wartości pochodnych cech fizycznych i parametry klasyfikacyjne. Badania wykonano zgodnie ze specyfikacją techniczną PKN-CEN ISO/TS 17892 a nazwy gruntów określono na podstawie normy PN-EN ISO 14688.

#### **3.3.1. Pobór prób do badań**

Próbki gruntu do badań pobrano w okresach VI-IX 2011r., VII 2013r. oraz VIII 2014r. Punkt poboru znajdował się na południowym stoku wyrobiska udostępniającego pola „Szczerców”, w pobliżu południowo-zachodniego naroża, na poziomie ok. 165m n.p.m, niecałe 30m poniżej pierwotnego poziomu terenu. Dokładne miejsce zaznaczono czerwonym punktem na rysunku 3.2. W warstwach, w miejscu poboru, odznaczał się drobną laminacją poziomą. Miąższość warw ciemnych nie przekraczała 0.5cm, a warstwy jasne były zdecydowanie cieńsze, o miąższości dążącej niemal do zera. Fragment gruntu, wraz z typowym uwarstwieniem, przedstawia rysunek 3.3.

Do testów laboratoryjnych pobrano próby o naturalnej wilgotności klasy 3 i próby o nienaruszonej strukturze klasy 1. Próbki o nienaruszonej strukturze, przewidziane do badań jednoosiowego ściskania oraz w aparacie trójosiowego ściskania, pobrano z wykorzystaniem stalowych cylindrów wciskanych w grunt (Rys. 3.4), o średnicy wewnętrznej równej 38mm. Pobrano w sumie ok. 150 prób iłu warwowego dla 7 orientacji uwarstwienia względem poziomu tj. 0°, 15°, 30°, 45°, 60°, 75°, 90°. Kąt orientacji w trakcie pobierania prób wyznaczono za pomocą kompasu geologicznego, pozwalającego na określenie upadu warstwy w terenie. Część prób odrzucono ze względu na uszkodzenie struktury. Do dalszych badań zakwalifikowano 120 kształtek klasy 1. Próbki włożono do odpowiednio przygotowanych plastikowych cylindrów zabezpieczających, owinięto folią i umieszczono w szczelnych pojemnikach. Próby o wilgotności naturalnej również odpowiednio zabezpieczono przed utratą wilgoci. Zarówno w trakcie transportu jak i przechowywania dołożono wszelkich starań, by grunt zachował swoje pierwotne parametry.



Rys. 3.3. Ił warwowy



Rys. 3.4. Cylindry do poboru próbek

### 3.3.2 Analiza granulometryczna

Analizę granulometryczną wykonano dla iłu warwowego oraz jego składników tj. ciemnych i jasnych warstw. Badanie składu ziarnowego przeprowadzono trzykrotnie na wybranych, reprezentatywnych próbkach. Do oceny składu granulometrycznego zastosowano jedną z metod sedymentacyjnych tj. metodę areometryczną, ze względu na zawartość ziaren mniejszych od 0.063 ponad 10%. Uzyskane wyniki przedstawiono w tabelach 3.2-3.5.

Analizując otrzymane dane widać dużą zmienność składu granulometrycznego iłu warwowego i jego komponentów. W przypadku ciemnych warstw udział frakcji piaskowej jest dla wszystkich prób na niemal identycznym poziomie tj. bliskim zera. Zawartość frakcji

iłowej i pyłowej jest różna, jednak dominującą frakcją dla wszystkich próbek jest ił. Grunt zaklasyfikowano jako ił (Cl). Dla warstw jasnych poziom frakcji iłowej dla wszystkich prób wynosi ok 20%, jednak ze względu na niewielką miąższość warstewek i trudności z ich oddzieleniem od warstw ciemnych, uzyskany wynik jest prawdopodobnie nieco zawyżony. Główną frakcją tworzącą jasne laminy jest frakcja pyłowa a zawartość frakcji piaskowej jest zmienna w zależności od próby. Ze względu na wysoką zawartość frakcji iłowej grunt oznaczono jako ił z pyłem (siCl) albo ił z pyłem i piaskiem (sasiCl). Oznaczenie składu granulometrycznego iłu warwowego wykazuje jeszcze większą zmienność niż w przypadku poszczególnych lamin. Makroskopowo stwierdzono zmienną miąższość obu warstw oraz ich nieregularny układ, co jest związane z różnymi warunkami sedymentacji w kolejnych latach i znacząco wpływa na teksturę iłu warwowego. Próbkę gruntu zostały oznaczone jako ił (Cl) lub ił z pyłem (siCl).

Tabela 3.2. Wyniki analizy granulometrycznej dla ciemnych warstw

Lp.	Zawartość frakcji piaskowej Sa [%] d<2mm	Zawartość frakcji pyłowej Si [%] d<0.063mm	Zawartość frakcji iłowej Cl [%] d<0.002mm	Symbol gruntu
1	0.2	51.2	48.6	Cl
2	0.4	41.0	58.6	Cl
3	0.4	36.5	63.1	Cl

Tabela 3.3. Wyniki analizy granulometrycznej dla jasnych warstw

Lp.	Zawartość frakcji piaskowej Sa [%] d<2mm	Zawartość frakcji pyłowej Si [%] d<0.063mm	Zawartość frakcji iłowej Cl [%] d<0.002mm	Symbol gruntu
1	12.4	68.9	18.7	siCl
2	5.7	71.8	22.5	siCl
3	22.9	52.5	24.6	sasiCl

Tabela 3.4. Wyniki analizy granulometrycznej dla iłu warwowego

Lp.	Zawartość frakcji piaskowej Sa [%] d<2mm	Zawartość frakcji pyłowej Si [%] d<0.063mm	Zawartość frakcji iłowej Cl [%] d<0.002mm	Symbol gruntu
1	3.6	67.7	28.7	siCl
2	2.4	53.2	44.4	Cl
3	2.4	71.6	26.0	siCl

Tabela 3.5. Zestawienie wyników analizy granulometrycznej

	Zawartość frakcji piaskowej Sa [%] d<2mm	Zawartość frakcji pyłowej Si [%] d<0,063mm	Zawartość frakcji iłowej Ci [%] d<0,002mm
Ciemna warstwa	0.2-0.4	36.5-51.2	48.6-63.1
Jasna warstwa	5.7-22.9	52.5-71.8	18.7-24.6
Ił warwowy	2.4-3.6	53.2-71.6	26.0-44.4

### 3.3.3. Gęstość właściwa

Oznaczenie gęstości właściwej wykonano trzykrotnie dla poszczególnych warw oraz dla iłu warwowego jako całości. Jest to stosunek masy szkieletu gruntowego do jego objętości. Badanie przeprowadzono na wybranych, reprezentatywnych próbkach metodą piknometru. Wyniki badań przedstawiono w tabeli 3.6. Średnie wartości gęstości właściwych przyjęto jako 2.68 g/cm<sup>3</sup> dla warstwy ciemnej oraz 2.65 g/cm<sup>3</sup> dla warstwy jasnej a dla iłu warwowego 2.67 g/cm<sup>3</sup>. Odchylenie standardowe, które jest jedną z podstawowych miar rozproszenia, wyniosło 0.02g/cm<sup>3</sup> dla obu warstw oraz 0.04g/cm<sup>3</sup> dla iłu warwowego.

Tabela 3.6. Wyniki oznaczenia gęstości właściwej  $\rho_s$ 

Lp.	$\rho_s$ [g/cm <sup>3</sup> ]		
	Warstwa ciemna	Warstwa jasna	Ił warwowy
1	2.701	2.640	2.669
2	2.655	2.669	2.706
3	2.690	2.627	2.632
Wartość średnia	<b>2.68</b>	<b>2.65</b>	<b>2.67</b>
Odchylenie standardowe	<b>0.02</b>	<b>0.02</b>	<b>0.04</b>

### 3.3.4. Gęstość objętościowa

Badanie gęstości objętościowej przeprowadzono dla wszystkich, zakwalifikowanych do dalszych badań wytrzymałościowych, prób. W jednym przypadku nie uzyskano wyniku, stąd ostateczna liczba prób to 119. Podsumowanie otrzymanych wyników przedstawiono w tabeli 3.7. Duża liczba oznaczeń pozwoliła na wyznaczenie dodatkowych miar statystycznych tj. kurtozy i skośności. Średnia wartość gęstości wyniosła 1.98 g/cm<sup>3</sup> przy odchyleniu standardowym 0.03 g/cm<sup>3</sup>, co świadczy o niewielkim rozproszeniu uzyskanych



wyników. Na tej podstawie można przyjąć, że badany grunt jest jednorodny pod względem gęstości objętościowej. Wartości kurtozy i skośności określają kształt rozkładu analizowanych danych. Dla rozkładu normalnego obie miary przyjmują wartość 0. W badanym przypadku kurtoza wyniosła 0.19, co oznacza większą koncentrację wyników wokół wartości średniej – w odniesieniu do rozkładu normalnego. Skośność, która opisuje asymetrię rozkładu, wyniosła -0.39, co oznacza lewoskośność rozkładu tj. większą liczbę wartości większych od średniej. W obu przypadkach są jednak bliskie 0, więc można przyjąć, że rozkład wyników gęstości objętościowej badanego iltu warwowego jest w przybliżeniu rozkładem normalnym.

Tabela 3.7. Zestawienie oznaczenia gęstości objętościowej  $\rho$

Liczba próbek [-]	$\rho$ [g/cm <sup>3</sup> ]				Kurtoza	Skośność
	Wartość min.	Wartość maks.	Wartość średnia	Odchylenie stand.		
119	1.91	2.04	1.98	0.03	0.19	-0.39

### 3.3.5. Wilgotność naturalna

Badanie wilgotności przeprowadzono, podobnie jak w przypadku gęstości objętościowej, dla wszystkich zakwalifikowanych do dalszych badań prób. W 3 przypadkach wyniki odrzucono z powodu błędów w oznaczeniach, zatem ostatecznie liczba prób wyniosła 117. Zestawienie wyznaczonych wartości przedstawiono w tabeli 3.8. Średnia wilgotność wyniosła 23.8% przy odchyleniu standardowym 1.5%. W przypadku wilgotności rozproszenie wyników jest większe niż dla gęstości objętościowej, jednak uznano, że pod względem wilgotności grunt również można uznać za jednorodny. Jest to niezwykle ważne dla dalszych badań wytrzymałościowych, ponieważ dla tego typu gruntów obserwuje się duży wpływ wilgotności na własności mechaniczne (Eden, 1955). W tym przypadku kurtoza i skośność wyniosły odpowiednio -0.11 i -0.16, co oznacza mniejszą w stosunku do rozkładu normalnego koncentrację wyników oraz lewoskośność rozkładu. Jednak ze względu na

Tabela 3.8. Zestawienie oznaczenia wilgotności naturalnej w

Liczba próbek [-]	w [%]				Kurtoza	Skośność
	Wartość min.	Wartość maks.	Wartość średnia	Odchylenie stand.		
117	20.5	27.5	23.8	1.5	-0.11	-0.16

niewielkie wartości można określić, że rozkład wyników wilgotności jest również bardzo zbliżony do rozkładu normalnego.

### 3.3.6. Zawartość substancji organicznej

Oznaczenie zawartości części organicznych w gruncie przeprowadzono na 8 wybranych, reprezentatywnych próbach iłu warwowego. Badanie przeprowadzono metodą wyprężania w temperaturze 800°C. Wyniki oznaczenia przedstawiono w tabeli 3.9. Średnia zawartość substancji organicznej wyniosła 4.4% przy odchyleniu standardowym 1.2%. Uznano, że zawartość substancji organicznej na takim poziomie nie wpłynie istotnie na wyniki prób wytrzymałościowych.

Tabela 3.9. Wyniki oznaczenia zawartości substancji organicznej  $C_{om}$

Lp.	1	2	3	4	5	6	7	8	Wartość średnia	Odchylenie stand.
$C_{om}$ [%]	4.6	5.3	6.0	5.2	4.3	3.4	3.7	2.3	<b>4.4</b>	<b>1.2</b>

### 3.3.7. Granice konsystencji

Poza cechami fizycznymi iłu warwowego wyznaczono również 2 z 3 granic Atterberga tj. granice plastyczności i płynności, w celu klasyfikacji próbek pod względem konsystencji. Oznaczenia przeprowadzono na 6 wybranych, reprezentatywnych próbach iłu warwowego. Badanie granicy płynności wykonano metodą Casagrande'a a wyniki przedstawiono w tabelach 3.10 i 3.11. Średnia wartość granicy plastyczności wyniosła 18.3% przy odchyleniu standardowym 1.3%. Dla granicy płynności to odpowiednio 43.0% i 5.5%. Większy rozrzut wyników dla granicy płynności spowodowany został najprawdopodobniej dużą zmiennością uziarnienia gruntu, w szczególności zawartości frakcji iłowej.

Tabela 3.10. Wyniki oznaczenia granicy plastyczności  $w_p$

Lp.	1	2	3	4	5	6	Wartość średnia	Odchylenie stand.
$w_p$ [%]	17.7	19.8	19.5	19.2	17.0	16.7	<b>18.3</b>	<b>1.3</b>



Tabela 3.11. Wyniki oznaczenia granicy płynności  $w_L$ 

Lp.	1	2	3	4	5	6	Wartość średnia	Odchylenie stand.
$w_L$ [%]	48.8	45.3	44.7	47.1	35.0	37.4	<b>43.0</b>	<b>5.5</b>

### 3.3.8. Pochodne cechy fizyczne i wskaźniki klasyfikacyjne

Na podstawie wyznaczonych podstawowych cech fizycznych oraz granic konsystencji określono wartości pochodnych cech fizycznych oraz wskaźników klasyfikacyjnych iłu warwowego. Obliczenia wykonano dla wszystkich zakwalifikowanych do badań wytrzymałościowych próbek gruntu, z wyłączeniem prób dla których nie uzyskano wyniku gęstości objętościowej bądź wilgotności. Do obliczeń wykorzystano średnie wartości gęstości właściwej (pkt. 3.3.3) i granic konsystencji (pkt. 3.3.7) oraz właściwe wartości wilgotności (pkt. 3.3.5) i gęstości objętościowej gruntu (pkt. 3.3.4). Zestawienie wyznaczonych parametrów przedstawiono w tabeli 3.12. Obliczone średnie wartości pochodnych cech fizycznych wynoszą  $1.60\text{g/cm}^3$  dla gęstości objętościowej szkieletu, 0.40 dla porowatości, 0.68 dla wskaźnika porowatości, 24.8% dla wilgotności całkowitej oraz 0.96 dla stopnia wilgotności. Odchylenia standardowe to odpowiednio  $0.03\text{ g/cm}^3$ , 0.01, 0.03, 1.0% oraz 0.05. Ze względu na to, że parametry pochodne obliczono z wykorzystaniem wartości średnich podstawowych cech fizycznych, należy pamiętać o tym, że są one obarczone pewnym błędem. Z tego samego powodu w przypadku stopnia wilgotności dla części próbek uzyskano wartości nieznacznie większe od 1, co jest sprzeczne z definicją tego wskaźnika. Dla wskaźnika konsystencji uzyskano wartość średnią 0.78 przy odchyleniu standardowym 0.06. Konsystencję badanych próbek określono jako plastyczną lub twardoplastyczną. Ze względu

Tabela 3.12 Podsumowanie wyznaczonych cech i własności gruntu

	$\rho$ [ $\text{g/cm}^3$ ]	w [%]	$\rho_d$ [ $\text{g/cm}^3$ ]	n [-]	e [-]	$w_{\text{sat}}$ [%]	$S_r$ [-]	$I_c$ [-]
Wartość minimalna	1.91	20.5	1.54	0.38	0.62	22.6	0.81	0.63
Wartość maksymalna	2.04	27.5	1.66	0.43	0.75	27.4	1.08	0.91
Wartość średnia	<b>1.98</b>	<b>23.8</b>	<b>1.60</b>	<b>0.40</b>	<b>0.68</b>	<b>24.8</b>	<b>0.96</b>	<b>0.78</b>
Odchylenie standardowe	<b>0.03</b>	<b>1.5</b>	<b>0.03</b>	<b>0.01</b>	<b>0.03</b>	<b>1.0</b>	<b>0.05</b>	<b>0.06</b>

na zmienne uziarnienie analizowanego gruntu oraz, w konsekwencji, zmienność wartości granic konsystencji wyznaczone wartości wskaźnika i konsystencji należy przyjmować jako orientacyjne.

### **3.3.9. Wnioski**

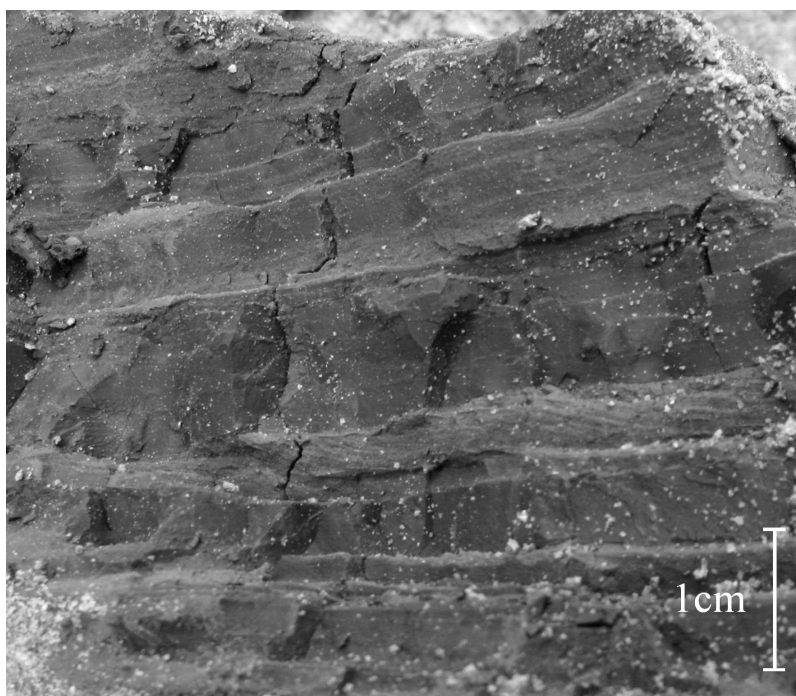
Przetawiona charakterystyka i wyniki badań dla iltu warwowego pokazują, że jest to ośrodek o dużej zmienności pod względem uwarstwienia i składu granulometrycznego. Jednak badania te przeprowadzono na niewielkich próbkach gruntu (~30g). Z kolei badania wytrzymałościowe przeprowadzono na znacznie większych próbach (~170g), których wymiary (38x76mm) były dużo większe od miąższości poszczególnych warstewek (0-5mm). Dla takich prób oznaczone wartości gęstości objętościowej i wilgotności naturalnej wykazywały dużą zbieżność – odchylenia standardowe i wariancje w obu przypadkach osiągnęły niewielkie wartości. Na tej podstawie uznano, że pomimo dużej zmienności w uziarnieniu i warstwowaniu iltu warwowego, próby do badań wytrzymałościowych można traktować jako porównywalne.

## **3.4. Podsumowanie**

W rozdziale przedstawiono makroskopowy opis iltu warwowego, w tym pochodzenie geologiczne oraz podstawowe cechy fizyczne i wskaźniki klasyfikacyjne wyznaczone dla iltu warwowego występującego w okolicach Bełchatowa. Uzyskane wartości są porównywalne z parametrami dla tego typu gruntów występujących w innych obszarach Polski (Tabela 3.1). Badany ośrodek ma skomplikowaną i niejednorodną budowę, jednak uznano, że pobrane próby mogą być wykorzystane do badań wytrzymałościowych i traktowane jako porównywalne na poziomie makroskopowym.

## 4. Badania laboratoryjne mikrostrukturalnych właściwości ilów warwowych

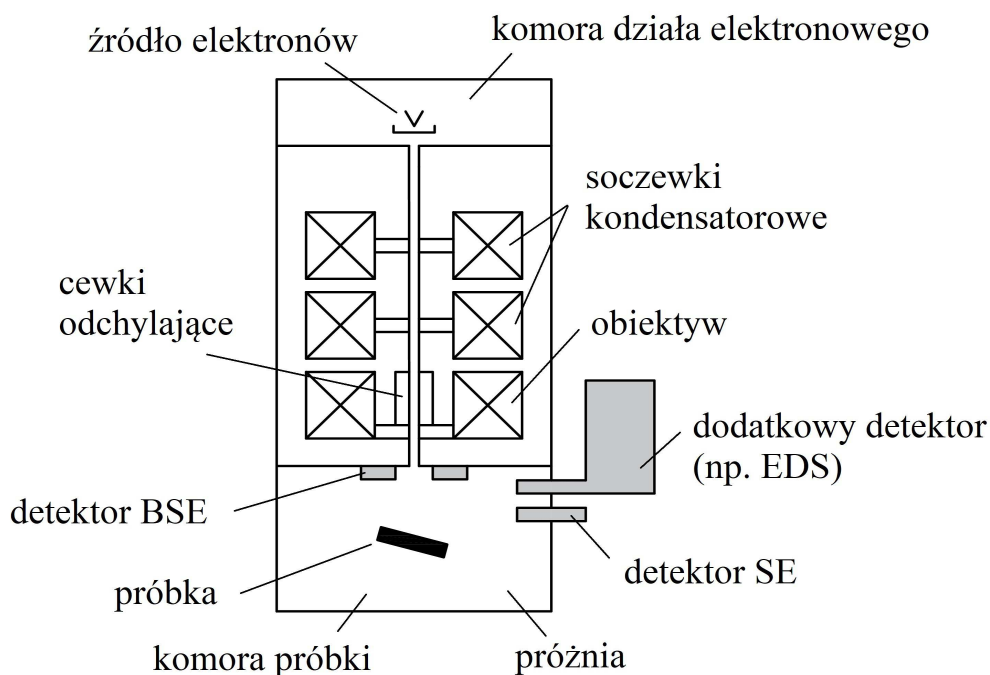
W analizowanym gruncie, w badaniu makroskopowym, zaobserwowano występowanie grubszych warw ciemnych – do 0.5cm oraz bardzo drobnych lamin jasnych. Układ warstwowania przedstawia rysunek 4.1. W celu precyzyjnego określenia budowy badanego materiału wykonano serie wybranych badań mikrostrukturalnych, które tworzyły 3 odrębne części. Do powierzchniowej identyfikacji badanego ośrodka wykorzystano elektronowy mikroskop skaningowy a do identyfikacji przestrzennej – mikrotomograf wykorzystujący promienie rentgenowskie. Szeroki przegląd tych i innych metod stosowanych do analizy struktury gruntów przedstawili np. Mitchell i Soga (2005). Badania uzupełniono o oznaczenie cech mikro-mechanicznych poszczególnych warstw, przeprowadzając serię testów w nanoindenterze. W pierwszej kolejności przedstawiono rezultaty oznaczeń z wykorzystaniem mikroskopu skaningowego, dalej z użyciem mikrotomografu i nanoindentera. W każdym punkcie opisano metodologię badania, przygotowanie próbek do badań, aparaturę badawczą oraz omówiono uzyskane wyniki. Rozdział kończy podsumowanie.



Rys. 4.1. Mikrostruktura łu warwowego

#### 4.1. Powierzchniowa identyfikacja cech strukturalnych w SEM

Do analizy struktury materiału powszechnie wykorzystuje się elektronowe mikroskopy skaningowe (SEM). Jest to uniwersalne narzędzie a jego główną zaletą jest możliwość obserwacji obiektu przy dużym zakresie możliwych powiększeń. Geneza i mechanizm funkcjonowania zostały szczegółowo opisane np. przez Goldsteina i in. (2012). Pierwsze mikroskopy tego typu powstały pod koniec lat 30-tych XX w. Badanie polega na bombardowaniu powierzchni zogniskowaną wiązką elektronów. Właściwy detektor zbiera sygnały emitowane przez wszystkie punkty próby. Schemat mikroskopu przedstawiono na rysunku 4.2. Do tworzenia obrazu wykorzystywane są sygnały wtórne, generowane na skutek oddziaływania wiązki pierwotnej elektronów. Efektem badania jest wyraźny trójwymiarowy obraz badanej powierzchni o dużej głębi ostrości i rozdzielczości. W geotechnice i geologii często wykorzystuje się ten typ mikroskopu do oceny struktury minerałów ilastych. Badania tego typu prowadzili, między innymi, Collins i McGown (1974), Tovey i Wong (1973), Delage i Lefebvre (1984), Hicher i in. (2000).



Rysunek 4.2. Schemat budowy skaningowego mikroskopu elektronowego

#### 4.1.1. Stanowisko badawcze, aparatura pomiarowa, przygotowanie próbek do badań

W badaniach wykorzystano stołowy elektronowy mikroskop skaningowy TM3030 firmy Hitachi (Rys.4.3). Mikroskop pozwala na powiększenie obserwowanego materiału do 30 000 razy i wykorzystuje 2 wartości napięcia przyspieszającego 5kV i 15kV. Standardowo tego typu testy wykonuje się w próżni a próbkę nieprzewodzącą elektrycznie (jak grunty) przed badaniem należy powlec powłoką przewodzącą. Jednak wykorzystany system pozwala na pracę w trybie zmniejszonej próżni, co umożliwia badanie tego grunty bez konieczności napylenia badanego materiału. Dodatkowo aparat wyposażony był w rentgenowski spektrometr dyspersji energii (EDS), umożliwiającą ilościową i jakościową analizę składu pierwiastkowego obiektu.

Badaniom poddano 4 reprezentatywne próbki iltu warwowego o wymiarach ok. 20x20x20mm. Wykorzystano próbki zostały wycięte tak, by obserwowana powierzchnia przebiegała prostopadle do kierunku uwarstwienia. Podstawowym problemem w testach mikroskopem skaningowym jest odpowiednie przygotowanie próbek, tak by nie naruszyć struktury badanego materiału, oraz ich wysuszenie. W przypadku grunty, zwłaszcza zawierających minerały ilaste, jest to niezwykle trudne. W celu zachowania struktury warstwowej i zapobiegnięciu pęknięciu próbek suszenie następowało etapami. Najpierw grunt zostały doprowadzony do stanu powietrzno-suchego, a następnie suszony w suszarce przez dobę, kolejno w temperaturach 30°C i 60°C. Próbki grunty umieszczono w aparacie na specjalnych podstawkach, na które naklejono taśmę węglową zapewniającą odprowadzenie ładunków elektrycznych z próbki.



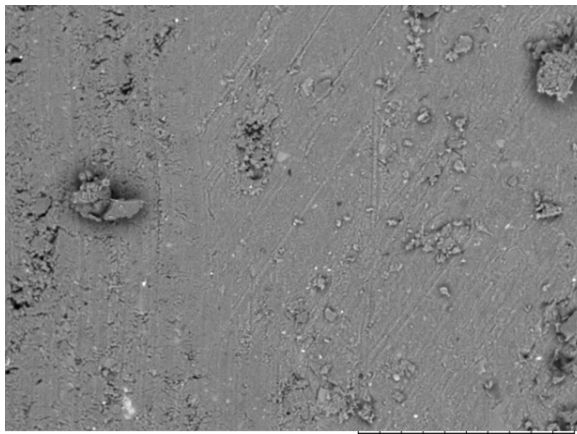
Rys. 4.3. Mikroskop TM3030, Hitachi (materiały producenta)

#### 4.1.2. Powierzchniowa ocena struktury gruntu

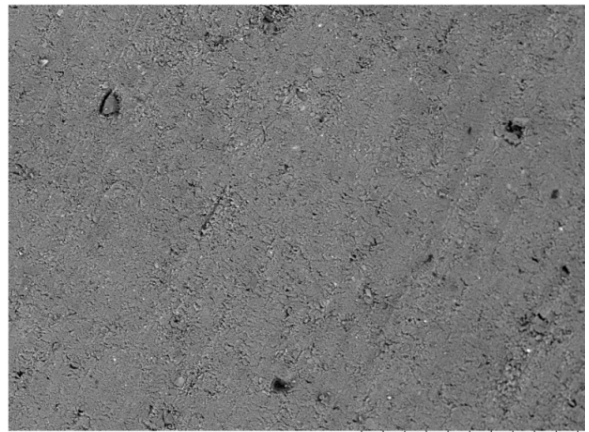
Z wykorzystaniem mikroskopu skaningowego dokonano oceny budowy poszczególnych warstw oraz kontakt między nimi. Materiał obserwowano przy różnych powiększeniach i ustawieniach, w celu uzyskania jak najlepszego obrazu. W pierwszej kolejności zaobserwowano różnice między wyglądem poszczególnych warstw. Na rysunkach 4.4 i 4.5 przedstawiono obrazy lamin ciemnej i jasnej przy powiększeniach wynoszących odpowiednio 250, 800 i 2000. Ze względu m.in. na dużą zawartość frakcji ilastej nie udało się uzyskać ostrego obrazu przy większych powiększeniach. Jednak nawet przy danych powiększeniach można zaobserwować odmienną teksturę obu warstw. W przypadku lamin ciemnych, poza kilkoma wtrąceniami, trudno wyróżnić poszczególne ziarna i cząstki, co jest spowodowane niewielkimi wymiarami tych cząstek. Dla lamin jasnych poszczególne ziarna są dobrze widoczne. W trakcie badania dokonano pomiarów średnicy obserwowanych cząstek, która wyniosła od 30 do 200 $\mu$ m. Uzyskane obrazy potwierdzają ustalenia analizy makroskopowej, w której stwierdzono odmienne uziarnienie poszczególnych warstewek. Na podstawie testu areometrycznego stwierdzono, że warstwy ciemne składają się głównie z frakcji pylastej ( $d=2-63\mu$ m) oraz frakcji ilastej ( $d<2\mu$ m) a warstwy jasne z frakcji piaszczystej ( $d=63\mu$ m-2000 $\mu$ m) oraz pylastej ( $d=2-63\mu$ m).

Makroskopowo stwierdzono występowanie odmiennej miąższości kolejnych warstw oraz występowanie lamin o grubości do 5mm. Problemem było określenie grubości najdrobniejszych warstwowań. Z wykorzystaniem mikroskopu zidentyfikowano te warstewki i określono ich miąższość. Przykładowe uwarstwienia przedstawiono na rysunku 4.6. Rozpoznano, że grubość najcieńszych warstewek wynosiła ok. 150-200 $\mu$ m. Największe obserwowane warstewki miały ponad 3mm grubości. Ze względu na minimalne możliwe powiększenie (x50) nie było możliwości pomiaru ich miąższości, gdyż pole obserwacji było mniejsze od wymiaru takich warstw.

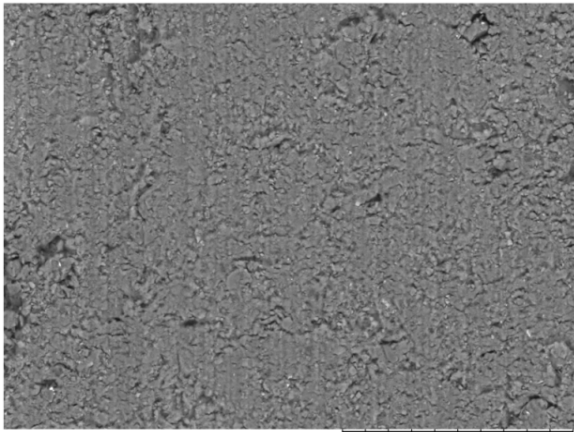
Na podstawie badań mikroskopowych stwierdzono również dużą zmienność w układzie warstwowania. Kolejne warwy różniły się znacznie miąższością i nie zaobserwowano powtarzalności tego układu. Stwierdzono jedynie, że warstwy ciemne – ilaste były generalnie grubsze, co jest zgodne z obserwacjami makroskopowymi. W trakcie badania stwierdzono również zmienną miąższość poszczególnych warstewek w przebiegu próbki. Nie zawsze też udało się wyraźnie wyodrębnić poszczególne warstwowania. Wszystkie te obserwacje świadczą o tym, że ility warwowe nie są klasycznym materiałem warstwowym tj. ośrodkiem złożonym z powtarzalnie występujących dwóch równoległych warstw



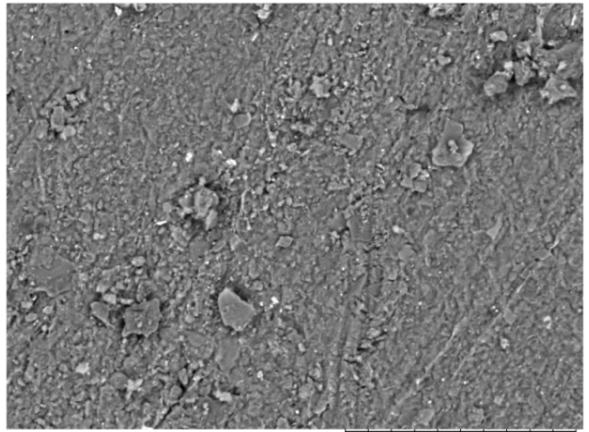
TM3030\_0032 2014/11/26 12:50 NL D4.6 300 μm



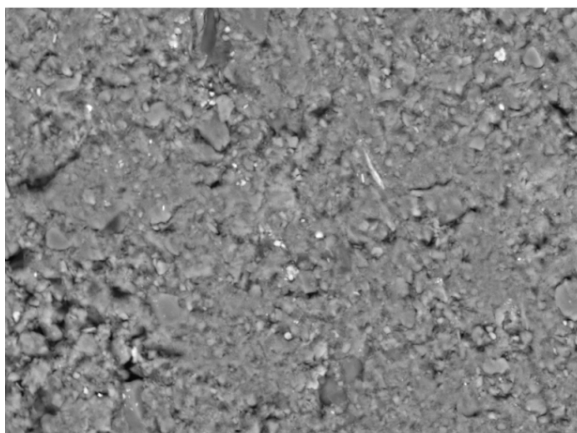
TM3030\_0121 2014/11/30 14:43 AL D5.7 300 μm



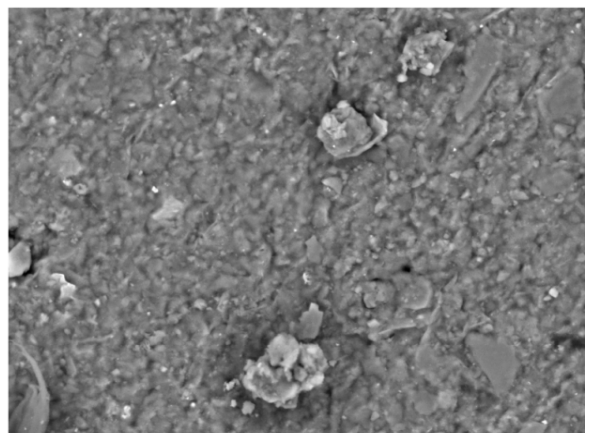
TM3030\_0277 2014/12/05 11:21 N D5.2 100 μm



TM3030\_0033 2014/11/26 12:52 NL D4.9 100 μm

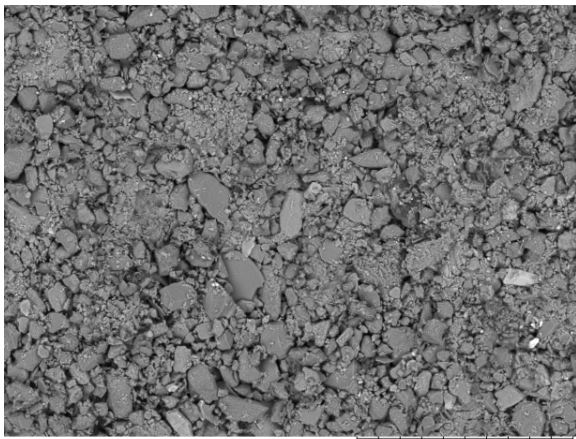


TM3030\_0071 2014/11/28 14:30 N D5.9 30 μm

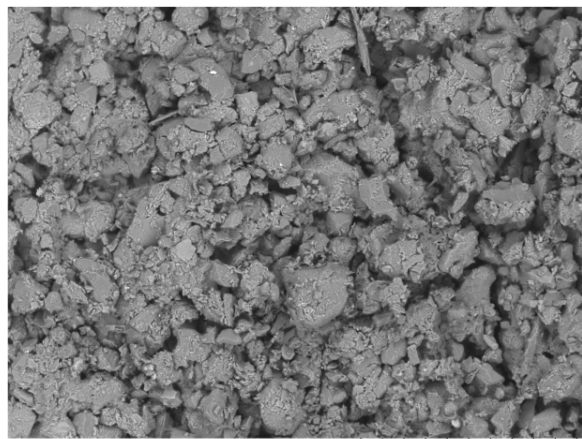


TM3030\_0057 2014/11/28 13:05 NL D5.2 30 μm

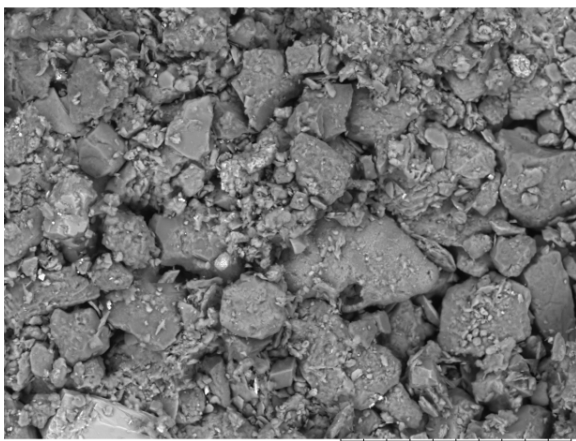
Rys. 4.4. Obrazy warstw ciemnych w powiększeniach 250, 800, 2000



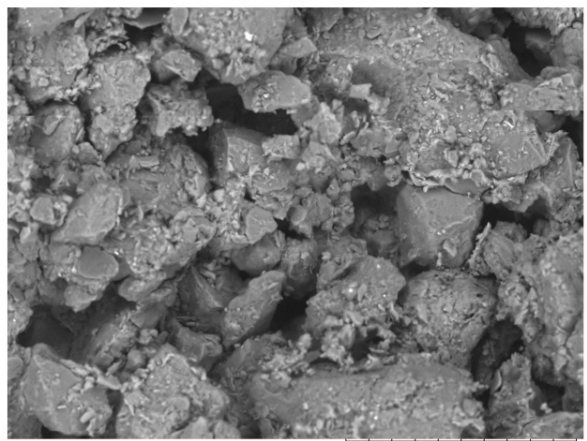
TM3030\_0119 2014/11/30 13:49 AL D5.7 300 μm



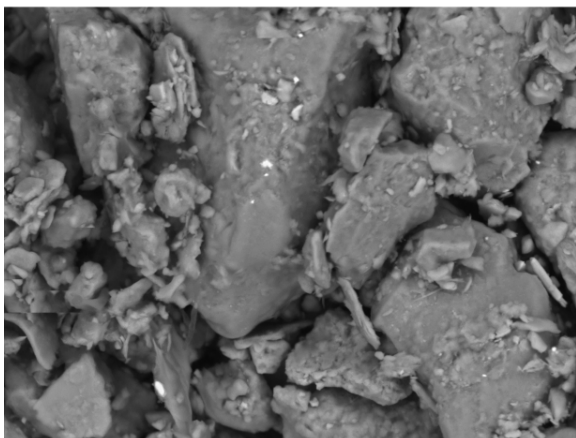
TM3030\_0037 2014/11/26 13:30 NL D4.9 300 μm



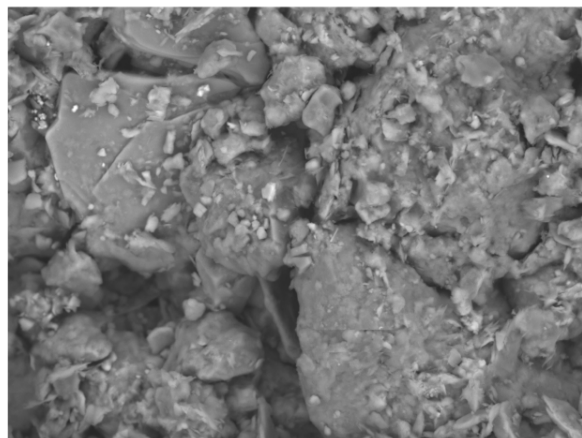
TM3030\_0114 2014/11/30 13:33 AL D5.8 100 μm



TM3030\_0038 2014/11/26 13:31 NL D4.9 100 μm



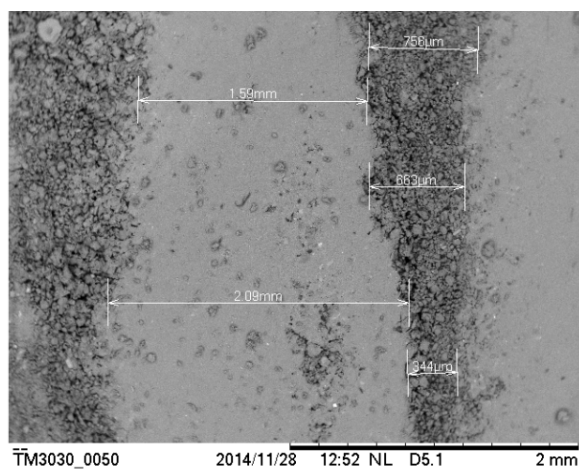
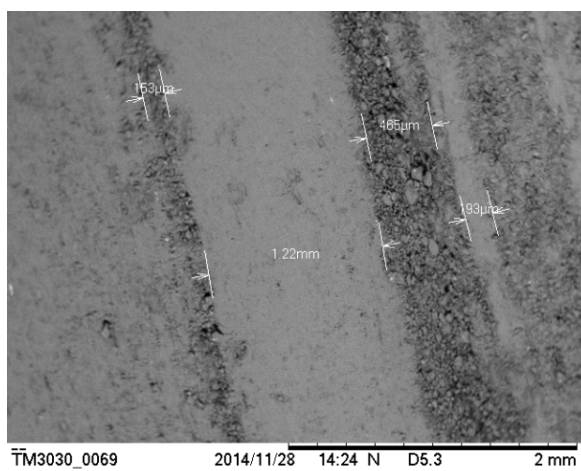
TM3030\_0076 2014/11/28 14:38 N D5.9 30 μm



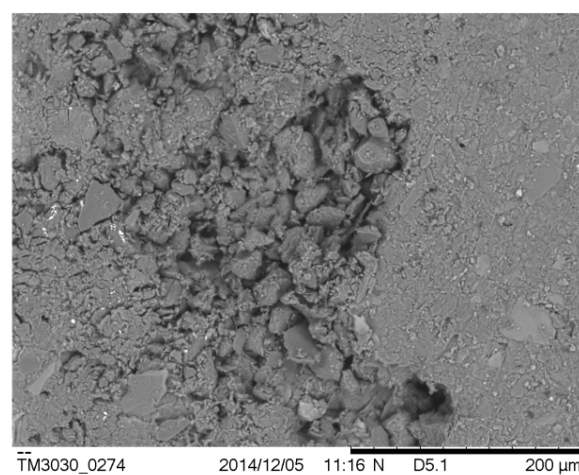
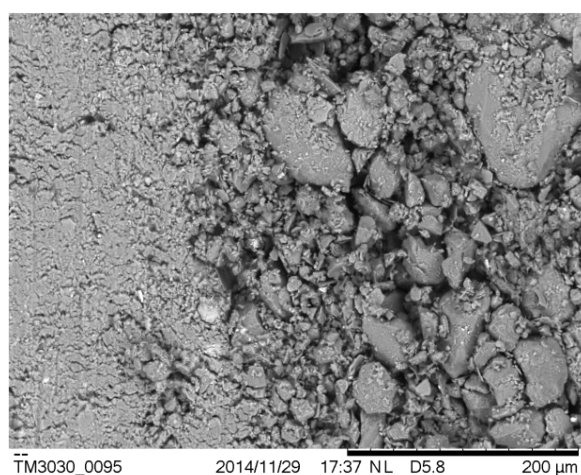
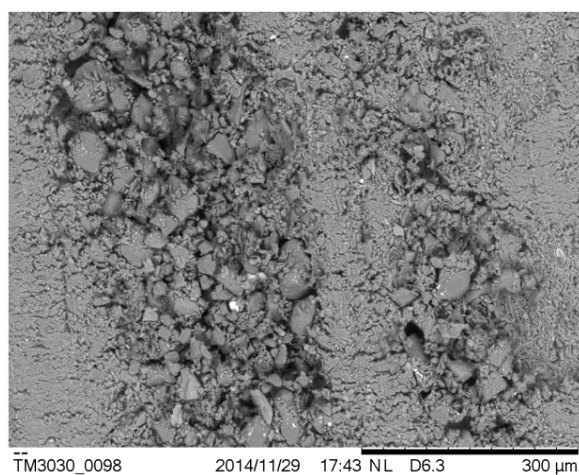
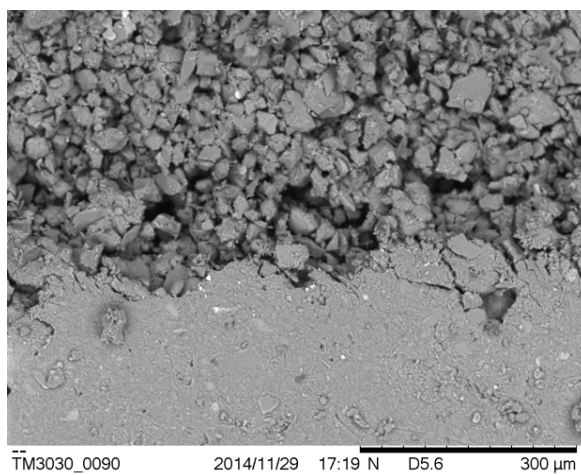
TM3030\_0275 2014/12/05 11:18 N D5.2 30 μm

Rys. 4.5. Obrazy warstw jasnych w powiększeniach 250, 800, 2000





Rys. 4.6. Obrazy uwarstwienia



Rys. 4.7. Szczegóły połączeń warstw

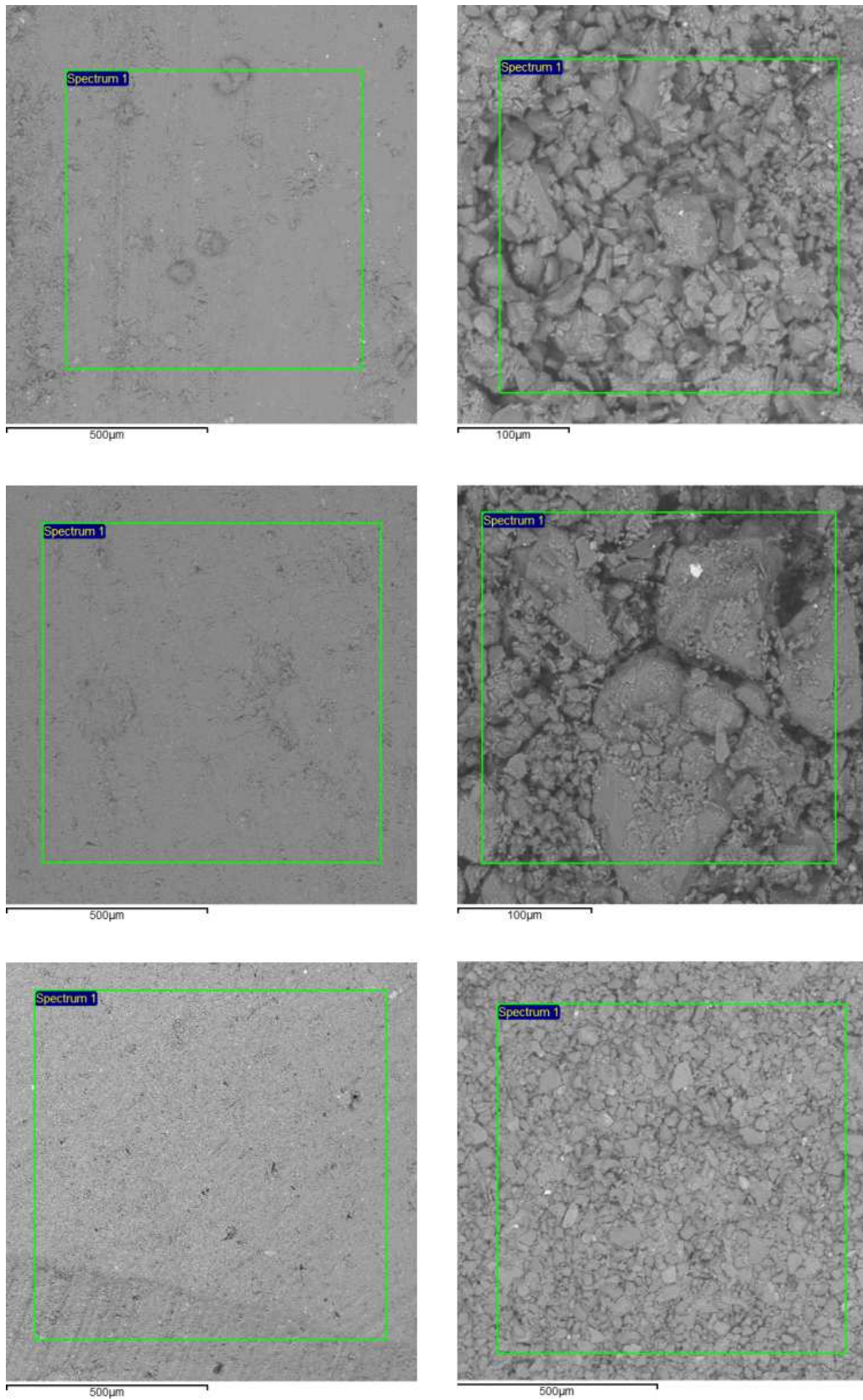
o określonej miąższości i parametrach mechanicznych. Makroskopowo co prawda obserwuje się budowę warstwową, ale ze względu na naturalny proces formowania i różne warunki w kolejnych cyklach sedymentacji, grunty te wykazują duże nieregularności w budowie zarówno pod względem miąższości jak i powtarzalności układu lamin jasnej i ciemnej. Istotną kwestią jest również element kontaktu między warstwami. Szczegóły połączeń przedstawiono na rysunku 4.7. Ze względu na różnice w uziarnieniu połączenie między warstwami ilastymi i piaszczystymi często miały nieregularny przebieg. Obserwowano raczej łagodne przechodzenie warstw jednych w drugie lub fałdowaną powierzchnię styku, co może mieć wpływ na uzyskane wyniki wytrzymałości gruntu.

#### 4.1.3. Badanie składu pierwiastkowego

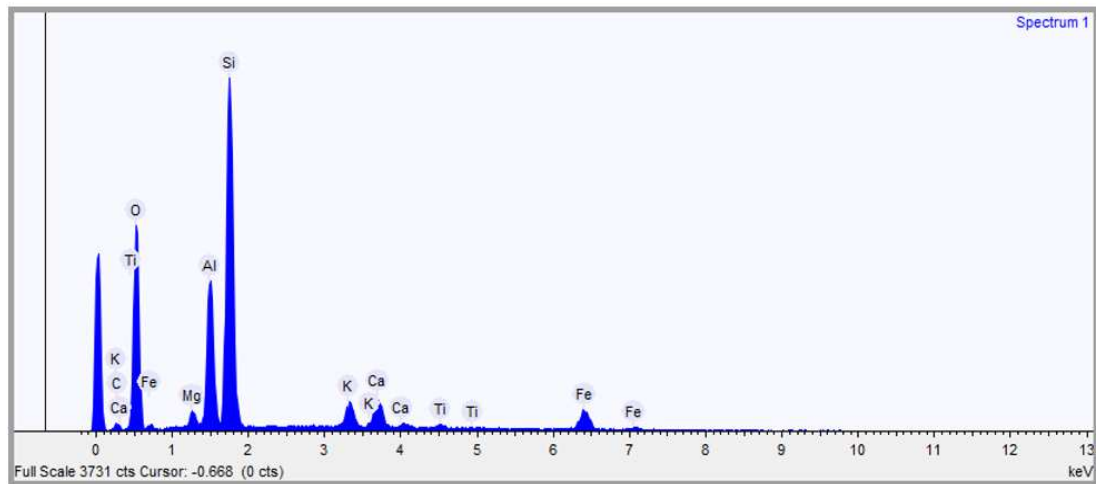
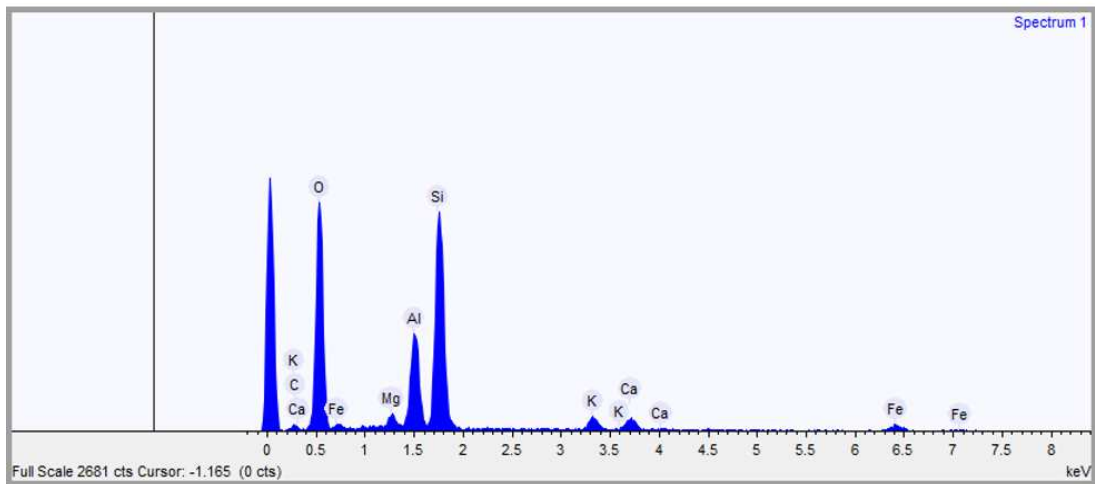
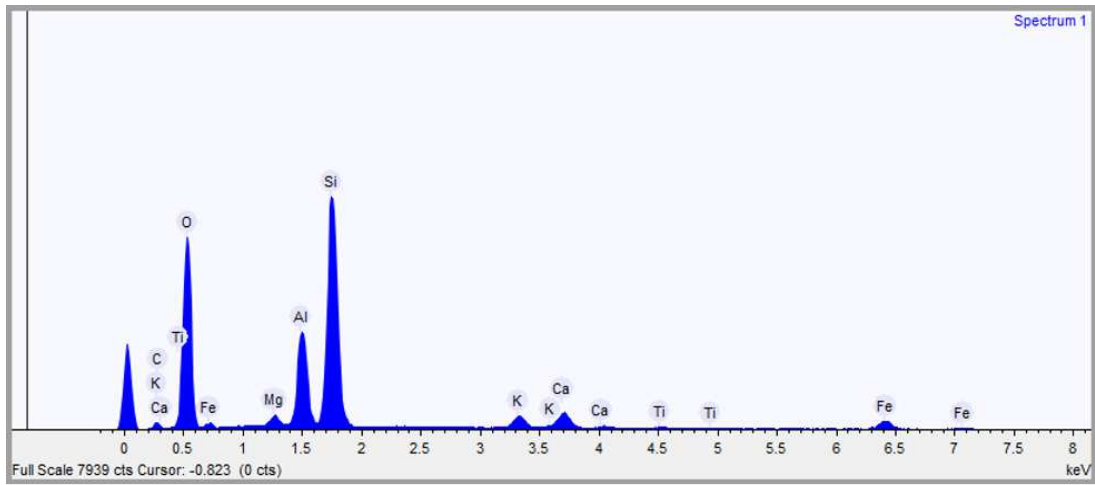
Moduł EDS, dołączony do mikroskopu skaningowego, pozwalał na przeprowadzenie dodatkowo analizy pierwiastkowej badanego materiału. Pozwala on na identyfikację poszczególnych pierwiastków w widmie promieniowania rentgenowskiego. Oznaczenie wykonano trzykrotnie dla lamin ciemnych i jasnych. Na rysunku 4.8. przedstawiono obszary, które poddano badaniom a na rysunkach 4.9. i 4.10. widma spektroskopowe odpowiednio dla warstw ciemnej i jasnej. W tabelach 4.1. i 4.2. zestawiono wyznaczone procentowy atomowy udział poszczególnych pierwiastków dla kolejnych 3 prób. We wszystkich testach uzyskano podobny skład pierwiastkowy zarówno dla warstwy ciemnej jak i jasnej. Dla obu uzyskano również zbliżone wartości udziału procentowego poszczególnych pierwiastków, co jest związane z budową chemiczną minerałów tworzących grunt. W przypadku ilów

Tabela 4.1. Skład pierwiastkowy warstw ciemnych

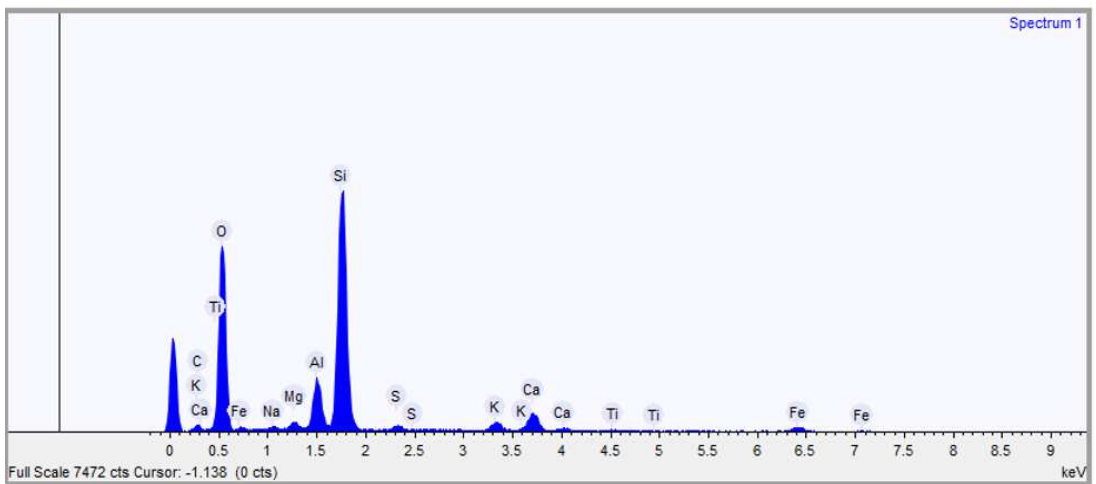
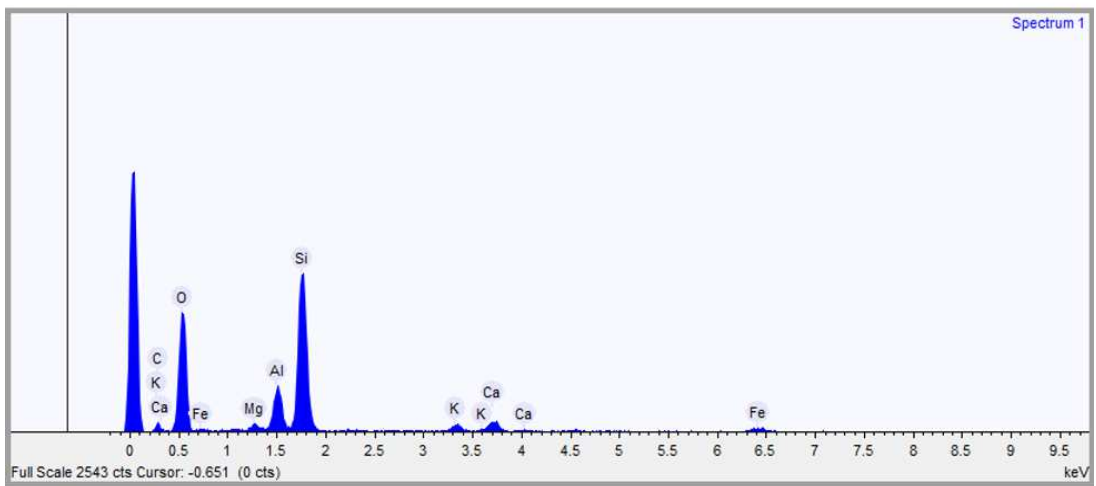
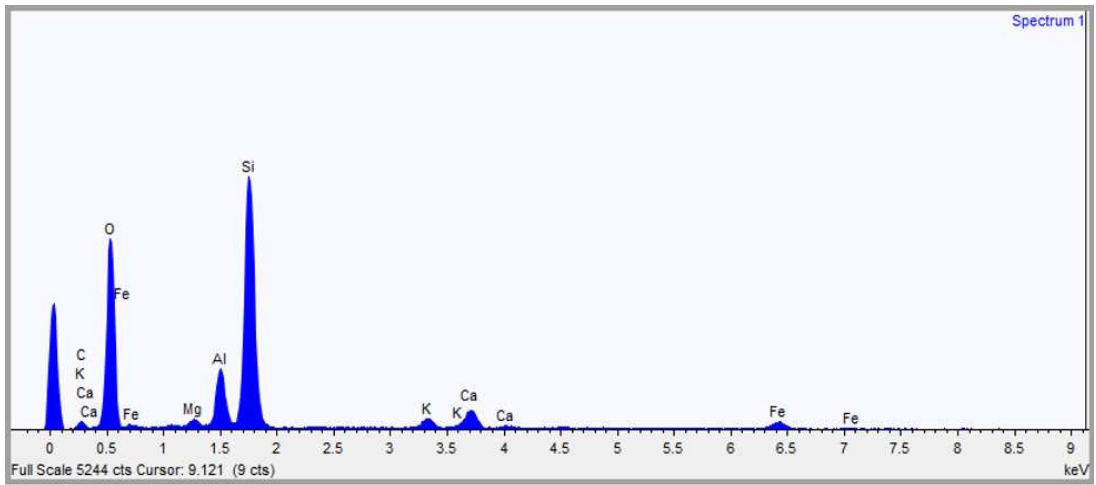
Pierwiastek	Udział procentowy [%]		
	1	2	3
Węgiel C	-	5.46	-
Tlen O	71.85	71.27	65.97
Magnez Ma	0.84	0.87	0.92
Glin Al	6.10	5.40	7.17
Krzem Si	16.74	14.08	18.97
Potas K	0.96	0.89	1.51
Wapń Ca	1.43	0.97	1.94
Tytan Ti	0.22	-	0.29
Żelazo Fe	1.87	1.07	3.23



Rys. 4.8. Regiony badane spektrometrem



Rys. 4.9. Widma spektroskopowe dla warstwy ciemnej



Rys. 4.10. Widma spektroskopowe dla warstwy jasnej

Tabela 4.2. Skład pierwiastkowy warstw jasnych

Pierwiastek	Udział procentowy [%]		
	1	2	3
Węgiel C	8.94	15.05	0
Tlen O	67.96	64.00	74.75
Sód Na	-	-	0.32
Magnez Ma	0.51	0.56	0.58
Glin Al	3.21	3.37	3.27
Krzem Si	15.63	14.12	17.41
Siarka S	-	-	0.39
Potas K	0.76	0.72	0.75
Wapń Ca	1.55	1.17	1.76
Tytan Ti	-	-	0.13
Żelazo Fe	1.45	0.98	0.95

warwowych najczęściej występującymi minerałami są minerały ilaste, głównie illity (uwodniony krzemian potasu i glinu), kwarc (dwutlenek krzemu) oraz węglany wapnia (Kociszewska-Musiał, 1988). W przeprowadzonych badaniach stwierdzono, że głównymi pierwiastkami są tlen, krzem, glin, wapń i potas, czyli pierwiastki tworzące powyższe minerały. Dodatkowo stwierdzono występowanie magnezu, żelaza i tytanu, a w przypadku jednej próbki również niewielkie ilości siarki i sodu.

#### 4.1.4. Wnioski

W badaniu mikroskopem skaningowym potwierdzono wcześniejsze obserwacje, że łą warwowy wykazuje dużą zmienność w swojej budowie. Zaobserwowano występowanie dwóch naprzemiennie ułożonych warstw o odmiennym uziarnieniu, jednak nie stwierdzono prawidłowości w układzie warstwowania. Miąższość pojedynczych lamin w przebiegu gruntu nie jest stała a każda kolejna warstwa ma inną miąższość. Z tego powodu badany materiał nie może być identyfikowany jako klasyczny periodyczny ośrodek warwowy. łą warwowy co prawda wykazuje budowę warstwową, ale ze względu na brak powtarzalności miąższości warw, należy rozumieć to w bardziej ogólnym sensie. Z kolei analiza pierwiastkowa z wykorzystaniem modułu EDS wykazała jednorodność gruntu pod względem składu pierwiastkowego. Obie warstwy mają zbliżony skład, co ma wpływ na uzyskane wyniki testów przeprowadzonych w mikrotomografie komputerowym przedstawionych dalej.

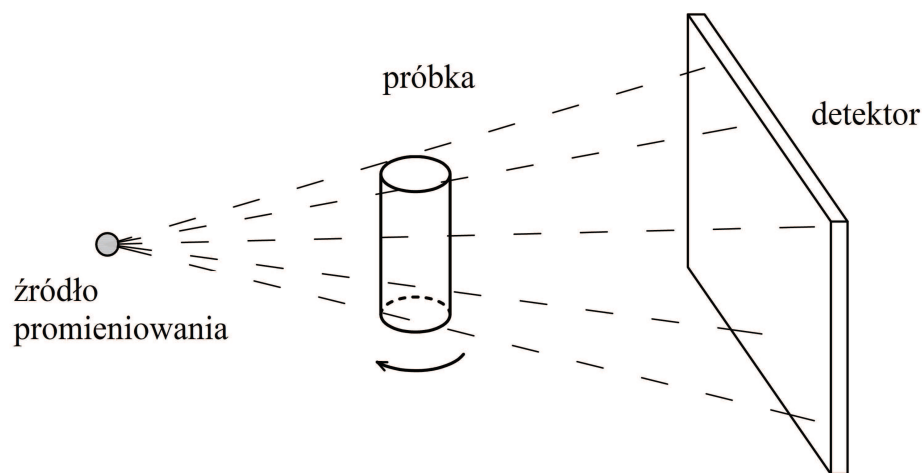


## 4.2. Przestrzenna identyfikacja cech strukturalnych w X-Ray $\mu$ CT

Do wizualizacji mikrostruktury warstwowej materiału wykorzystano nowoczesną technikę obrazowania, jaką jest tomografia komputerowa. Metoda ta polega na rejestracji natężenia promieniowania pochłoniętego przez badany obiekt czego efektem jest seria obrazów o wysokiej rozdzielczości. Źródłem promieniowania jest zazwyczaj lampa emitująca promieniowanie X – rentgenowskie. Wiązka promieni przechodząc przez obiekt, umieszczony na ruchomej podstawie, pada na scyntylator, który zamienia energię cząsteczek na światło widzialne, a następnie na matrycę CCD, dzięki której światło przetwarzane jest na sygnał cyfrowy (Gregor i in., 2012). Schemat badania przedstawiono na rysunku 4.11. Rezultatem badania jest zestaw obrazów, na podstawie których można zrekonstruować serię przekrojów przez próbkę oraz trójwymiarowy model badanego obiektu. Podstawową zaletą tej techniki jest jej nieniszczący charakter. Działanie mikrotomografu bazuje na interakcji badanego materiału z promieniowaniem. W trakcie skanowania wiązka promieniowania jest pochłaniana przez badany obiekt. Zjawisko to jest związane z trzema innymi efektami tj. efektem fotoelektrycznym, zjawiskiem Comptona oraz rozpraszaniem koherentnym. Całkowite osłabienie wiązki w materiale jednorodnym może być wyrażone przez prawo Lamberta-Beer'a (Stock, 2008):

$$I = I_0 e^{-\mu D}, \quad (4.1)$$

gdzie  $I_0$  to natężenie wiązki padającej,  $D$  droga pokonana przez wiązkę a  $\mu$  współczynnik absorpcji/pochłaniania. Współczynnik ten zależy od energii wiązki promieniowania X,



Rys. 4.11. Schemat badania mikrotomografem

gęstości elektronowej materiału oraz efektywnej liczby atomowej materiału. Dla materiału składającego się z kilku składników o różnych współczynnikach osłabienia wzór modyfikuje się do następującej postaci:

$$I = I_0 e^{\sum_i (-\mu_i D_i)}, \quad (4.2)$$

gdzie  $\mu_i$  i  $D_i$  są parametrami kolejnych składników.

Ze względu na rozdzielczość skanowania oraz rozmiar badanego obiektu wyróżnia się cztery typy tomografii tj. standardową, tomografię wysokiej rozdzielczości, bardzo wysokiej rozdzielczości oraz mikrotomografię (Ketcham i Carlton, 2001). W niniejszej pracy wykorzystano mikrotomografię komputerową ( $\mu$ CT), co oznacza, że wielkość pojedynczego punktu rozdzielczości wynosi ok. 1 $\mu$ m. W geologii i geoinżynierii tomografia komputerowa jest coraz częściej wykorzystywanym narzędziem. Ze względu na to, że najlepsze efekty uzyskuje się dla materiałów o wyraźnie różnych wartościach pochłaniania promieniowania, w gruntach stosowana jest przede wszystkim do określania rozkładu porów (Heijs i de Lange, 1997, Taud i in., 2005) oraz analizy deformacji powstających w trakcie badań wytrzymałościowych (Viggiani i in., 2004, Hall i in., 2010).

#### **4.2.1. Stanowisko badawcze, aparatura pomiarowa, przygotowanie próbek do badań**

Ocenę cech strukturalnych gruntu przeprowadzono z wykorzystaniem rentgenowskiego mikrotomografu SkyScan1172 firmy Bruker (Rys. 4.12). Aparat posiada kamerę o rozdzielczości 11Mp i pozwala na tworzenie obrazów o rozdzielczości 8000x8000 pikseli w każdym przekroju. Maksymalne napięcie lampy rentgenowskiej wynosi 100kV a stała moc źródła promieniowania to 10W. W zależności od gęstości badanych obiektów istnieje możliwość zastosowania filtrów: aluminiowego (Al) lub ze stopu aluminium z miedzią (Al+Cu). Rekonstrukcja obrazów wykonywana jest z użyciem programu Nrecon bazującego na algorytmie Feldkampa (Feldkamp i in., 1984)

Ze względu na stosowaną procedurę nie było konieczności specjalnego przygotowywania gruntu do badań. Do testów wybrano reprezentatywną próbkę iłu warwowego o naturalnej wilgotności z warstwowaniem nachylonym do poziomu o 10°. Pierwotnie do badania wykorzystano próbkę o średnicy 38mm i wysokości 30mm. Ze względu na maksymalną rozdzielczość jaka może zostać uzyskana przy danych wymiarach próbki, w kolejnych krokach próbka była odpowiednio docinana z zachowaniem orientacji



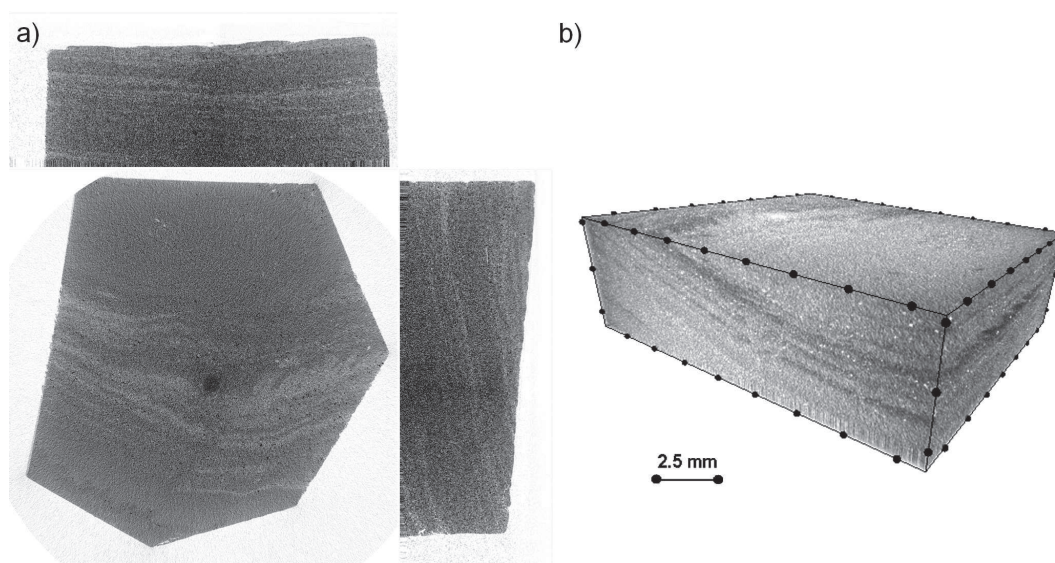
laminacji. Do oceny pochłaniania wykorzystano próbkę o wymiarach ok. 10x10x10mm.



Rys. 4.12. Mikrotomograf SkyScan1172, Bruker (materiały producenta)

#### 4.2.2. Ocena struktury gruntu

Badanie w mikrotomografie wykonano kilkakrotnie w różnych rozdzielczościach i dla różnych parametrów skanowania, tak by zoptymalizować jakość uzyskanych obrazów. W efekcie skanowania otrzymano zestaw przekrojów (Rys. 4.13a) oraz zrekonstruowany model 3D materiału (Rys. 4.13b). Badanie, przy którym uzyskano powyższe rezultaty, wykonano przy napięciu lampy 89kV, czasie ekspozycji równym 960ms i krokiem obrotu  $0.15^\circ$ . Zastosowano filtr wykonany ze stopu aluminium i miedzi (Al+Cu). Na przestawionych rysunkach warstwowanie materiału jest dobrze widoczne. W przekrojach (Rys. 4.13a) jaśniejsze pola odzwierciedlają warstwy piaszczyste a ciemniejsze – warstwy pylasto-ilaste. W modelu (Rys. 4.13a) kolory zostały odwrócone. Należy zauważyć, że powierzchnia



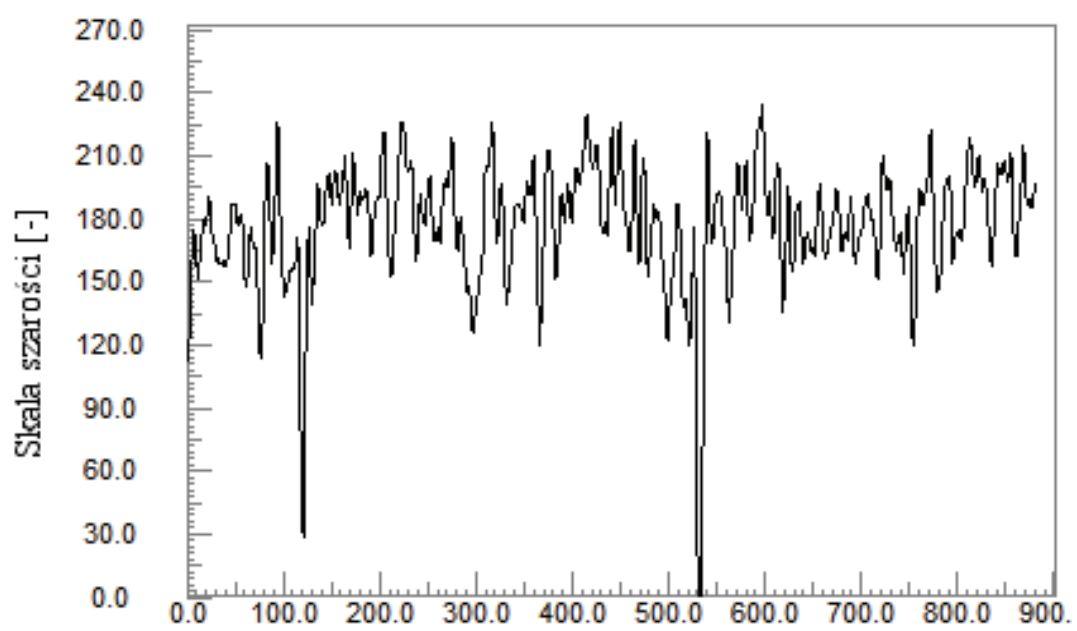
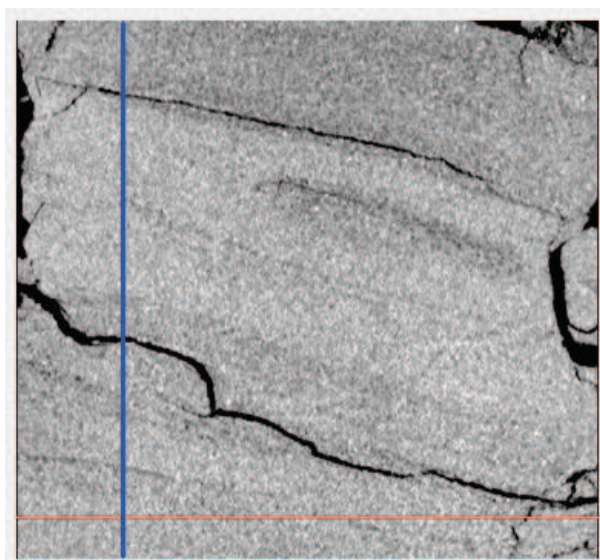
Rys. 4.13 . Efekty skanowania: a) przekroje przez próbkę b) model 3D

warstwowania nie jest płaska. Można zaobserwować zagięcie lamin w objętości próbki w różnych kierunkach. W związku z tym jednoznaczne określenie orientacji warstwowania nie jest możliwe i ustalony, na etapie wycinania prób, kąt uwarstwienia należy traktować jako orientacyjny. Ponadto taka budowa materiału będzie wpływać na zachowanie materiału i powstające mechanizmy zniszczenia w trakcie testów trójosiowego ściskania.

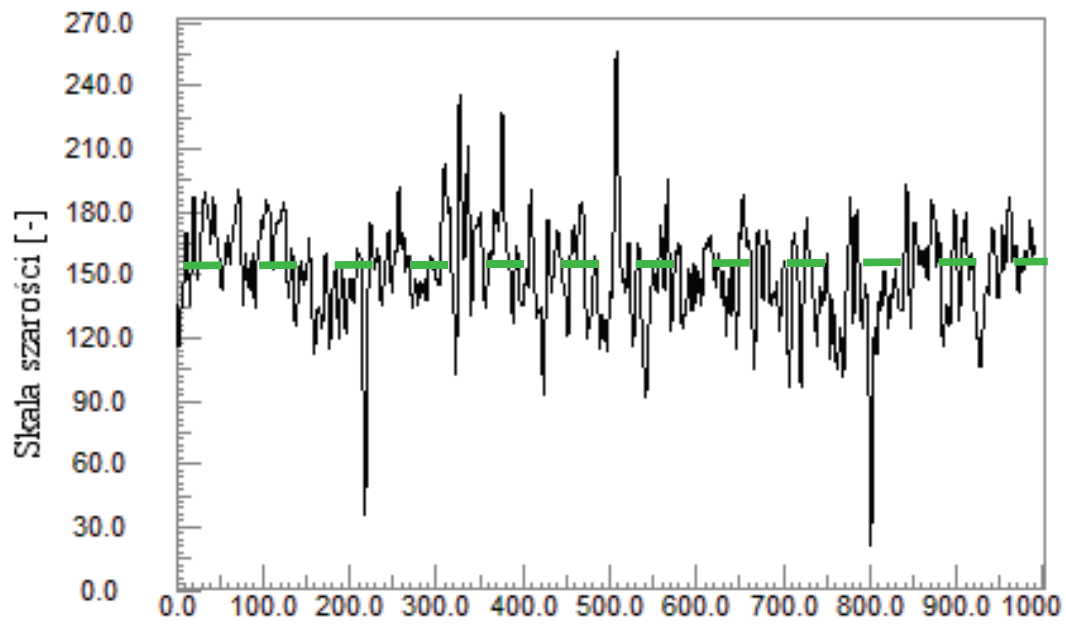
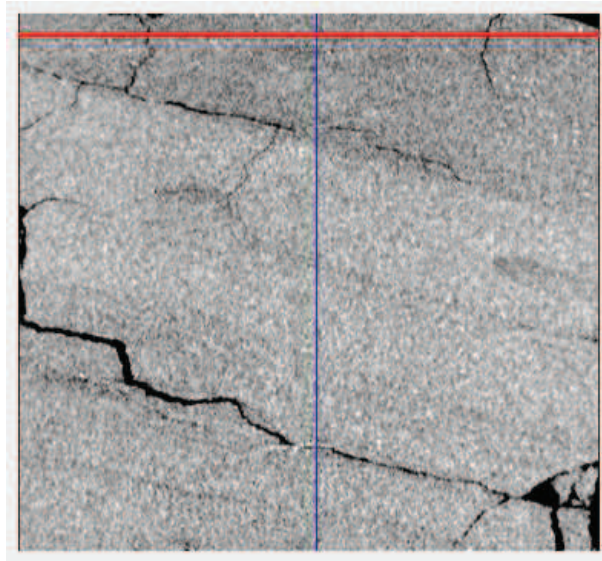
Mimo że trend laminacji jest dobrze widoczny, nie udało się uzyskać wyraźnego obrazu granic kolejnych warstw. Należy pamiętać, że efektem skanowania są obrazy odzwierciedlające wielkość pochłoniętego promieniowania przez obiekt. Dla badanego gruntu określenie wewnętrznej struktury tą metodą jest bardzo trudne. Spowodowane jest to, między innymi, podobnym składem pierwiastkowym obu składników oraz tym, że w obu warstwach występują ziarna i cząstki o podobnym wymiarze i gęstości. Dodatkowo część cząstek, tj. frakcja ilasta ( $d < 2\mu\text{m}$ ), jest mniejsza od pojedynczego punktu na obrazie. Z tego względu nie udało się uzyskać zadowalających obrazów budowy poszczególnych warw.

#### **4.2.3. Analiza wielkości absorpcji promieniowania X**

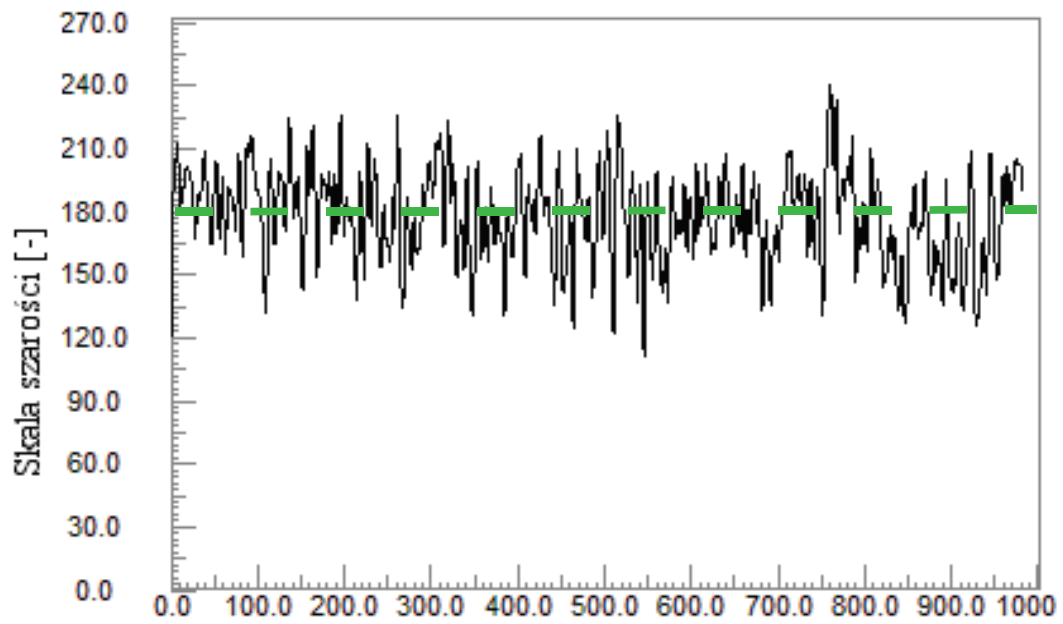
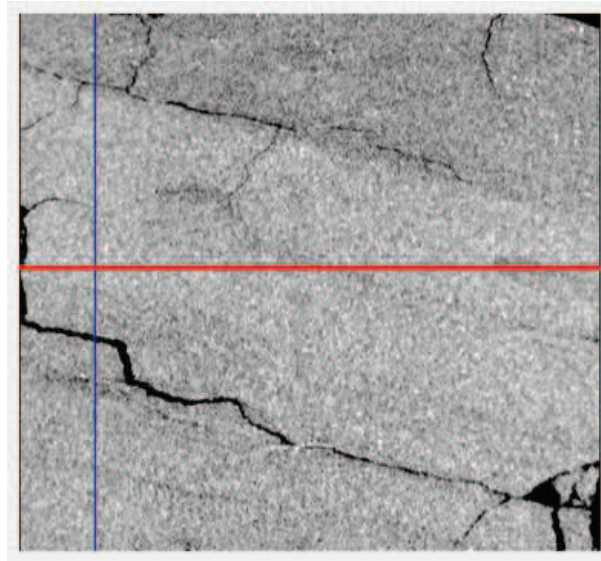
W celu precyzyjniejszego opisu mikrostruktury ośrodka na podstawie uzyskanych obrazów wykonano analizę absorpcji promieniowania rentgenowskiego. Jak wskazano wcześniej, intensywność barwy na obrazie jest wprost proporcjonalna do wielkości absorpcji promieniowania. Na podstawie analizy obrazu i rozkładu barw można wyróżnić składniki badanego obiektu o różnym współczynniku absorpcji. Na rysunku 4.14. przedstawiono wykres jasności pikseli w przekroju przez warstwy dla pojedynczego obrazu. Wartość 0 na skali szarości odpowiada barwie czarnej tj. materiałowi o najmniejszej wartości absorpcji promieniowania – powietrzu. Im wyższa wartość tym więcej promieniowania zostało pochłonięte przez materiał. W przekroju widoczne są 2 wyraźne pęknięcia, co odpowiada 2 wyraźnym spadkom wartości na wykresie. Spękania te powstały w wyniku schnięcia próbki, spowodowanym długim czasem badania. Na wykresie widać, że w przekroju poprzez warwy intensywność barwy osiąga wartość od ok. 120 do 240, jednak nie da się na tej podstawie wyraźnie wydzielić warstwowania. Na kolejnych rysunkach, tj. 4.15 i 4.16, przedstawiono wyniki osobno dla 2 warstw, również wyznaczone dla pojedynczego obrazu. Dla warstwy 1, zidentyfikowanej jako jasna – pylasto-piaszczysta, uzyskane wartości wynoszą między 100 a 210. Dla warstwy 2, ciemnej – ilastej, uzyskano wyższe wartości, tj. około 130-220. Linia przerywaną zaznaczono wartości średnie, które wyniosły ok. 150 dla



Rys. 4.14. Wyniki pochłaniania dla przekroju przez warstwy (niebieska linia)

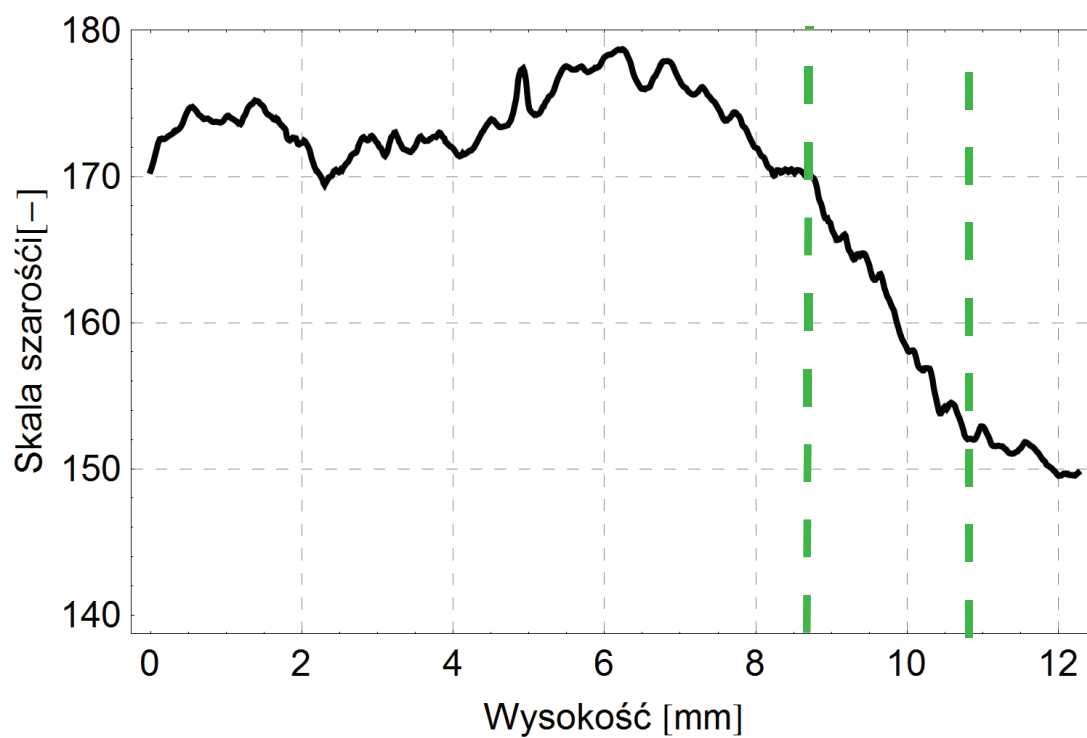
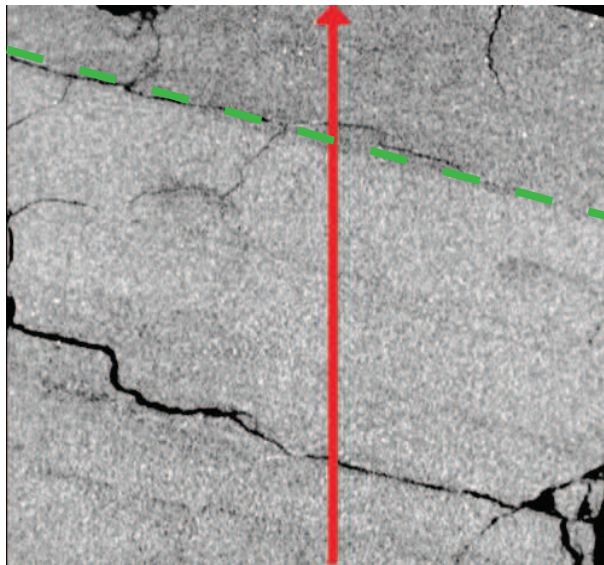


Rys. 4.15. Wyniki pochłaniania dla warstwy 1 (czerwona linia)



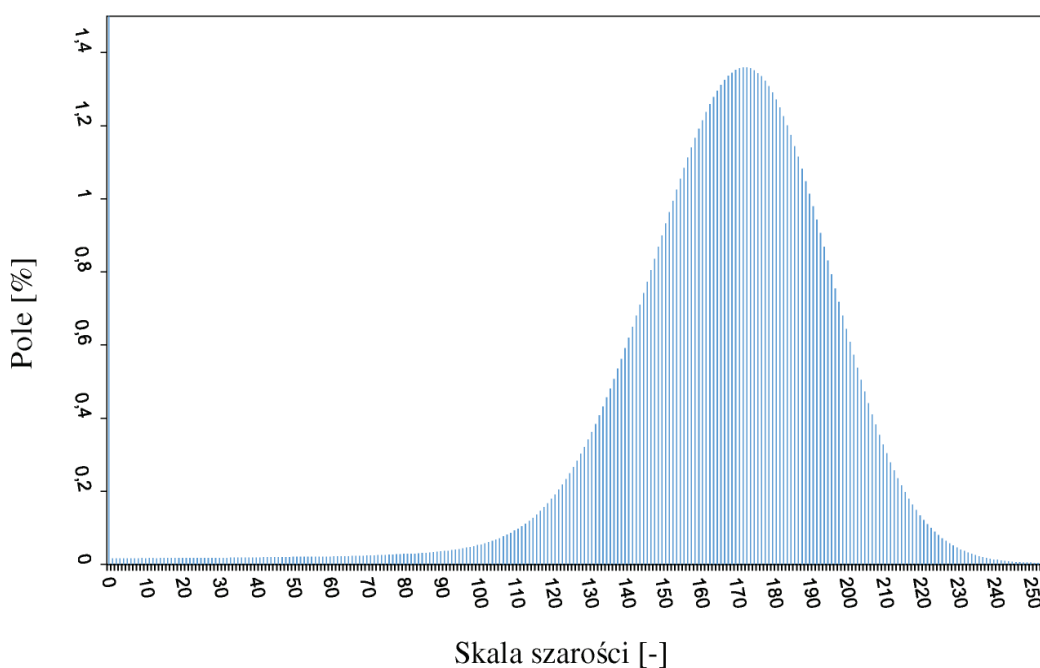
Rys. 4.16. Wyniki pochłaniania dla warstwy 2 (czerwona linia)





Rys. 4.17. Wyniki pochłaniania 3D w przekroju próbki

warwy jasnej i ok. 180 dla warstwy ciemnej. Widać zatem, że obie laminy różnią się, choć nieznacznie, poziomem absorpcji. Na ich wydzielenie w przekroju przez uwarstwienie pozwala analiza pełnej objętości próby tj. uśrednienie wartości barwy z każdego przekroju (z pominięciem spękań) na wysokości próby. Wyniki przedstawiono na rysunku 4.17. Przy tak wykonanej analizie pochłaniania widać różnicę między kolejnymi warstwami. Dla lamin ilastych uzyskano wartości około 170-180 a dla lamin pylasto-piaszczystych wartość spada do 150. Linia przerywaną zaznaczono strefę przejściową między warstwami, która w analizowanym przekroju wynosi ok. 2mm. Na podstawie wyników pochłaniania dla pełnej objętości próby wykreślono także histogram, obrazujący jak często dana barwa występowała w badanym obiekcie (Rys. 4.18). Dla materiałów składających się z 2 różnych ośrodków można wyróżnić 2 piki, jednak dla badanego gruntu nie zaobserwowano takiej tendencji. Jest to spowodowane nakładaniem się wartości absorpcji z obu warstw, dając w rezultacie obraz ośrodka jednorodnego.



Rys. 4.18. Wyniki pochłaniania 3D - histogram

#### 4.2.4. Wnioski

Przedstawione wyniki skanowania mikrotomografem umożliwiły określenie przebiegu laminacji w gruncie oraz odtworzenie trójwymiarowego modelu badanego gruntu bez potrzeby niszczenia próbki. Istotną obserwacją jest występowanie zagiętej powierzchni warw,

co utrudnia identyfikację kąta orientacji warstwowania. Metoda ta nie dała zadowalających rezultatów przy określaniu precyzyjnej budowy poszczególnych warstw. Jest to związane z wieloskalowością badanego materiału oraz jego składem ziarnowym i pierwiastkowym. Analiza obrazu i pochłaniania promieniowania przez materiał pozwoliła na stwierdzenie różnic dla obu warw, jednak nie są one na tyle duże by była możliwość prostego rozdzielenia składników badanego ośrodka. Tym bardziej, że między kolejnymi laminami zaobserwowano występowanie strefy przejściowej, co obserwowano również w badaniu mikroskopem skaningowym.

### **4.3. Identyfikacja mikrostrukturalnych cech mechanicznych w nanoindenterze**

Testy nanoindentacji przeprowadzono w celu określenia własności mikro-mechanicznych składników ośrodka. Jest to badanie przeprowadzane w małej skali, polegające na wciskaniu diamentowego wgłębnika o znanej twardości i geometrii w badany materiał. W odróżnieniu od makroindentacji i mikroindentacji testy przeprowadza się z użyciem sił wyrażonych w mN. W badaniach wykorzystuje się różne rodzaje wgłębników, jednak do najpopularniejszych należą końcówki w kształcie piramidy czworościennej – Vickers'a i trójściennej – Berkovich'a. (CSM Instruments). Technikę tą szczegółowo opisał m.in. Fischer-Cripps (2011). Dla geomateriałów badania nanoindenterem prowadzili m.in. Zhu i in. (2007), Daphalapurkar i in. (2011)

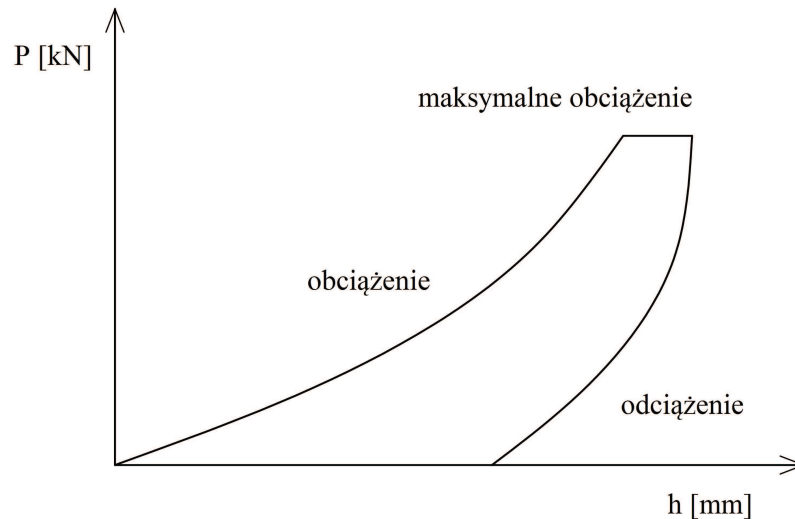
W trakcie testu pomiędzy końcówką wgłębnika a materiałem powstaje powierzchnia kontaktu a siła indentacji  $P$  przyrasta w sposób ciągły co skutkuje, także ciągłym, przyrostem zagłębienia  $h$ . W standardowym badaniu procedura obciążenia wygląda następująco: siła  $P$  przyrasta do uzyskania maksymalnej zadanej wartości  $P_{max}$ , następnie przez zadany czas utrzymuje się tę siłę, po czym następuje odciążenie i wycofywanie wgłębnika – również przeprowadzane w sposób ciągły. Przebieg pojedynczego testu nanoindentacji przedstawiono na rysunku 4.19. Po teście w badanej powierzchni pozostaje odcisk o wielkości zależnej m.in. od twardości materiału.

Twardość ośrodka  $H_{IT}$  definiowana jest jako stosunek maksymalnej siły  $P_{max}$  do powierzchni kontaktu wgłębnika i próbki  $A$  przy największym zagłębieniu i sile:

$$H_{IT} = \frac{P_{max}}{A}. \quad (4.3)$$

Wielkość  $A$  określa się jako funkcja maksymalnego zagłębienia  $h_{max}$  (Oliver i Pharr, 2004).





Rys. 4.19. Przebieg pojedynczego cyklu nanoindentacji

Z kolei moduł indentacji  $M_{IT}$  określa się wykorzystując rozwiązanie Snedдона (1965), opisujące zależność między siłą a zagłębieniem przy wciskaniu sztywnego elementu w półprzestrzeń sprężystą:

$$M_{IT} = \alpha h^m, \quad (4.4)$$

gdzie  $\alpha$  to kąt między płaszczyzną pionową a odkształconą przy wciskaniu,  $m$  jest stałą zależną od geometrii wgłębnika a  $h$  zagłębieniem. Dla wgłębnika w postaci stożka można wykazać zależność:

$$\frac{dP}{dh} = 2M_{IT} \frac{\sqrt{A}}{\sqrt{\pi}}, \quad (4.5)$$

dla którego moduł  $M_{IT}$  definiuje się następująco:

$$M_{IT} = \frac{1}{2} \frac{dP}{dh} \frac{\sqrt{\pi}}{\sqrt{A}}. \quad (4.6)$$

Moduł sprężystości badanego materiału  $E_{IT}$  określa się wykorzystując rozwiązanie zagadnienia kontaktowego, przedstawionego przez Hertza ( Francavilla i Zienkiewicz, 1975), z równania:

$$\frac{1}{M_{IT}} = \frac{(1-\nu^2)}{E_{IT}} + \frac{(1-\nu_i^2)}{E_i}. \quad (4.7)$$

gdzie  $E_i$  i  $\nu_i$  to odpowiednio moduł sprężystości i współczynnik Poissona wgłębnika a  $\nu$  i  $E_{IT}$  to parametry badanego materiału. Wyznaczenie modułu sprężystości ośrodka wymaga założenia wartości współczynnika Poissona.

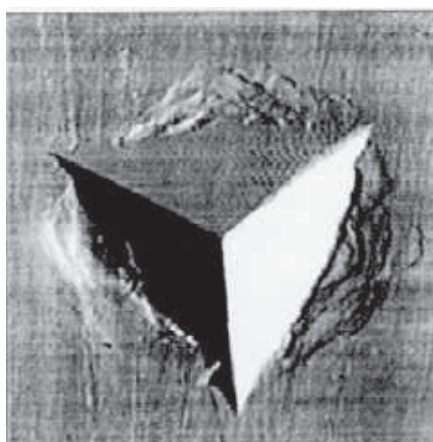
#### 4.3.1. Stanowisko badawcze, aparatura pomiarowa, przygotowanie próbek do badań

Testy indentacji wykonano z wykorzystaniem indentera TTX-NHT, firmy CSM Instruments (Rys. 4.20). Aparat wyposażony był w kamerę video oraz mechaniczny stolik pozwalający na automatyczne ustawianie punktów badawczych. Możliwy zakres obciążeń dla tego aparatu wynosi od 0.1mN do 500mN a maksymalne zagłębienie 200 $\mu$ m. Badania dokonywano diamentowym wgłębnikiem typu Berkovicha tj. w kształcie piramidy trójściennej (Rys. 4.21).

Do uzyskania wiarygodnych wyników wymagane jest specjalistyczne przygotowanie powierzchni. Musi być płaska, oczyszczona i gładka. Grunt przygotowano zgodnie z procedurą opracowaną przez firmę Struers, producenta sprzętu wykorzystywanego



Rys. 4.20. Nanoindenter TTX-NHT, CSM Instruments



Rysunek 4.21. Odcisk po indentacji końcówką Berkovicha (Fischer-Cripps 2011r.)



Rys. 4.22. Komora podciśnieniowa CitoVac, Struers (materiały producenta)



Rys. 4.23. Szlifierko polerka LaboPol-5 z głowicą LaboForce-3, Struers (materiały producenta)

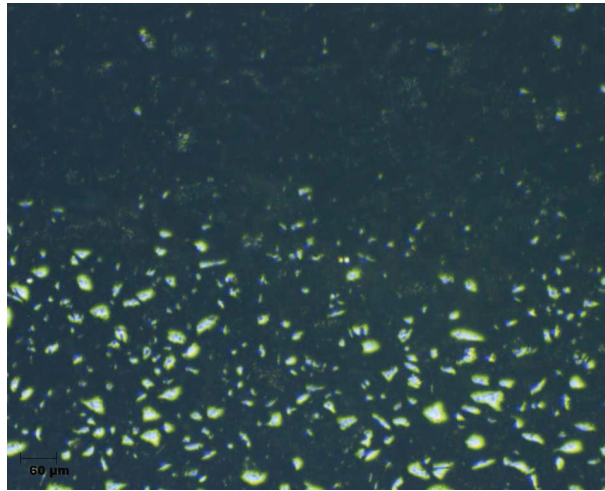


Rys. 4.24. Próbką przygotowana do badania nanointenderem

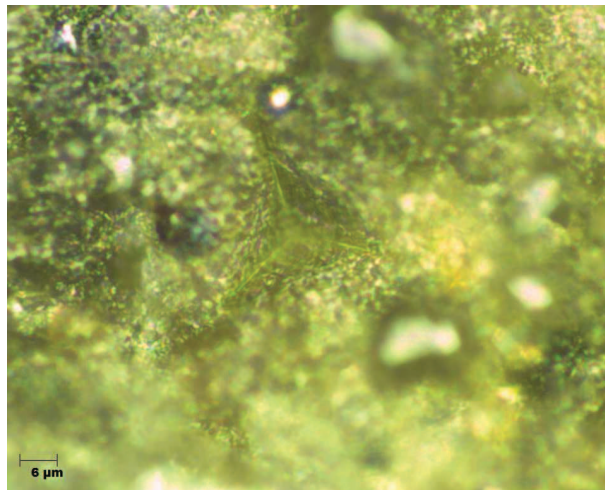
do preparatyki próbek. Do testów wybrano 3 reprezentatywne próbki gruntu. Badania prowadzono na próbkach o naturalnej wilgotności wyciętych tak, by testowana powierzchnia była prostopadła do uwarstwienia. Ze względu na charakter materiału nie udało się wykonać próbek o uwarstwieniu równoległym do powierzchni badania. W pierwszym kroku grunt umieszczono w specjalnych foremkach i inkludowano metodą „na zimno” z wykorzystaniem żywicy epoksydowej EpoFix a następnie umieszczano w komorze podciśnieniowej Struers CitoVac (Rys. 4.22). W kolejnym kroku po stwardnieniu żywicy próbki szlifowano 3-etapowo z pomocą szlifierko-polerki Struers LaboPol-5 z głowicą LaboForce-3 (Rys. 4.23): najpierw z wykorzystaniem papieru ściernego o ziarnistości 500, dodatkowo nawilżając próbkę alkoholem. Dalsze ścieranie prowadzono z wykorzystaniem tarczy MD-Pan i z zawieszoną diamentową o średnicy ziaren 15 $\mu$ m. Końcowe polerowanie wykonano tarczą MD-Nap przy użyciu zawiesiny diamentowej o średnicy ziaren 1 $\mu$ m. Jedną z gotowych próbek przedstawiono na rysunku 4.24. Próbki poddawano badaniu bezpośrednio po szlifowaniu, ze względu na możliwość powstania spękań próbek w przypadku dłuższego przechowywania i wysychania gruntu.

#### **4.3.2. Określenie twardości i modułu sprężystości**

Przed przystąpieniem do właściwego testu przeanalizowano obrazy z kamery w celu rozpoznania warstwowania. W odróżnieniu od badania mikroskopem skaningowym warwy nie były tak dobrze widoczne, jednak udało się je zidentyfikować na podstawie wymiarów ziaren. Obraz styku dwóch warstw przedstawiono na rysunku 4.25. Następnie wykonano kilka testów pomiarowych w celu określenia maksymalnej siły wciskania wglębniaka. Im większa siła tym większy odcisk powstający w materiale, więc powinien on być dobierany odpowiednio do rozmiarów badanych elementów. Dla analizowanego materiału wielkość ziaren i cząstek wynosi od ok. 200 $\mu$ m (dla frakcji piaszczystej) do poniżej 2 $\mu$ m (dla frakcji ilastej), co stwierdzono w analizie areometrycznej (pkt. 3.3.2) oraz badaniu mikroskopem skaningowym (pkt. 4.1). Ze względu na wieloskalową budowę materiału zdecydowano się na taki dobór parametrów badania, by określić parametry mechaniczne nie tyle samych cząstek i ziaren, ale warstw jasnej i ciemnej. W rezultacie jako maksymalną siłę przyjęto 200mN, która dawała odciski o rozmiarze ok. 10-30 $\mu$ m. Właściwe badanie przeprowadzono na wybranej próbce w dwóch seriach: osobno dla warstwy ciemnej i jasnej. Dla każdego pola ustawiono automatyczną siatkę 100 punktów badawczych. Po badaniu dla każdej pojedynczej indentacji uzyskano wykres przebiegu obciążenia oraz wyznaczono wartości twardości  $H_{IT}$



Rys. 4.25. Obraz z kamery video



Rys. 4.26. Widok odcisku

i  $E_{IT}$ . Na rysunku 4.26 przedstawiono pojedynczy odcisk wykonany w materiale w trakcie testów. Zastosowanie końcówki Berkovicha, tj. innej niż stożkowa, wymagało uwzględnienia poprawki  $\beta$  w rozwiązaniu Sneddon (1965). Ostatecznie moduł indentacji wyznaczono z równania:

$$M_{IT} = \frac{S}{2\beta} \frac{\sqrt{\pi}}{\sqrt{A}}, \quad (4.8)$$

gdzie  $S$  jest nachyleniem krzywej odciążenia,  $A$  powierzchnią kontaktu a współczynnik  $\beta$  dla końcówki Berkovicha wynosi 1.034. Największą trudnością przy określeniu twardości i modułu indentacji jest wyznaczenie pola kontaktu wgłębnika z badanym materiałem, które określono zgodnie z teorią Olivera i Pharr'a (1992). Współczynnik Poissona dla zastosowanego wgłębnika wynosi  $\nu_i=0.07$  a moduł sprężystości  $E_i=1000\text{GPa}$ . Dla

powyższych wielkości moduł sprężystości można wyznaczyć z uproszczonego równania:

$$E_{IT} \approx (1 - \nu^2) M_{IT}. \quad (4.9)$$

Do wyliczenia modułu sprężystości przyjęto wartość współczynnika Poissona jako 0.25. Ze względu na powyższe sformułowanie nie ma on dużego wpływu na uzyskaną wartość modułu.

Wyznaczone wartości twardości i modułu sprężystości zestawiono w tabeli 4.3. Dla części indentacji w skutek nierówności powierzchni nie udało się uzyskać prawidłowych krzywych obciążenia i odciążenia. W przypadku warstwy ilastej uzyskano poprawne wyniki dla 97 pomiarów. Korzystając z estymatorów wyznaczono podstawowe miary statystyczne tj. wartości średnią, odchylenie standardowe, kurtozę oraz skośność. Średnia wartość twardości  $H_{IT}$  dla tej warstwy to 0.054GPa przy niemal dwukrotnie większym odchyleniu standardowym 0.094GPa, co świadczy o dużym rozrzucie uzyskiwanych wyników. Jednocześnie kurtoza wyniosła 25.6, co jest oznaką dużej koncentracji wyników wokół średniej, a skośność 4.53, co wskazuje na prawoskośność układu tj. koncentrację wyników poniżej średniej. Badania warstwy pylasto-piaszczystej wiązały się z dużą większą ilością błędnych pomiarów ze względu na większe wymiary ziaren. Mimo to udało się wykonać 81 poprawnych indentacji. Uzyskane wartości twardości były około 10 razy większe niż dla warstwy ciemnej tj. wartość średnia wyniosła 0.690GPa przy odchyleniu standardowym 1.057GPa. W tym wypadku

Tabela 4.3. Wyniki testów nanoindentacji

		Warstwa ciemna	Warstwa jasna
Liczba udanych indentacji		97	81
Twardość $H_{IT}$ [GPa]	Wartość minimalna	0.001	0.012
	Wartość maksymalna	0.695	5.975
	Wartość średnia	0.054	0.690
	Odchylenie standardowe	0.094	1.057
Kurtoza [-]		25.60	9.76
Skośność [-]		4.53	2.91
Moduł $E_{IT}$ [GPa]	Wartość minimalna	0.32	1.23
	Wartość maksymalna	22.34	269.08
	Wartość średnia	2.98	28.13
	Odchylenie standardowe	2.95	42.78
Kurtoza [-]		19.90	16.49
Skośność [-]		3.74	3.73

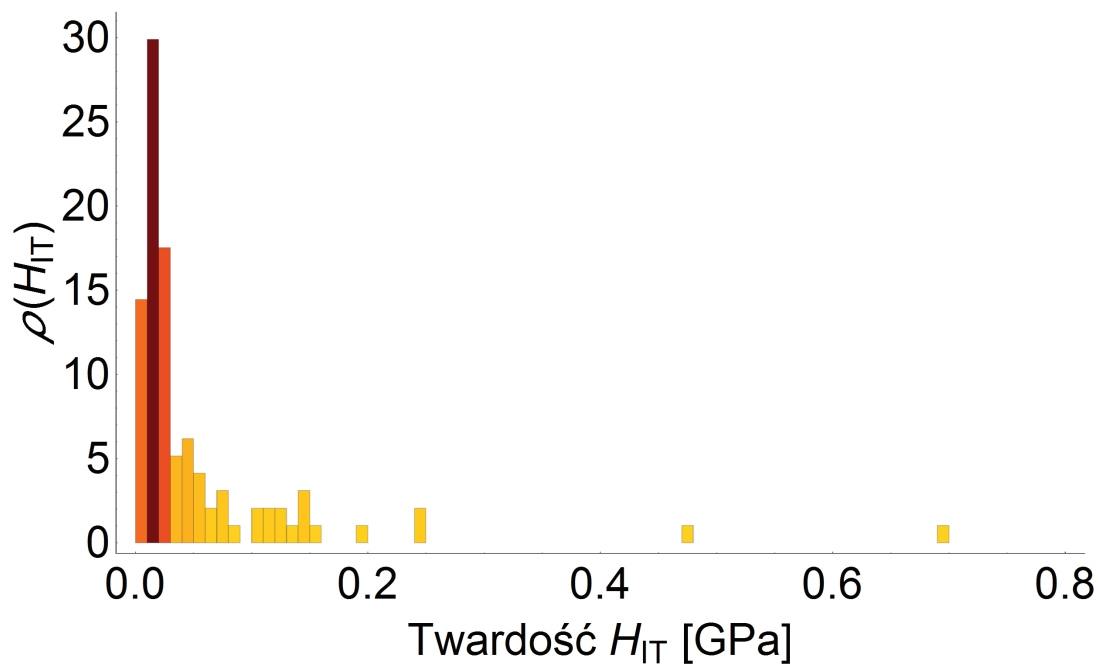


kurtoza to 9.76 a skośność 2.91. Histogramy rozkładu twardości dla warw jasnej i ciemnej przedstawiono na rysunkach 4.27 i 4.29. Dla modułu  $E_{IT}$  uzyskano podobne zależności. Wartości średnie wyznaczone dla warstwy ciemnej były około 10 razy niższe tj. 2.98GPa w odniesieniu do 28.13GPa uzyskanych dla jasnej. Dla laminy ciemnej odchylenie, kurtoza i skośność wyniosły odpowiednio 2.95GPa, 19.90 i 3.74. Histogram zmian wartości modułu warstwy ciemnej przedstawiono na rysunku 4.28. Dla warstwy jasnej odchylenie standardowe to 42.78GPa a kurtoza i skośność wyniosły odpowiednio 16.49 i 3.73. Histogramy rozkładu modułu sprężystości dla laminy jasnej przedstawiono na rysunku 4.30. Prezentowane wyniki i wyznaczone miary statystyczne wskazują, że uzyskany rozkład znacznie różni się od rozkładu normalnego. Obie warstwy składają się ziaren i cząstek o odmiennych rozmiarach i właściwościach, co skutkuje ich niejednorodną odpowiedzią. By właściwie opisać morfologię poszczególnych lamin zdecydowano się na przeprowadzenie dodatkowo procedury segmentacji.

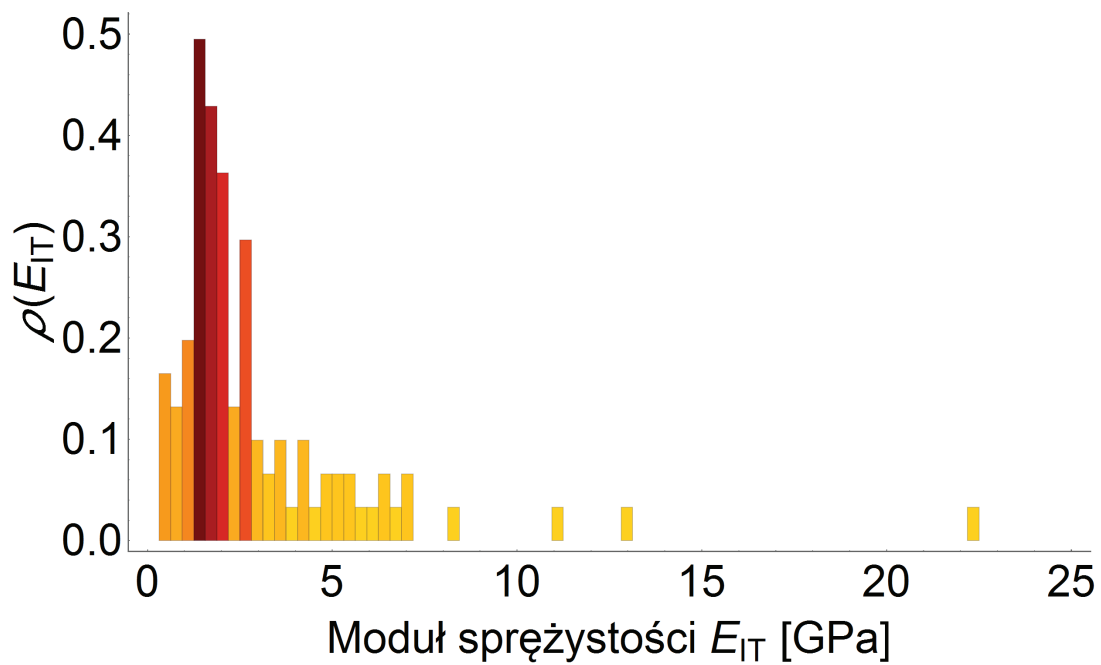
W przypadku materiałów charakteryzujących się dużą niejednorodnością wykorzystanie techniki tzw. wielokrotnej nanoindentacji na uprzednio zdefiniowanej siatce (GIT – Grid Indentation Technique) pozwala na określenie morfologii materiału w różnych skalach obserwacji (Constantinides i in., 2003). Im większa siła użyta w badaniu tym większy odcisk a zatem większa objętość badanego materiału zostaje wykorzystana do uzyskania mechanicznej odpowiedzi. Przy zastosowaniu relatywnie małych sił histogramy uzyskanych wyników są rozkładami wielomodalnymi, dla których możliwe jest wydzielenie parametrów mechanicznych poszczególnych składników. W tym celu wykorzystuje się metodę segmentacji (Bobko i Ulm, 2008). W takim podejściu każda indentacja traktowana jest jako zdarzenie niezależne losowe a uzyskane wartości  $H_{IT}$  i  $E_{IT}$  traktowane są jak zmienne losowe. Przyjmując wyniki jako zbiór posortowanych od najmniejszych do największych twardości i modułu sprężystości to wartości dystrybuanty można wyznaczyć jako:

$$\left\{ \begin{array}{l} F_E(E_{IT}(i)) = \frac{i}{n} - \frac{1}{2n} \\ F_H(H_{IT}(i)) = \frac{i}{n} - \frac{1}{2n} \end{array} \right\} \quad \text{dla } i \in [1, n]. \quad (4.10)$$

Zakładając, że materiał składa się z  $j=(1,2..m)$  składników oraz, że każdy składnik zajmuje część  $f_j$  badanej powierzchni a rozkład parametrów poszczególnych składników można opisać rozkładem Gaussa wyrażonym za pomocą wartości średnich  $\mu_j^{EIT} / \mu_j^{HIT}$  oraz odchyleń standardowych  $\sigma_j^{EIT} / \sigma_j^{HIT}$  to dystrybuantę dla pojedynczego składnika można opisać następująco:

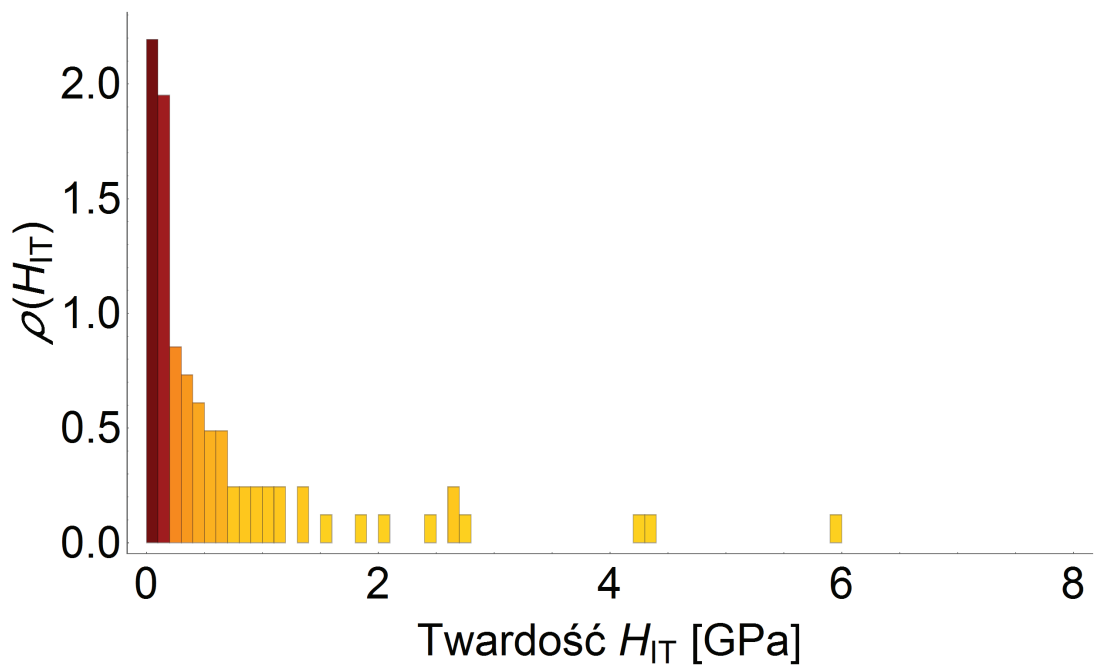


Rys. 4.27. Histogram twardości dla warstwy ciemnej

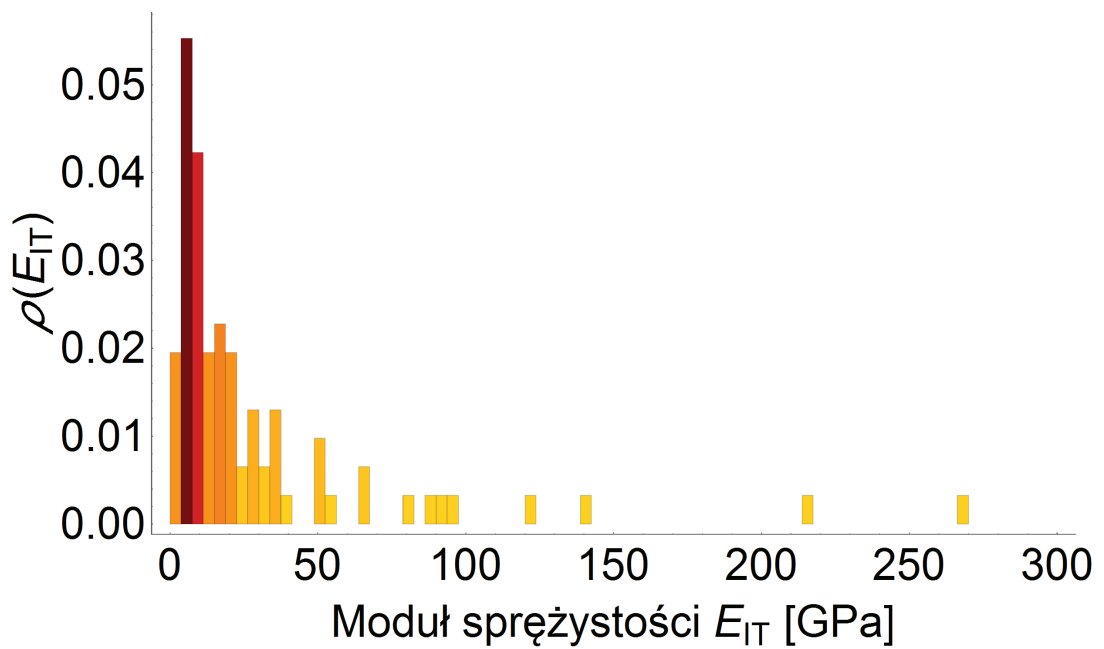


Rys. 4.28. Histogram modułu sprężystości dla warstwy ciemnej





Rys. 4.29. Histogram twardości dla warstwy jasnej



Rys. 4.30. Histogram modułu sprężystości dla warstwy jasnej

$$F(X_{IT}(i); \mu_j^{XIT}, \sigma_j^{XIT}) = \frac{1}{\sigma_j^{XIT}} \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{X_{IT}(i)} \exp\left(-\frac{(u - \mu_j^{XIT})^2}{2(\sigma_j^{XIT})^2}\right) du, \quad (4.11)$$

$$X_{IT} = (E_{IT}, H_{IT}).$$

Poszukiwane wielkości  $\{f, \mu_j^{EIT}, \mu_j^{HIT}, \sigma_j^{EIT}, \sigma_j^{HIT}\}$  wyznacza się poprzez minimalizację różnicy pomiędzy dystrybuantą wyznaczoną z danych eksperymentalnych a tą założoną w postaci rozkładu Gaussa:

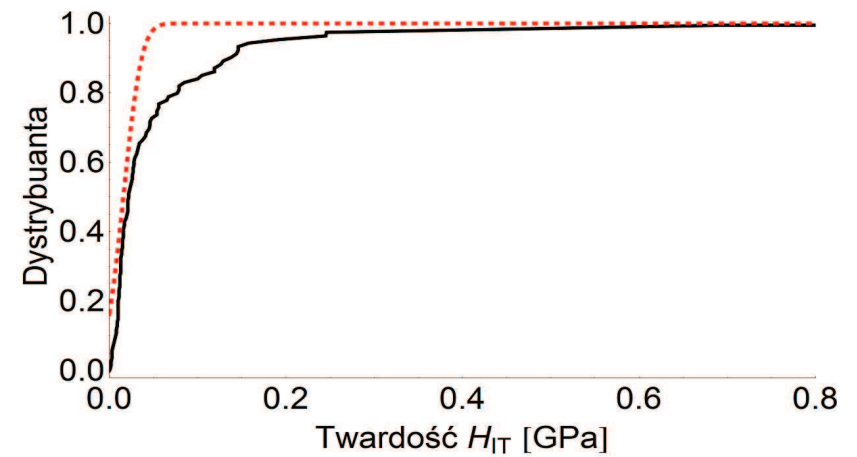
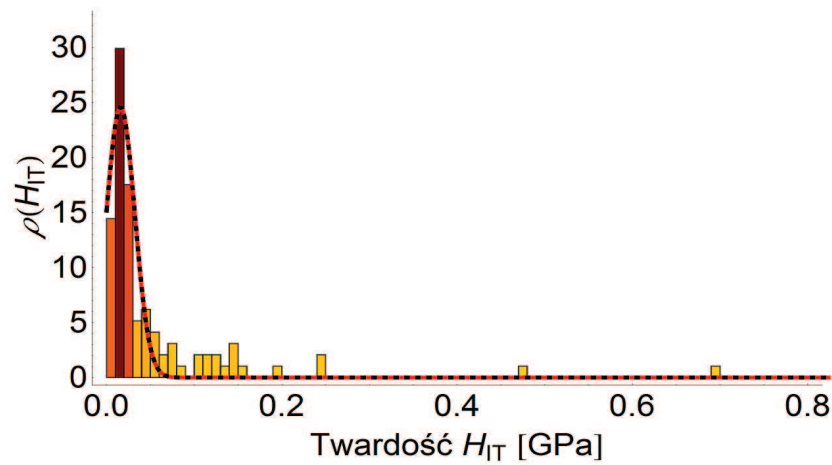
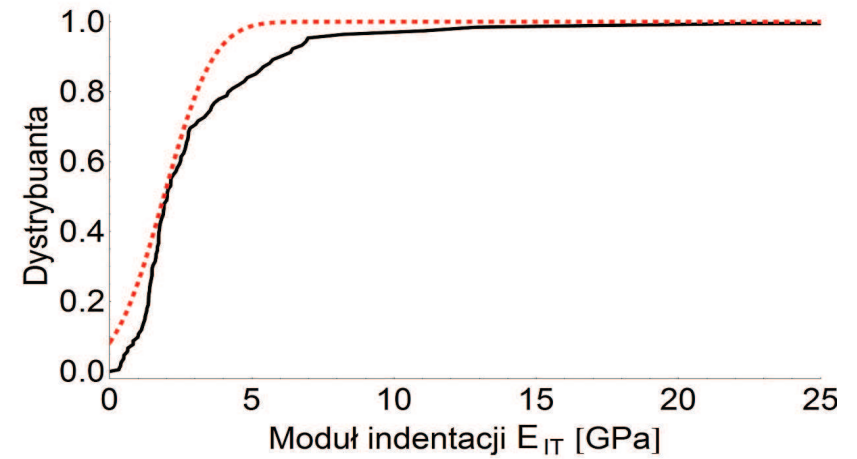
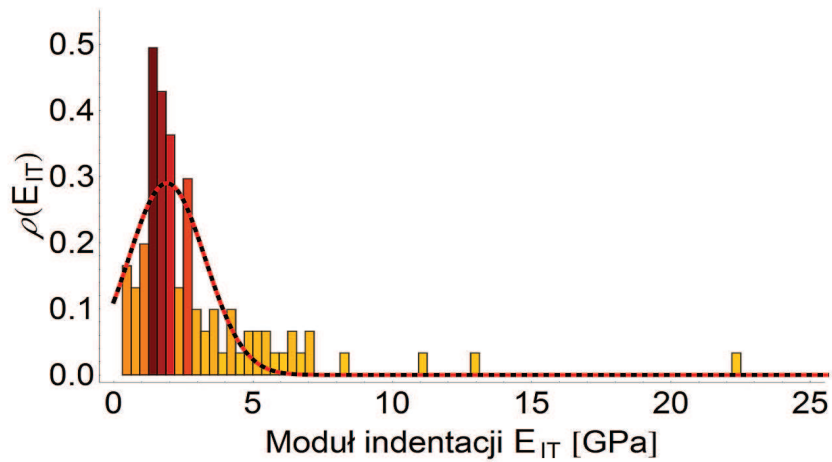
$$\min \left[ \sum_{i=1}^n \left( \sum_{j=1}^m f_j F(E_{IT}(i); \mu_j^{EIT}, \sigma_j^{EIT}) - F_E(E_{IT}(i)) \right)^2 + \sum_{i=1}^n \left( \sum_{j=1}^m f_j F(H_{IT}(i); \mu_j^{HIT}, \sigma_j^{HIT}) - F_H(H_{IT}(i)) \right)^2 \right], \quad (4.12)$$

*pod warunkiem, że  $\sum_{j=1}^m f_j = 1$ .*

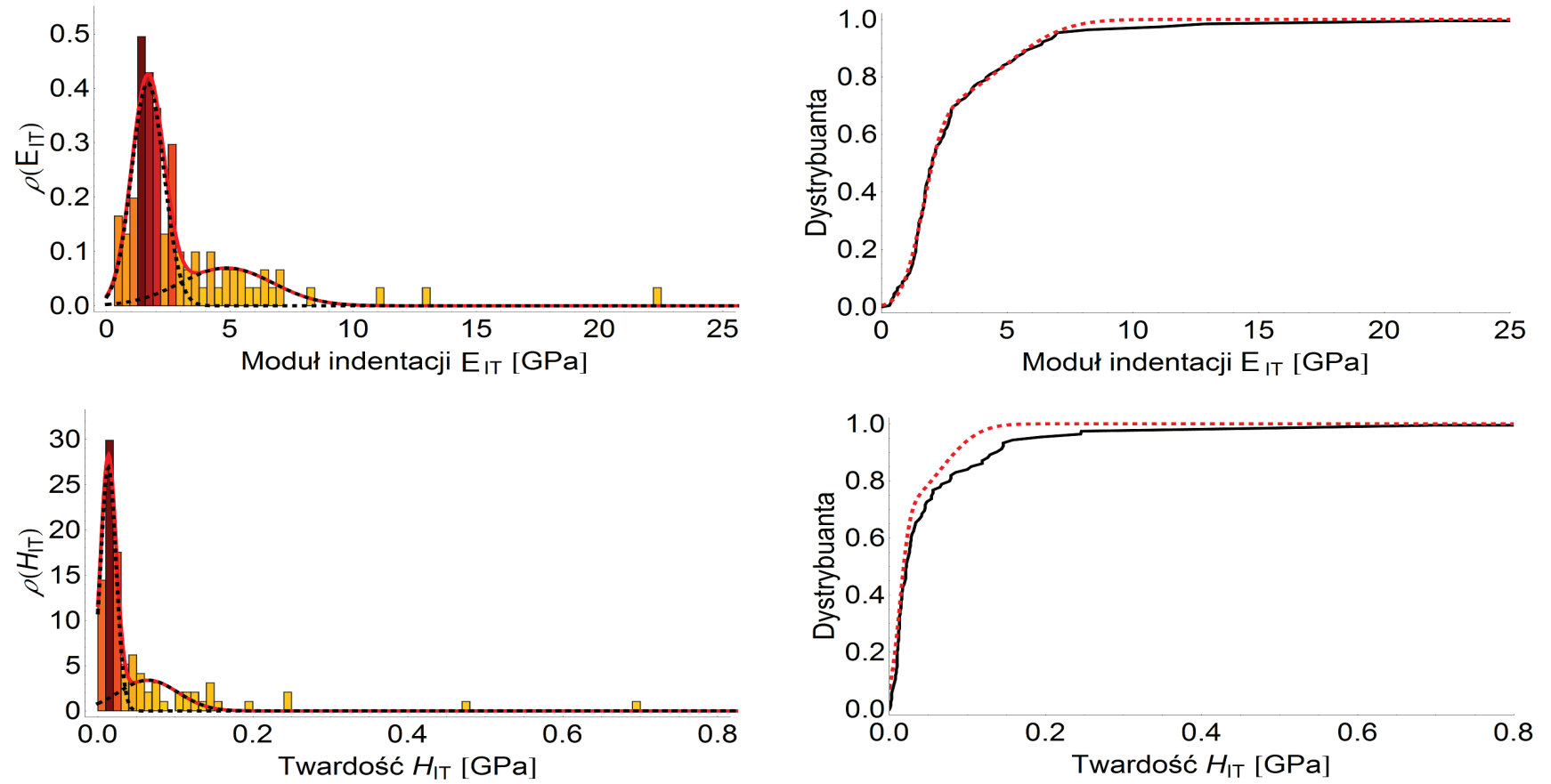
Aby zapewnić wystarczający kontrast parametrów indentacji pomiędzy składnikami zagadnienie optymalizacji jest dodatkowo ograniczone poprzez warunek (DeJong i Ulm, 2007):

$$\mu_j^{XIT} + \sigma_j^{XIT} \leq \mu_{j+1}^{XIT} + \sigma_{j+1}^{XIT}. \quad (4.13)$$

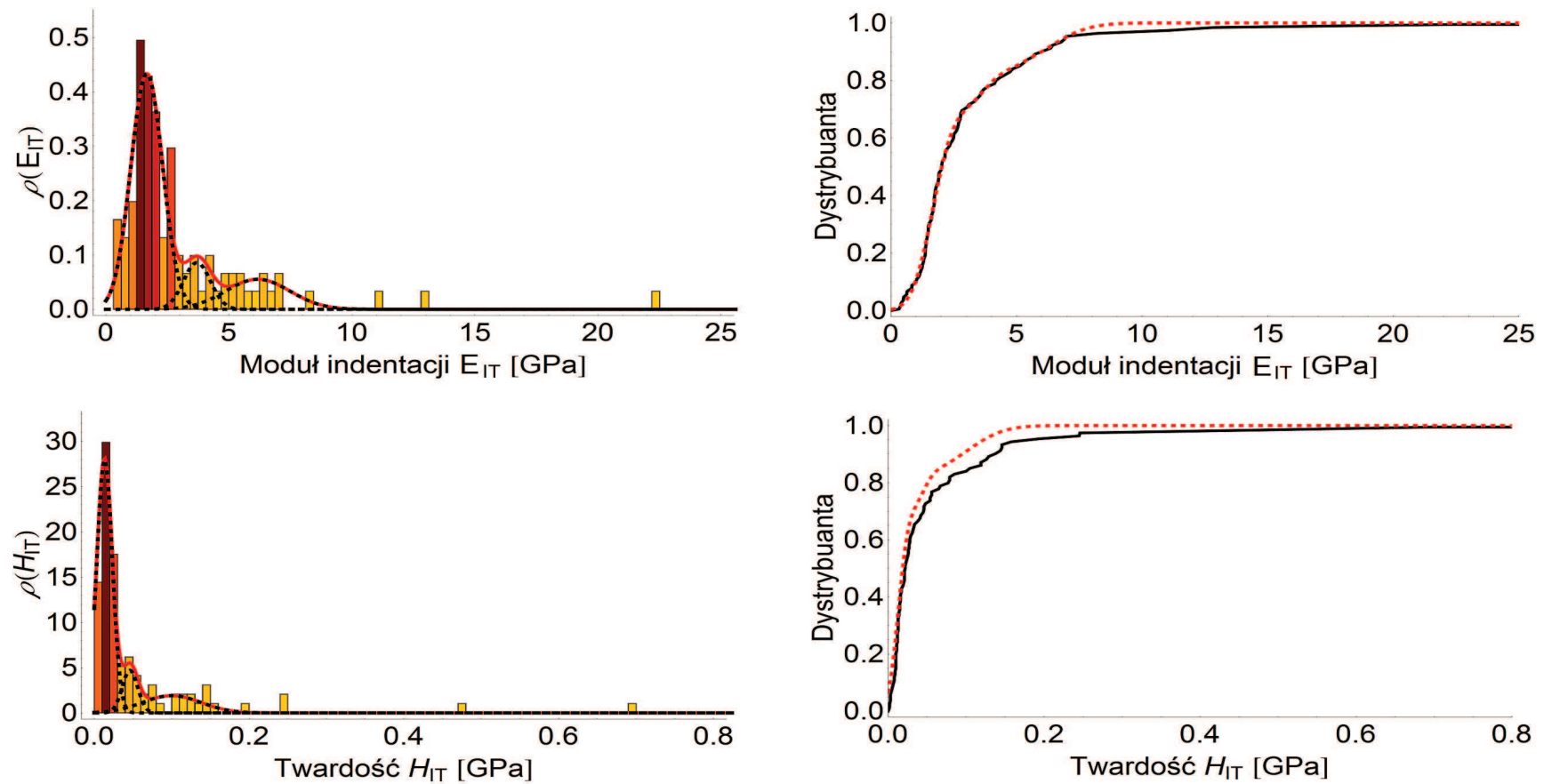
Przedstawioną powyżej technikę segmentacji wykorzystano do oceny uzyskanych wyników nanoindentacji przedstawionych na rysunkach 4.27-4.30. Analizę wykonano dla obu warstw – dla jednego, dwóch lub trzech wydzielonych składników mikrostruktury. Wyniki dla warstwy ciemnej zaprezentowano na rysunkach 4.31-4.33. Przedstawiono na nich histogramy modułu sprężystości  $E_{IT}$  oraz twardości  $H_{IT}$  wraz z gęstością prawdopodobieństwa  $\rho$  wydzielonych składników – oznaczoną czarną linią przerywaną. Linią ciągłą, czerwoną, oznaczoną łączną gęstość prawdopodobieństwa dla wszystkich wyodrębnionych składników. Obok przedstawiono dystrybuanty, które pozwalają na weryfikację jakości wpisania. Porównanie dystrybuanty teoretycznej – oznaczonej linią czerwoną, przerywaną – z dystrybuantą wyznaczoną dla wyników eksperymentu (linia ciągła, czarna) pozwala na porównanie zbieżności między tymi danymi. Parametry wpisania wynikające z przeprowadzonej minimalizacji dla 3 przypadków (z różną ilością założonych składników) przedstawiono w tabeli 4.4. Wartości średnie i odchylenia standardowe wyznaczone dla pojedynczego składnika znacząco różnią się od tych prezentowanych w tabeli 4.3, jednak wynika to z odmiennej techniki ich wyznaczania. Porównując wyniki segmentacji dla jednego składnika (Rys. 4.31) oraz dla dwóch (Rys. 4.32) można zaobserwować, że uwzględnienie drugiego składnika wyraźnie poprawia jakość wpisania dystrybuanty teoretycznej do eksperymentalnej. Jednak dla trzech składników (Rys.4.33) nie widać już wyraźnej poprawy.



rys. 4.31. Wyniki dla 1 składnika mikrostruktury dla warstwy ciemnej: a) histogram modułu  $E_{IT}$  i rozkład gęstości prawdopodobieństwa, b) dystrybuanta dla modelu (kolor czerwony) oraz dla eksperymentu (kolor czarny), c) histogram twardości  $H_{IT}$  i rozkład gęstości prawdopodobieństwa, d) dystrybuanta dla modelu (kolor czerwony) oraz dla eksperymentu (kolor czarny).



Rys. 4.32. Wyniki dla 2 składników mikrostruktury dla warstwy ciemnej: a) histogram modułu  $E_{IT}$  i rozkład gęstości prawdopodobieństwa, b) dystrybuanta dla modelu (kolor czerwony) oraz dla eksperymentu (kolor czarny), c) histogram twardości  $H_{IT}$  i rozkład gęstości prawdopodobieństwa, d) dystrybuanta dla modelu (kolor czerwony) oraz dla eksperymentu (kolor czarny).



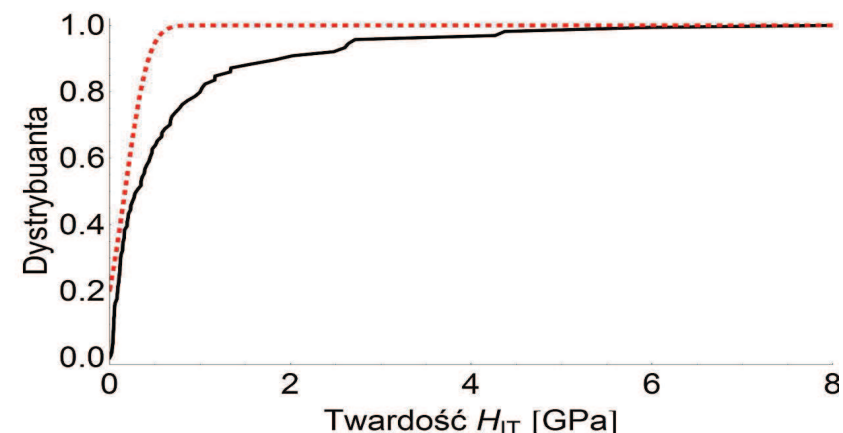
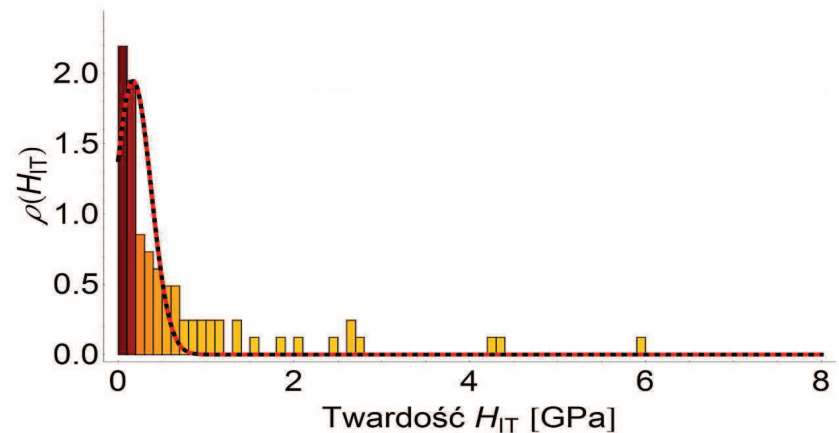
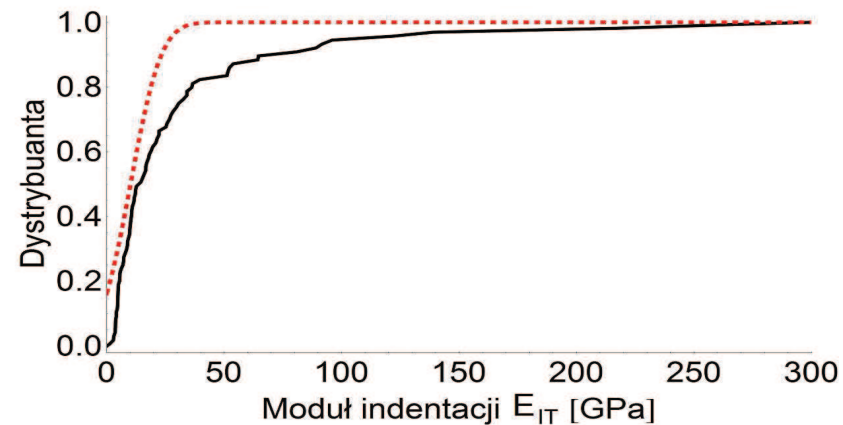
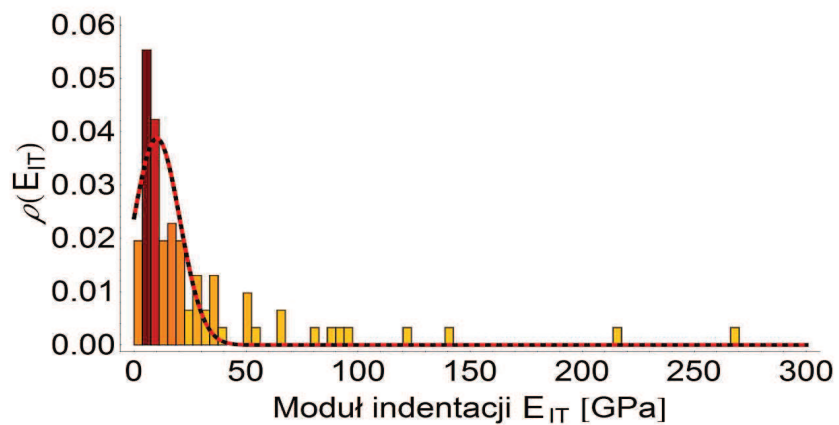
Rys. 4.33. Wyniki dla 3 składników mikrostruktury dla warstwy ciemnej: a) histogram modułu  $E_{IT}$  i rozkład gęstości prawdopodobieństwa, b) dystrybuanta dla modelu (kolor czerwony) oraz dla eksperymentu (kolor czarny), c) histogram twardości  $H_{IT}$  i rozkład gęstości prawdopodobieństwa, d) dystrybuanta dla modelu (kolor czerwony) oraz dla eksperymentu (kolor czarny).

Jest to związane z występowaniem jedynie dwóch frakcji – ilastej i pylastej – składających się na tą warstwę. Zgodnie z wyznaczonymi wartościami dla dwóch składników, pierwszy z nich obejmuje 67% badanej powierzchni i odpowiada niższym wartościom uzyskiwanych modułu i twardości, a drugi – 32% i opisuje wyższe wartości tych parametrów. Uzyskane wyniki są porównywalne z tymi uzyskanymi w analizie granulometrycznej. Dla ciemnej warwy stwierdzono zawartość frakcji ilastej w zakresie 48.6-63.1% a pylastej w granicach 36.5-51.2%, co odpowiada proporcji składników wyznaczonych z testów nanoindentacji.

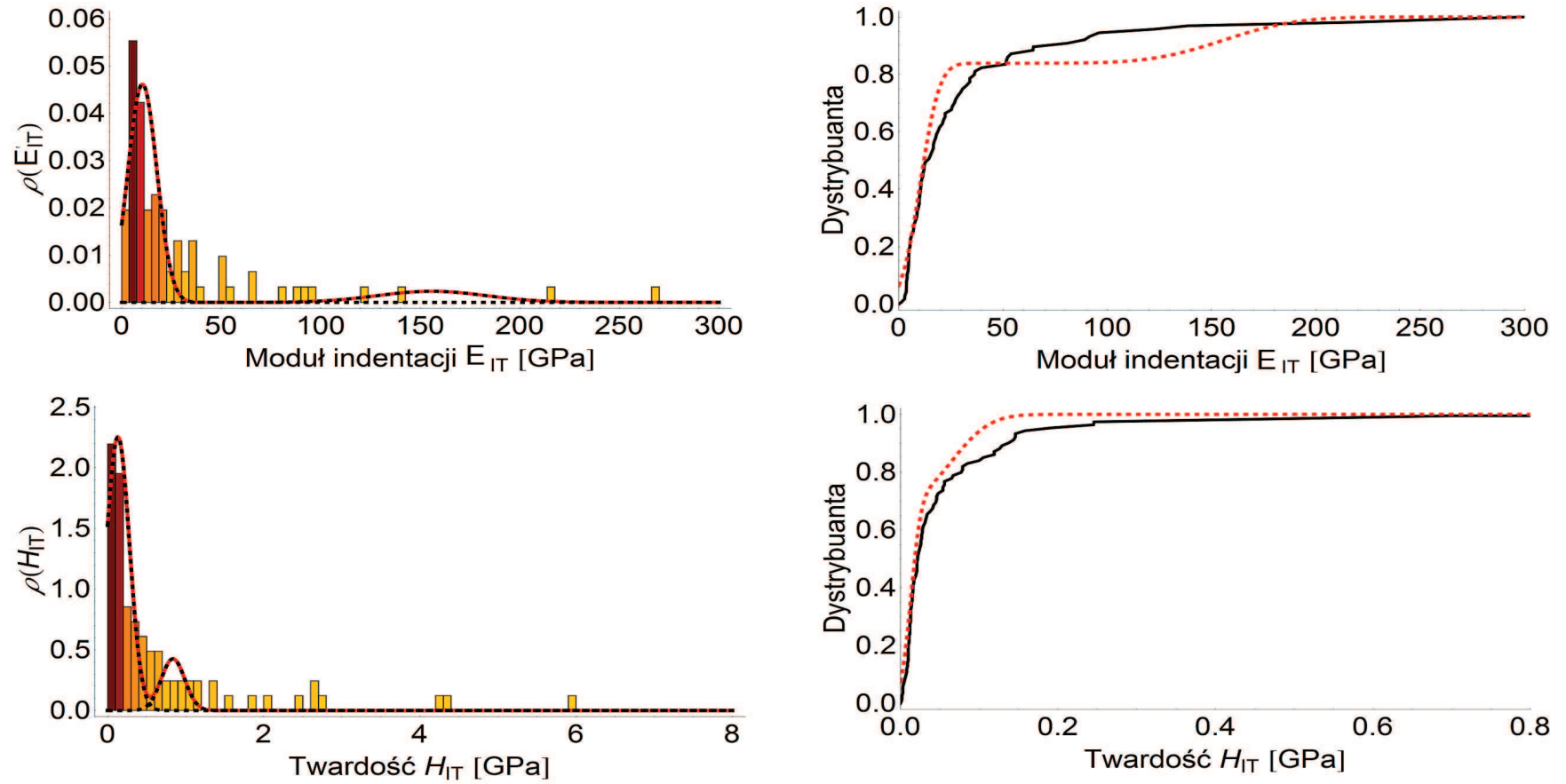
Tabela 4.4. Parametry segmentacji dla warwy ciemnej

Parametry wpisania	Liczba składników:					
	1	2		3		
Wartość średnia modułu $\mu_j^{EIT}$ [-]	1,907	1,662	4,862	1,663	3,702	6,175
Wartość średnia twardości $\mu_j^{HIT}$ [-]	0,0159	0,0135	0,0647	0,0133	0,0460	0,1001
Odchylenie stand. modułu $\sigma_j^{EIT}$ [-]	1,376	0,656	1,874	0,646	0,548	1,306
Odchylenie stand. twardości $\sigma_j^{HIT}$ [-]	0,0163	0,0100	0,0384	0,0100	0,0100	0,0378
udział składników	1	0,67	0,32	0,70	0,12	0,18

Podobną procedurę przeprowadzono również dla warstwy jasnej i przedstawiono na rysunkach 4.34–4.36. Parametry wpisania zestawiono w tabeli 4.5. W tym wypadku wydzielenie dwóch składników (Rys. 4.35) nie daje wyraźnie lepszego wpisania niż jeden składnik (Rys. 4.34). Jednak uwzględnienie trzeciego składnika daje bardzo dobre rezultaty (Rys. 4.36). Wyróżnione składniki obejmują odpowiednio 44%, 40% i 16% badanej powierzchni. Składnik o najwyższej zawartości odpowiada najniższym wartościom uzyskiwanych modułu i twardości a ten o najniższej zawartości związany jest z wyższymi wartościami parametrów. Dla warstwy jasnej w analizie granulometrycznej stwierdzono występowanie 3 frakcji, tj. ilowej, pyłowej i piaskowej, o zawartości odpowiednio 5.7-22.9%, 52.5-71.8% i 18.7-24.6%, co, w mniejszym stopniu niż dla frakcji ciemnej, ale jest porównywalne z wynikami uzyskanymi z nanoindentacji. Największe różnice uzyskano dla pierwszego składnika – odpowiadającego frakcji ilowej, jednak należy zwrócić uwagę, że wartości sprężystości  $E_{IT}$  oraz twardości  $H_{IT}$  wszystkich komponentów tej warstwy są dużo

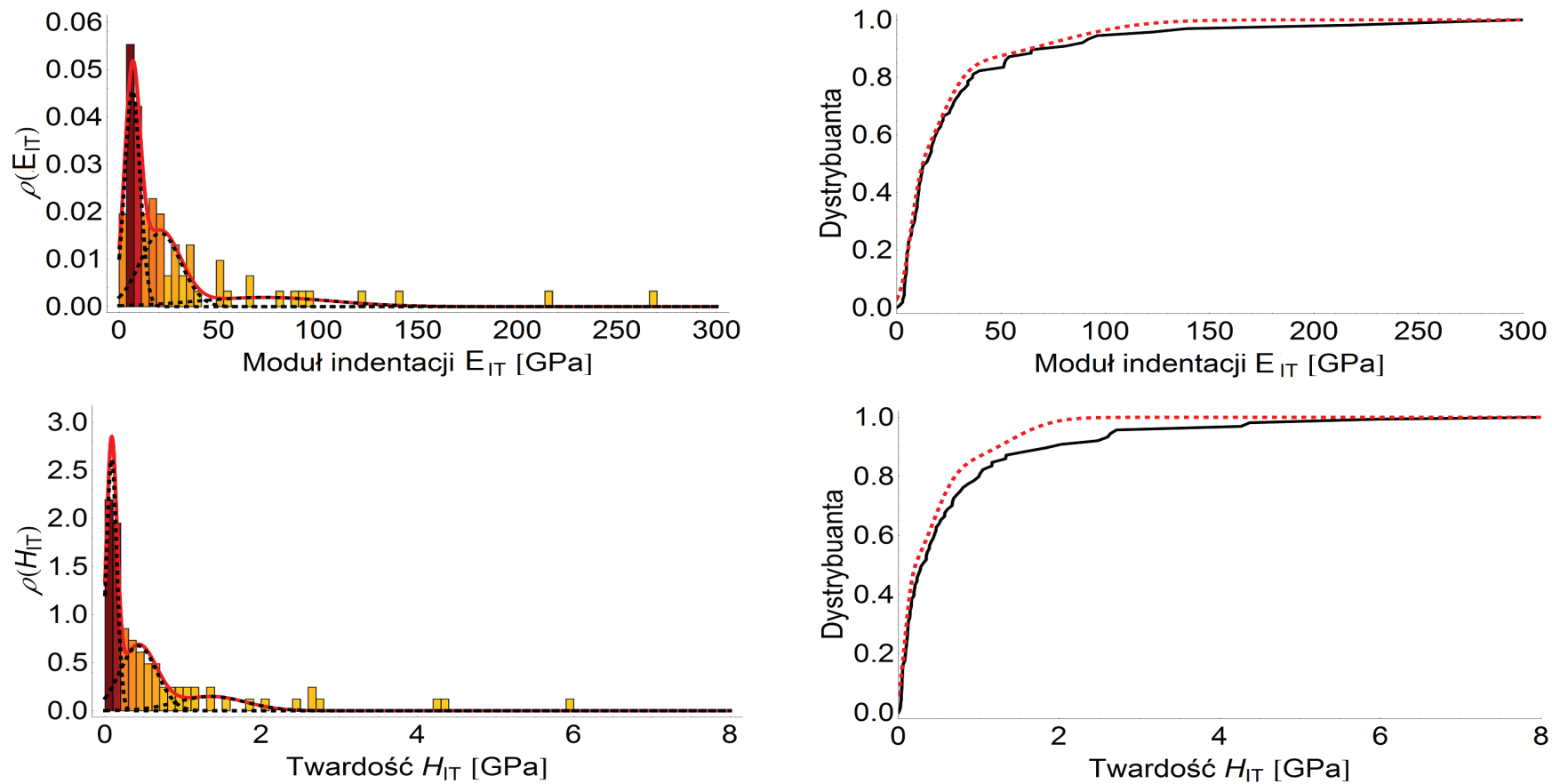


Rys. 4.34. Wyniki dla 1 składnika mikrostruktury dla warstwy jasnej: a) histogram modułu  $E_{IT}$  i rozkład gęstości prawdopodobieństwa, b) dystrybuanta dla modelu (kolor czerwony) oraz dla eksperymentu (kolor czarny), c) histogram twardości  $H_{IT}$  i rozkład gęstości prawdopodobieństwa, d) dystrybuanta dla modelu (kolor czerwony) oraz dla eksperymentu (kolor czarny).



Rys. 4.35. Wyniki dla 2 składników mikrostruktury dla warstwy jasnej: a) histogram modułu  $E_{IT}$  i rozkład gęstości prawdopodobieństwa, b) dystrybuanta dla modelu (kolor czerwony) oraz dla eksperymentu (kolor czarny), c) histogram twardości  $H_{IT}$  i rozkład gęstości prawdopodobieństwa, d) dystrybuanta dla modelu (kolor czerwony) oraz dla eksperymentu (kolor czarny).





Rys. 4.36. Wyniki dla 3 składników mikrostruktury dla warstwy jasnej: a) histogram modułu  $E_{IT}$  i rozkład gęstości prawdopodobieństwa, b) dystrybuanta dla modelu (kolor czerwony) oraz dla eksperymentu (kolor czarny), c) histogram twardości  $H_{IT}$  i rozkład gęstości prawdopodobieństwa, d) dystrybuanta dla modelu (kolor czerwony) oraz dla eksperymentu (kolor czarny).

wyższe niż te uzyskane dla warstwy ciemnej. Jest to związane z występowaniem dużej ilości frakcji piaszczystej (którą odznacza się najwyższą wartością modułów i twardości) i jej wpływie na odpowiedź materiału w przyjętej skali badawczej. Dla odcisku o wielkości 10-30 $\mu\text{m}$ , jaki uzyskiwano w niniejszych badaniach, występowanie ziarna piasku blisko badanej powierzchni będzie skutkowało uśrednioną odpowiedzią materiału i w rezultacie, wyższymi wartościami wyznaczanych parametrów.

Tabela 4.5. Parametry segmentacji dla warwy jasnej

Parametry wpisania	Liczba składników:					
	1	2		3		
Wartość średnia modułu $\mu_j^{\text{EIT}}$ [-]	10,129	10,373	155,757	6,629	20,665	73,020
Wartość średnia twardości $\mu_j^{\text{HIT}}$ [-]	0,1691	0,1311	0,8362	0,0830	0,4250	1,3570
Odchylenie stand. modułu $\sigma_j^{\text{EIT}}$ [-]	10,310	7,259	27,321	3,841	10,195	33,778
Odchylenie stand. twardości $\sigma_j^{\text{HIT}}$ [-]	0,2048	0,1486	0,1509	0,0669	0,2348	0,4427
udział składników	1	0,84	0,16	0,44	0,40	0,16

#### 4.3.3. Wnioski

Na podstawie testu nanoindentacji określono twardość oraz moduł sprężystości warstw iłu warwowego. Stwierdzono znaczne różnice wartości parametrów mikromechanicznych między warstwami w badanej skali. Warstwa jasna tj. pylasto-piaszczysta wykazuje zdecydowanie większą twardość i moduł sprężystości od warstwy ciemnej – ilastej. Jest to spowodowane występowaniem w niej grubszych frakcji, m.in. ziaren piasku. Ze względu na odmienny skład granulometryczny warstw (opisany szczegółowo w punktach 3.3.2 i 4.1), możliwa do uzyskania była też inna gładkość powierzchni próby, co spowodowało powstawanie błędów podczas prób indentacji. Prezentowane wyniki wyraźnie świadczą o niejednorodności elementów składających się na obie warstwy. W celu opisu ich morfologii wykorzystano technikę segmentacji, która pozwoliła na określenie udziału komponentów warwy. W przypadku warstwy ciemnej najlepszy opis wyników uzyskano przy założeniu dwóch składników a dla warstwy jasnej – dla trzech. Powyższe rezultaty

w przybliżeniu pokrywają się ze składem frakcyjnym ustalonym w badaniach makroskopowych, jednak dla warstw jasnych – ze względu na występowanie frakcji piaskowej i uśrednionej odpowiedzi materiału – te różnice są większe.

#### **4.4. Podsumowanie**

W rozdziale przedstawiono wyniki laboratoryjnych badań cech strukturalnych iltu warwowego. Testy z wykorzystaniem elektronowego mikroskopu skaningowego pozwoliły na powierzchniową identyfikację struktury materiału. Wykonane analizy potwierdziły obserwacje makroskopowe wskazujące, między innymi, na nieregularność warstwowania. W badaniu stwierdzono występowanie budowy quasi-warstwowej, jednak układ warstw jest zmienny tj. ich miąższość nie jest stała i brak powtarzalności w układzie warw. Z tego powodu badany materiał nie może być identyfikowany jako klasyczny periodyczny ośrodek warstwowy. Testy z wykorzystaniem mikrotomografu komputerowego pozwoliły zaobserwować warstwowanie próby, jednak ze względu na zbliżony skład ziarnowy i pierwiastkowy obu składników nie było możliwości precyzyjnej identyfikacji przestrzennej warw. Badania pozwoliły jednak na określenie ogólnego trendu laminacji, który okazał się być powierzchnią o nieregularnej krzywiźnie. Zatem, orientacje warstwowania określone w próbach gruntu iltu warwowego przeznaczonych do badań wytrzymałościowych należy traktować jako przybliżone. Ostatnim etapem badań było wyznaczenie cech mikrostrukturalnych składników gruntu, tj. lamin ciemnej i jasnej, z wykorzystaniem nanoindentera. W badaniu stwierdzono znaczne różnice w wartości parametrów obu warstw, wynikające przede wszystkim z odmiennego składu granulometrycznego i mineralogicznego. Również w obrębie jednej warstewki uzyskiwano różne wartości, co jest związane z niejednorodnością budowy w badanej skali. Ta cecha została potwierdzona za pomocą metody segmentacji, pozwalającej na określenie udziału i liczby składników tworzących dany materiał.

Efektom dużej zmienności materiału na różnych poziomach, tj. pojedynczej warstwy i układu warw, mogą być trudności w uzyskaniu porównywalnych wyników makroskopowych. Pomimo, że próbki wykorzystywane do badań w aparacie trójosiowego ściskania uznano za porównywalne w skali makro, uzyskane wartości wytrzymałości w pewnych przypadkach będą zależeć od parametrów pojedynczej warstewki z całego układu. Ze względu na stopień skomplikowania budowy iltu warwowego utrudniona będzie również

interpretacja uzyskanych wyników, gdyż makroskopowo ciężko jest stwierdzić, który element zdecydował o uzyskanej wytrzymałości materiału w danym teście. Ponadto, makroskopowo określona orientacja uwarstwienia może się różnić od właściwego przebiegu warstwowania ze względu na jego zakrzywienie. Wszystkie te elementy wskazują na dużą złożoność budowy analizowanego materiału oraz kompleksowość rozpatrywanego zagadnienia wytrzymałości takiego ośrodka.

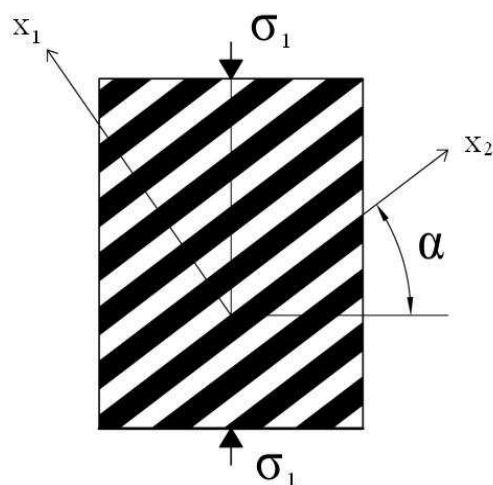
## **5. Badania laboratoryjne kierunkowych właściwości wytrzymałościowych i deformacyjnych iłw warwowych**

Ił warwowy, jak zaprezentowano w poprzednich rozdziałach, jest ośrodkiem warstwowym złożonym z dwóch lamin o odmiennych składzie i własnościach. Efektem takiej budowy jest anizotropia cech mechanicznych, w tym wytrzymałości, kompozytu. W zależności od kąta orientacji struktury względem obciążenia zniszczenie materiału zachodzi w odmienny sposób, czego efektem jest różnica w wytrzymałości ośrodka. Ciśnienie okólne ma również znaczący wpływ na jakościowy charakter anizotropii wytrzymałości materiału (McLamore i Gray, 1967, Duveau i in., 1998). W ramach niniejszej pracy przeprowadzono serię badań wytrzymałościowych mających na celu identyfikację charakterystyk wytrzymałości iłu warwowego. Przebadano wpływ kąta orientacji struktury, ciśnienia okólnego oraz mechanizmów zniszczenia na wartość wytrzymałości gruntu. Badania obejmowały testy: jednoosiowego ściskania oraz trójosiowego ściskania dla różnych ciśnień okólnych. W pierwszej kolejności opisano aparaturę i przebieg badań. Następnie przedstawiono wyniki i stworzone na ich podstawie charakterystyki wytrzymałości gruntu, w zależności od kąta orientacji uwarstwienia oraz ciśnienia okólnego. Badania przeprowadzono z uwzględnieniem mechanizmów zniszczenia powstających w wyniku ściskania prób. Dodatkowo na podstawie wyników testów trójosiowego ściskania obliczono wartość modułu odkształcenia prób. Rozdział kończy podsumowanie.

### **5.1. Przygotowanie próbek do badań**

Badania przeprowadzono na 120 cylindrycznych próbach o nienaruszonej strukturze. Opis poboru prób do badań przedstawiono w punkcie 3.3.1. W laboratorium rdzenie zostały docięte, tak by powstały kształtki w formie walca o średnicy  $d=38\text{mm}$  i wysokości  $h=76\text{mm}$ . Próbki zostały wycięte pod 7 różnymi kątami względem oryginalnego uwarstwienia tj.  $0^\circ$ ,  $15^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $60^\circ$ ,  $75^\circ$ ,  $90^\circ$ . W dalszej części próby były klasyfikowane na podstawie kąta uwarstwienia  $\alpha$ , rozumianym jako odchylenie powierzchni warstwowania od poziomu (Rys. 5.1). Z każdej próby przy okazji docinania kształtek dokonano oznaczenia wilgotności oraz gęstości objętościowej gruntu. Wyniki zestawiono i opisano w punkcie 3.3. Testom jednoosiowego ściskania poddano 18 próbek, a testom trójosiowego ściskania 102 próbki o różnych kątach  $\alpha$ . Zestawienie liczby badanych próbek w poszczególnych warunkach

obciążenia przedstawiono w tabeli 5.1. Po testach wytrzymałościowych opisywano i dokumentowano wygląd próbek.



Rys. 5.1. Definicja kąta uwarstwienia  $\alpha$

Tabela 5.1. Zestawienie badanych próbek

Kąt uwarstwienia $\alpha$ [°]	Ciśnienie komorowe $\sigma_3$ [kPa]						
	0	50	200	400	600	800	1000
0	3	2	3	3	-	2	1
15	3	1	3	3	2	3	2
30	3	-	3	3	3	5	3
45	3	2	3	5	1	3	2
60	3	1	3	3	3	3	3
75	1	-	4	3	4	3	3
90	2	1	1	2	3	3	1
Razem:	18	7	20	22	16	22	15

## 5.2. Stanowisko badawcze i aparatura pomiarowa

Testy jednoosiowego ściskania przeprowadzono w prasie mechanicznej wyposażonej w elektroniczne czujniki siły i odkształcenia współpracujące z jednostką rejestrującą i komputerem PC zaopatrzonym w program automatycznej rejestracji wyników badań produkcji ELE International.

Oznaczenia w trójosiowym stanie naprężenia przeprowadzono w aparatach trójosiowego ściskania produkcji ELE International. Każdy z aparatów wyposażony był

w elektroniczne czujniki siły, przemieszczenia, zmiany objętości oraz czujniki ciśnienia porowego, zwrotnego i komorowego. Odczyty z czujników były rejestrowane i przetwarzane przez system współpracujący z komputerem PC, umożliwiającym automatyczne rejestrowanie wyników badania. Aparat trójosiowego ściskania przedstawiono na zdjęciu poniżej (Rys. 5.2).



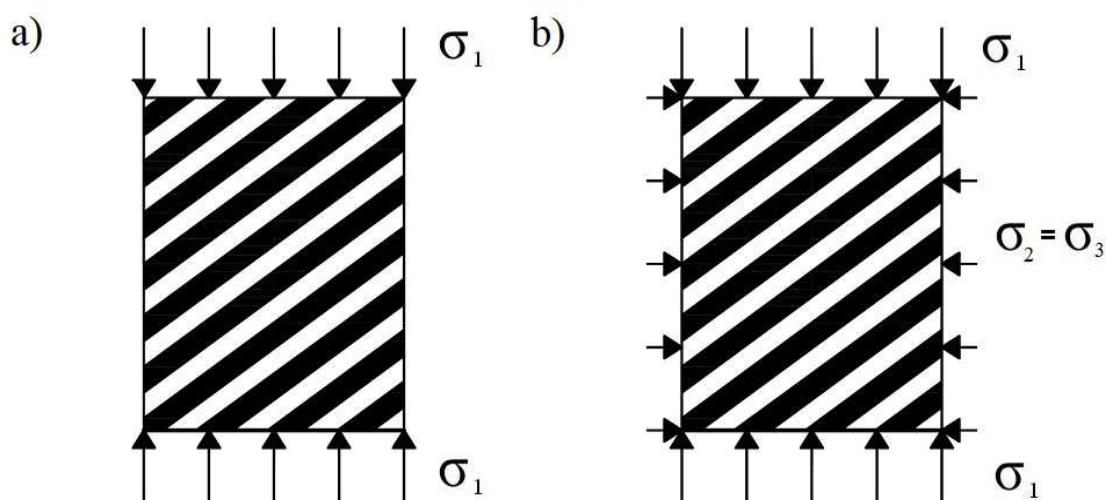
Rys. 5.2. Pojedyncze stanowisko badawcze

### 5.3. Program i metodyka badań

Wytrzymałość na jednoosiowe ściskanie to maksymalne pionowe naprężenie jakie może przenieść grunt nie mający ograniczeń bocznych. Określa się ją poprzez ściskanie próby gruntu z określoną prędkością aż do osiągnięcia stanu granicznego naprężenia lub odkształcenia tj. dla  $\varepsilon=15\%$  (PKN-CEN ISO/TS 17892). Schemat przyłożenia obciążeń przedstawiono na rysunku 5.3a. Ze względu na delikatną strukturę gruntu oraz zniszczenie występujące przy niewielkich odkształceniach przyjęto niewielką prędkość obciążania 0,8mm/h. Pojedynczy test trwał od ok. 1 do 5h w zależności od odkształcenia przy którym nastąpiło zniszczenie. W efekcie oznaczenia otrzymano wykres krzywej  $\sigma_1-\varepsilon$ . Wytrzymałość na ściskanie określono jako maksymalne naprężenie pionowe  $q_u=\sigma_{1f}$ .

Podstawowym badaniem pozwalającym na określenie wytrzymałości gruntu jest test

wykonywany w aparacie trójosiowego ściskania. Typowe badanie polega na ściskaniu cylindrycznej próbki gruntu z określoną prędkością przy zadanym ciśnieniu okólnym aż do osiągnięcia osiowego odkształcenia powyżej  $\varepsilon=15\%$  lub, gdy odkształcenie przekracza o 5% wartość przy którym osiągnięto maksymalne naprężenie różnicowe (PKN-CEN ISO/TS 17892). Oznaczenia przeprowadzono z wykorzystaniem metody TXCIU – z izotropową konsolidacją, bez odpływu. Badanie to składa się z dwóch etapów. W pierwszym następuje izotropowa konsolidacja próbki pod zadanym ciśnieniem okólnym (komorowym)  $\sigma_3$  aż do ustabilizowania objętości próbki. W kolejnym etapie następuje ściskanie próbki przy zachowaniu ciśnienia okólnego i z uniemożliwieniem dalszego odpływu wody z próbki. Schemat obciążenia przedstawiono na rysunku 5.3b. Metodologia badań zgodna była z metodyką podaną przez Head'a (1986). Przyjęto prędkość ściskania na poziomie 1,6mm/h, tak by przykładowe obciążenie można było traktować jako statyczne. Pojedynczy etap ściskania trwał ok. 5h. Badania trójosiowe wykonano dla 6 różnych ciśnień komorowych tj. 50kPa, 200kPa, 400kPa, 600kPa, 800kPa, 1000kPa. Wynikiem testu jest wykres zależności  $(\sigma_1-\sigma_3)-\varepsilon$ . Wytrzymałość gruntu zdefiniowano jako maksymalną pomierzoną wartość naprężenia różnicowego  $(\sigma_1-\sigma_3)_f$ . Prób nie nawadniano dodatkowo przed badaniem. Ze względu na budowę warstwową badanego ośrodka proces ten byłby mocno utrudniony i w wielu przypadkach nie byłoby możliwe pełne nawodnienie gruntu. W związku z tym zdecydowano się na wykonanie badań na gruncie o wilgotności naturalnej. Tym samym prowadzone pomiary ciśnienia w porach są niemiernodajne i nie zostały wykorzystane w dalszej analizie.



Rysunek 5.3. Schematy przeprowadzanych badań a) test jednoosiowego ściskania b) test trójosiowego ściskania

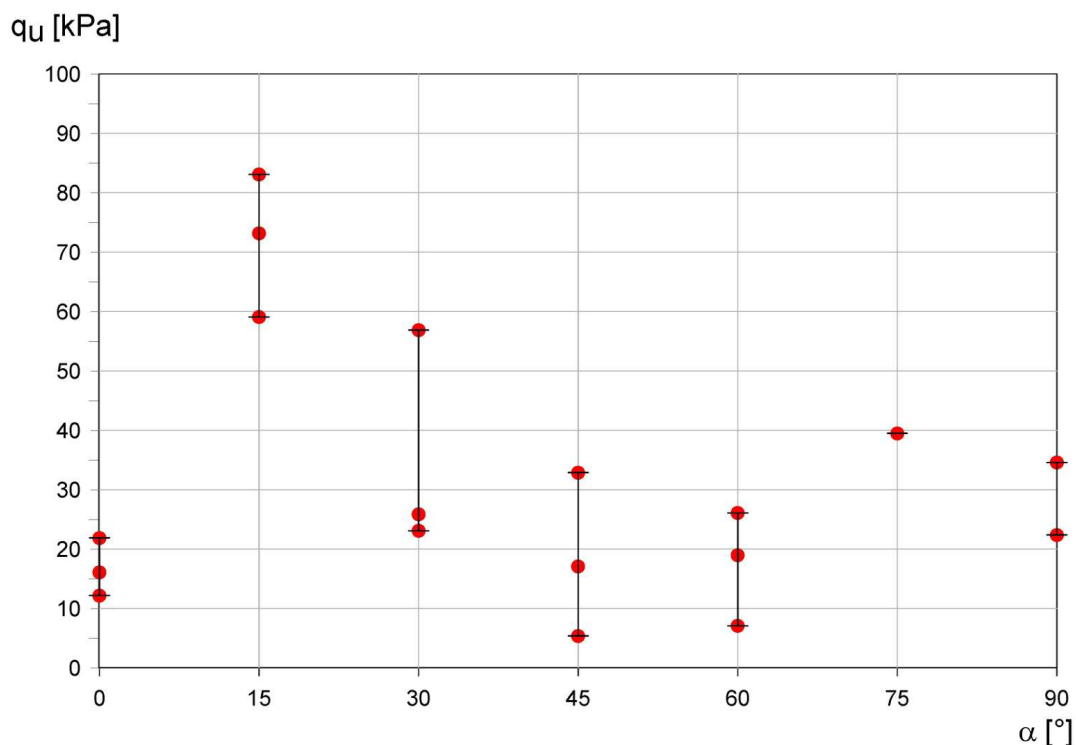


## 5.4. Wytrzymałość na jednoosiowe ściskanie

Badaniu jednoosiowego ściskania poddano 18 prób. W tabeli 5.2. zestawiono uzyskane wytrzymałości gruntu na ściskanie  $q_u$ . Na rysunku 5.4. przedstawiono zależność wytrzymałości  $q_u$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$ . Wartość wytrzymałości przy jednoosiowym ściskaniu wyniosła między 5.4kPa a 83.1kPa. Po przeanalizowaniu krzywych  $\sigma_1$ - $\varepsilon$  można zaobserwować, że zniszczenie próbek następowało w sposób skokowy, kruchy, co jest spowodowane dużą wrażliwością gruntu. Dla większości próbek, zniszczenie nastąpiło bardzo szybko, przy niewielkich odkształceniach pionowych próby. Dla różnych orientacji uzyskano co prawda odmienne wartości wytrzymałości, jednak rozrzut uzyskanych wyników jest bardzo duży i nie mogą stanowić podstawy do dalszych rozważań.

Tabela 5.2. Zestawienie wyników jednoosiowego ściskania

Lp.	Nr próby	Kąt uwarstwienia $\alpha$ [°]	Wytrzymałość na ściskanie $q_u$ [kPa]	Odkształcenie $\varepsilon_f$ [%]
1	0/0/1	0	21.9	4.50
2	0/0/2	0	16.1	0.66
3	0/0/3	0	12.2	1.09
4	0/15/1	15	83.1	1.92
5	0/15/2	15	59.1	1.62
6	0/15/3	15	73.2	3.12
7	0/30/1	30	23.1	1.19
8	0/30/2	30	25.9	2.05
9	0/30/3	30	56.9	1.84
10	0/45/1	45	32.9	0.45
11	0/45/2	45	17.1	0.45
12	0/45/3	45	5.4	0.34
13	0/60/1	60	19.0	0.77
14	0/60/2	60	26.1	1.09
15	0/60/3	60	7.1	0.55
16	0/75/1	75	39.5	0.87
17	0/90/1	90	22.4	0.45
18	0/90/2	90	34.6	4.51



Rysunek 5.4. Wykres zależności wytrzymałości na ściskanie  $q_u$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$

## 5.5. Charakterystyki wytrzymałościowe w funkcji orientacji mikrostruktury i ciśnienia okólnego

Uzyskane wyniki badań, wykonanych w aparacie trójosiowego ściskania, posłużyły do stworzenia kierunkowych charakterystyk wytrzymałości iłu warwowego dla kolejnych wartości ciśnienia komorowego. Uzyskano je poprzez wykreślenie zależności wartości naprężenia różnicowego  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$  od kąta orientacji próby. Dodatkowo wyznaczono charakterystyki wytrzymałości znormalizowanej tj. wykres zależności naprężenia  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$  podzielonego przez wartość ciśnienia komorowego  $\sigma_3$  względem kąta orientacji próby. Procedurę normalizacji przeprowadzono w celu porównania uzyskanych wartości dla różnych ciśnień. Poza wytrzymałością, dużą uwagę zwrócono na sposób niszczenia się próbek oraz przebieg krzywych  $(\sigma_1 - \sigma_3) - \epsilon$ . Zestawienie wyników wraz z charakterystykami przedstawiono w punktach 5.5.1-5.5.6 a w 5.5.7 ich podsumowanie.

Analizując krzywe z badań zaobserwowano, że dla różnych próbek szczyt odpowiadający wytrzymałości jest lepiej lub gorzej wykształcony i, że jest to związane ze sposobem zniszczenia. Wyraźny pik świadczy o kruchym pękaniu a utrzymujące się stałe naprężenie przy postępujących odkształceniach o tzw. „plastycznym” płynięciu. W praktyce

jednak najczęściej obserwuje się różne stany pośrednie. W pracy, przy opisie, zdecydowano się na wprowadzenie czterostopniowej skali. Szczyt odpowiadający wartości maksymalnej opisano jako: bardzo wyraźny, wyraźny, mało wyraźny lub niewyraźny. W jednym przypadku nie osiągnięto wartości maksymalnej naprężenia ( $\sigma_1 - \sigma_3$ )<sub>f</sub>.

Badając wygląd próbek stwierdzono występowanie różnych mechanizmów zniszczenia, jakim podlegały próby przy ściskaniu. Wyróżniono 4 podstawowe rodzaje zniszczenia kształtek tj. (1a), (1b) – gdy ścięcie nastąpiło w poprzek uwarstwienia, (2) – gdy pojawiło się wiele powierzchni ścięcia, (3) – gdy ścięcie nastąpiło wzdłuż powierzchni warstwowania, (4) – gdy nie zaobserwowano wystąpienia powierzchni ścięcia. Przyjętą klasyfikację wraz ze zdjęciami obrazującymi dane typy zniszczenia przedstawiono w tabeli

Tabela 5.3. Wyróżnione mechanizmy zniszczenia




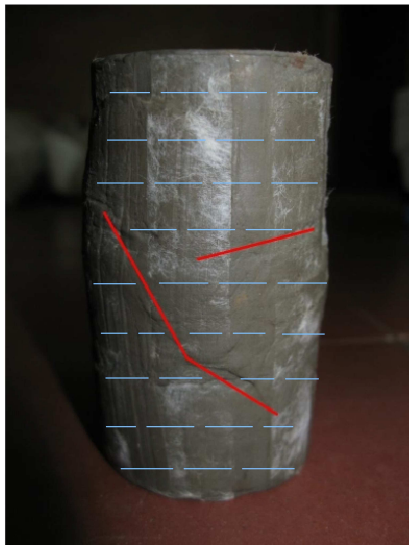

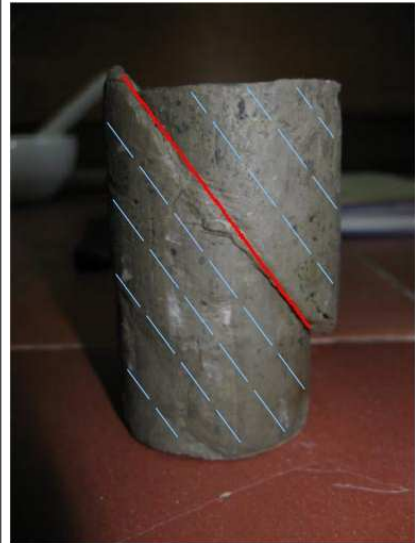

<p>Typ 1a Typ 1b</p>	<p>Powierzchnia zniszczenia w poprzek uwarstwienia</p> <p>1a) przechodząca przez całą kształtkę</p> <p>1b) przez fragment kształtki</p>	 <p style="text-align: center;">1a</p>	 <p style="text-align: center;">1b</p>
<p>Typ 2</p>	<p>Wielokrotna powierzchnia zniszczenia</p>		

Tabela 5.3. Wyróżnione mechanizmy zniszczenia cd.

<p>Typ 3</p>	<p>Powierzchnia zniszczenia pokrywa się z uwarstwieniem</p>		
<p>Typ 4a Typ 4b</p>	<p>Brak widocznej powierzchni zniszczenia</p> <p>4a) próba przyjmuje kształt baryłkowaty</p> <p>4b) nastąpiło wyboczenie próby</p>	 <p style="text-align: center;">4a</p>	 <p style="text-align: center;">4b</p>

5.3. Wszystkie badane próby przyporządkowano do jednego z wyróżnionych mechanizmów. Dla niektórych prób pojawiła się kombinacja różnych mechanizmów zniszczenia a dla pojedynczych próbek nie zaobserwowano żadnego z nich.

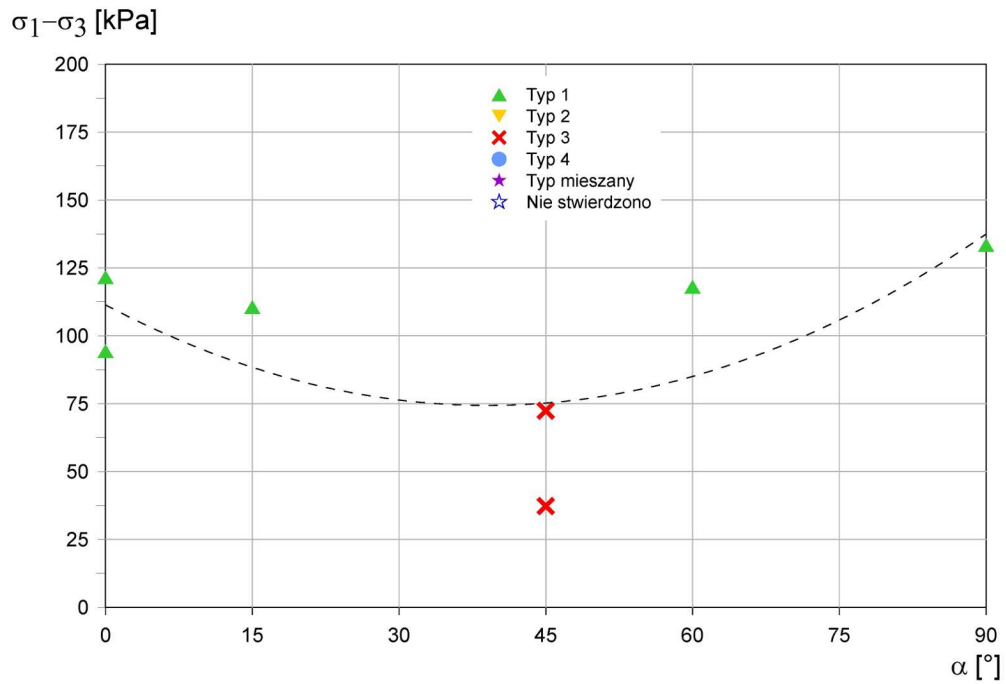
### 5.5.1. Ciśnienie okólne 50kPa

Badaniu trójosiowego ściskania przy ciśnieniu komorowym równym 50kPa poddano 7 kształtek. W tabeli 5.4. zestawiono maksymalne wartości naprężenia  $(\sigma_1 - \sigma_3)_F$  odpowiadające im ciśnienia komorowe  $\sigma_{3F}$ , odkształcenie  $\varepsilon_f$ , naprężenie znormalizowane

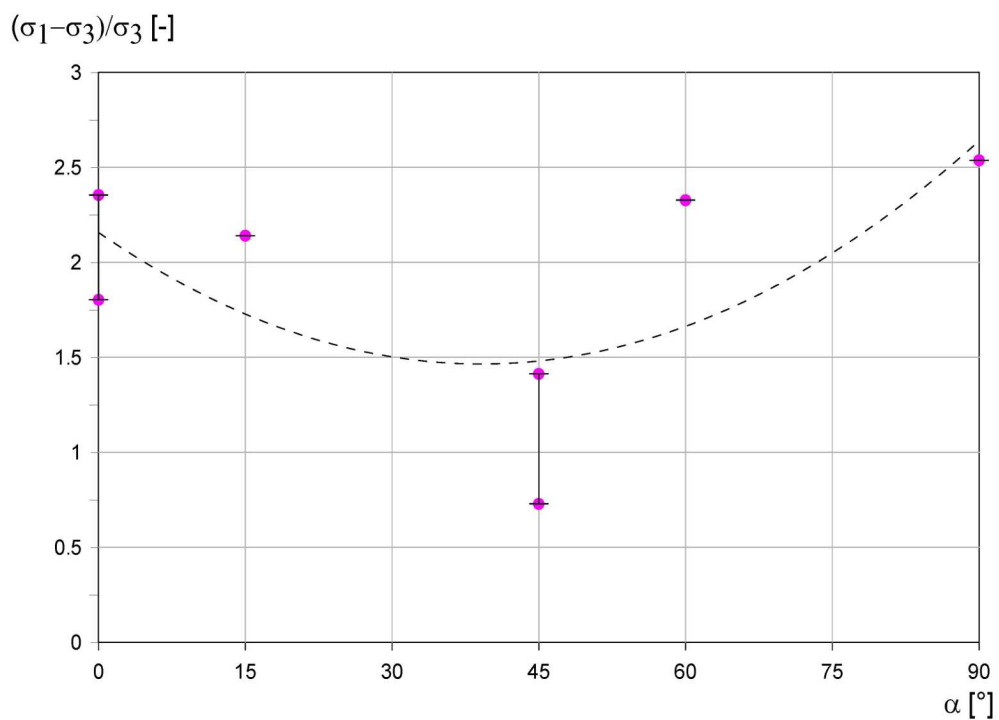
$(\sigma_1 - \sigma_3)_f / \sigma_{3f}$  oraz sposób wykształcenia piku na krzywej  $(\sigma_1 - \sigma_3) - \varepsilon$  i stwierdzony typ zniszczenia. Na rysunku 5.5. przedstawiono zależność wytrzymałości od kąta uwarstwienia struktury  $\alpha$  z uwzględnieniem typów zniszczenia. Na rysunku 5.6. pokazano charakterystykę wytrzymałości znormalizowanej. Wartość wytrzymałości wyniosła między 37.4kPa a 132.7kPa. Najwyższe wartości uzyskano dla poziomego ( $\alpha = 0^\circ$ ) oraz pionowego ( $\alpha = 90^\circ$ ) warstwowania, a najniższe dla kształtek o warstwowaniu odchylonym o  $45^\circ$  od poziomu. Najniższą wartość wytrzymałości uzyskano dla próbki 50/45/2 dla której zaobserwowano zniszczenie po powierzchni warstwy pylastej (Typ 3) oraz bardzo wyraźny szczyt na wykresie ścięcia. Dla pozostałych orientacji obserwowano zniszczenie typu 1, a uzyskane wartości wytrzymałości są znacznie wyższe. Dla większości próbek zniszczenie następowało przy odkształceniu ok. 3-4%. Wartość wytrzymałości znormalizowanej wyniosła od 0.73 do 2.54. Jej średnia wartość to 1.90 a rozrzut między wartością maksymalną i minimalną 1.81. Dla ciśnienia komorowego 50kPa wykonano jedynie 7 prób, jednak nawet dla niewielkiej liczby badań widać silną anizotropię materiału, objawiającą się znacznymi różnicami w wytrzymałości dla różnych laminacji.

Tabela 5.4. Zestawienie wyników ścinania dla  $\sigma_3=50\text{kPa}$

Lp.	Nr próby	Kąt $\alpha$ [°]	Ciśnienie $\sigma_{3f}$ [kPa]	Wytrzymałość $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ [kPa]	Odkształcenie $\varepsilon_f$ [%]	Wytrzymałość $(\sigma_1 - \sigma_3)_f / \sigma_{3f}$ [-]	Szczyt na krzywej $(\sigma_1 - \sigma_3) - \varepsilon$	Typ zniszczenia
1	50/0/1	0	51.3	120.8	4.10	2.35	Wyraźny	1a
2	50/0/2	0	51.9	93.6	3.60	1.80	Mało wyraźny	1b
3	50/15/1	15	51.3	109.8	3.03	2.14	Mało wyraźny	1b
4	50/45/1	45	51.3	72.5	3.91	1.41	Mało wyraźny	3
5	50/45/2	45	51.3	37.4	1.12	0.73	Bardzo wyraźny	3
6	50/60/1	60	50.4	117.3	4.41	2.33	Niewyraźny	1a
7	50/90/1	90	52.3	132.7	3.72	2.54	Mało wyraźny	1b



Rysunek 5.5. Wykres zależności naprężenia  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego  $\sigma_3 = 50 \text{ kPa}$  z uwzględnieniem typów zniszczenia.



Rysunek 5.6. Wykres zależności naprężenia znormalizowanego  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f / \sigma_{3f}$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego  $\sigma_3 = 50 \text{ kPa}$ .

### 5.5.2. Ciśnienie okólne 200kPa

Dla ciśnienia okólnego równego 200kPa przeprowadzono 20 prób trójosiowego ściskania. W tabeli 5.5. zestawiono wyniki wytrzymałości a na rysunkach 5.7. i 5.8. przedstawiono zależność naprężenia  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ , oraz naprężenia znormalizowanego  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f / \sigma_{3f}$  od kąta uwarstwienia struktury  $\alpha$ . Grunt osiągał wytrzymałość między 195.4kPa a 395.0kPa. Najwyższe wartości uzyskano dla warstwowań bliskich poziomego ( $\alpha=0^\circ$  i  $15^\circ$ ) oraz pionowego ( $\alpha=75^\circ$  i  $90^\circ$ ) a najniższe dla warstw nachylonych o  $45^\circ$ . Najmniejszą wartość wytrzymałości uzyskano dla próbki 200/45/2 dla której zaobserwowano zniszczenie typu 1a oraz bardzo wyraźny szczyt na wykresie krzywej ścinania. Dla wszystkich próbek, które uzyskały wytrzymałość mniejszą od średniej dla danego ciśnienia komorowego, zaobserwowano zniszczenie typu 3 lub 1 oraz wyraźny szczyt na krzywej ścięcia. Wartości wyższe od wartości średniej związane były z mało wyraźnym lub niewyraźnym pikiem na wykresie oraz obserwowano różne mechanizmy zniszczenia, z wyłączeniem poślizgu po powierzchni. Dla większości próbek zniszczenie następowało przy odkształceniu w zakresie 3-7%. Wartość wytrzymałości znormalizowanej wyniosła od 0.97 do 1.92. Średnia wartość to 1.56 a rozrzut między wartościami maksymalną i minimalną to 0.95. Z wykresów wyraźnie widać zależność wytrzymałości od kąta uwarstwienia.

### 5.5.3. Ciśnienie okólne 400kPa

Badaniu trójosiowego ściskania przy ciśnieniu komorowym równym 400kPa poddano 22 kształtki. Wyniki zestawiono w tabeli 5.6 a na rysunkach 5.9. i 5.10. przedstawiono charakterystyki wytrzymałości oraz wytrzymałości znormalizowanej. Wartość naprężenia  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$  wyniosła między 328.9kPa a 713.8kPa. Najwyższe wartości uzyskano dla warstwowań poziomego ( $\alpha=0^\circ$ ) oraz bliskich pionowego ( $\alpha=75^\circ$  i  $90^\circ$ ) a najniższą dla próbki 400/45/3 ( $\alpha=45^\circ$ ) dla której zaobserwowano zniszczenie typu 3 oraz bardzo wyraźny szczyt na wykresie krzywej ścięcia. Dla większości próbek, które uzyskały wytrzymałość mniejszą od średniej dla danego ciśnienia komorowego zaobserwowano zniszczenie typu 3 lub 1 oraz wyraźny szczyt na krzywej ścięcia. Wartości wyższe od wartości średniej związane były przede wszystkim z mało wyraźnym lub niewyraźnym pikiem na wykresie oraz różnymi mechanizmami zniszczenia, jednak poza poślizgiem po powierzchni warstwowania (typ 3). Dla większości próbek zniszczenie następowało przy odkształceniu w zakresie 4-7%. Wartość

naprężenia znormalizowanego  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f / \sigma_{3f}$  wyniosła od 0.82 do 1.77. Średnia wartość to 1.30 a rozrzut między wartościami maksymalną i minimalną 0.95.

#### 5.5.4. Ciśnienie okólne 600kPa

Dla ciśnienia okólnego równego 600kPa przeprowadzono 16 prób trójosiowego ściskania. W tabeli 5.7. podano uzyskane wyniki. Charakterystyki wytrzymałości przedstawiono na rysunkach 5.11. i 5.12. Wartość naprężenia różnicowego  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$  wyniosła między 608.9kPa a 885.6kPa. Najwyższe wartości uzyskano dla warstwowań bliskich poziomego ( $\alpha=15^\circ$ ) i pionowego ( $\alpha=75^\circ$  i  $90^\circ$ ) a najniższą dla warstw o  $\alpha=45^\circ$ . Z powodu problemów z przygotowaniem odpowiedniej próby nie wykonano oznaczenia dla poziomej laminacji ( $\alpha=0^\circ$ ). Najniższą wartość wytrzymałości uzyskano dla próbki 600/45/1 dla której zaobserwowano zniszczenie typu 3 oraz wyraźny szczyt na wykresie  $(\sigma_1 - \sigma_3) - \varepsilon$ . Dla wszystkich próbek, które uzyskały wytrzymałość mniejszą od średniej dla danego ciśnienia komorowego zaobserwowano zniszczenie typu 3 oraz wyraźny szczyt na krzywej ścięcia. Wartości wyższe od wartości średniej związane były przede wszystkim z mało wyraźnym lub niewyraźnym pikiem na wykresie oraz różnymi mechanizmami zniszczenia, jednak poza poślizgiem po powierzchni warstw (typ 3). Dla większości próbek zniszczenie następowało przy odkształceniu w zakresie 5-7%. Wartość naprężenia znormalizowanego  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f / \sigma_{3f}$  wyniosła od 1.01 do 1.48. Średnia wartość wynosi 1.21 a rozrzut między wartościami maksymalną i minimalną to 0.47.

#### 5.5.5. Ciśnienie okólne 800kPa

Badaniom wytrzymałościowym przy ciśnieniu komorowym równym 800kPa poddano 22 próbki. Wyniki zestawiono w tabeli 5.8. a charakterystyki przedstawiono na rysunkach 5.13. i 5.14. Naprężenie  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$  wyniosło od 639.1kPa do 1077.5kPa. Dla jednej z prób nie osiągnięto wartości maksymalnej, stąd nie jest brana pod uwagę przy dalszych rozważaniach. Najwyższe wartości uzyskano dla warstwowań poziomego ( $\alpha=0^\circ$ ) i pionowego ( $\alpha=90^\circ$ ) a najniższą dla warstw o kącie uwarstwienia równym  $30^\circ$ . Najniższą wartość wytrzymałości uzyskano dla próbki 800/30/3 dla której zaobserwowano zniszczenie typu 1b oraz wyraźny szczyt na wykresie ścinania. Dla większości kształtek, które uzyskały wytrzymałość mniejszą od średniej, zaobserwowano zniszczenie typu 3 lub 1 oraz wyraźny szczyt na krzywej ścięcia.



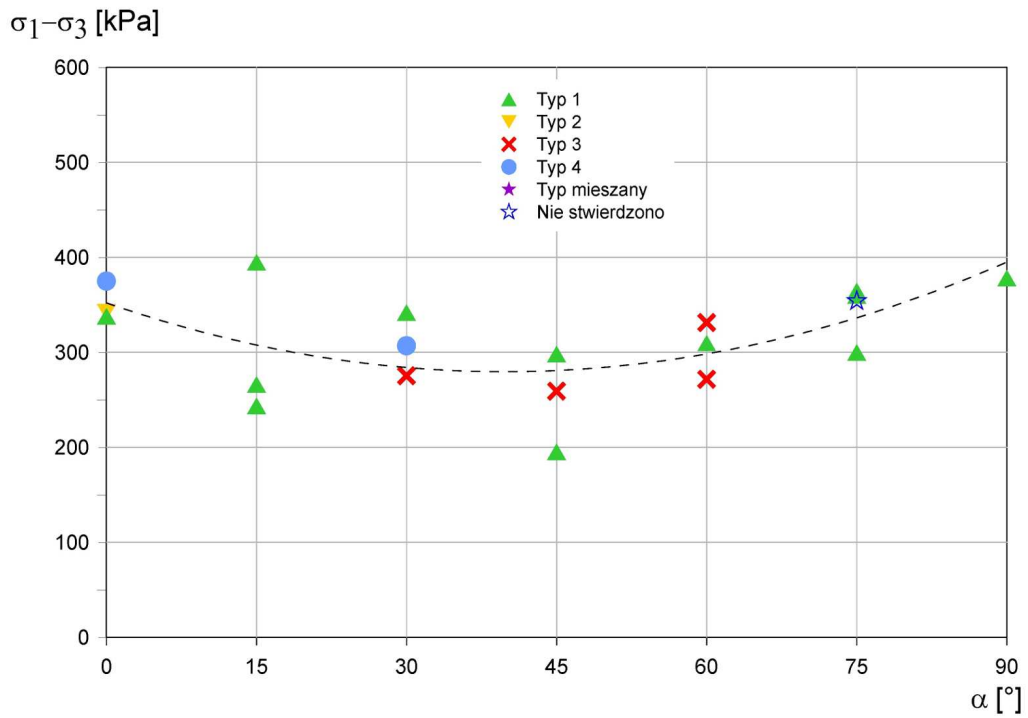
Najwyższe wartości wytrzymałości uzyskano dla próbek z mało wyraźnym lub niewyraźnym pikiem na wykresie oraz różnych mechanizmów zniszczenia. Dla danego ciśnienia okólnego obserwowano wiele przypadków, dla których nie dało się określić jednego typu zniszczenia. Próbki ulegały zniszczeniu w sposób pośredni dla różnych mechanizmów. Jest to jedna z przyczyn odmiennej charakterystyki wytrzymałości oraz uzyskanych niejednoznacznych wyników. Dla większości próbek zniszczenie następowało przy odkształceniu w zakresie 4-7%. Wartość naprężenia znormalizowanego  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f / \sigma_{3f}$  wyniosła od 0.80 do 1.34. Średnia wartość to 0.97 a rozrzut między wartościami maksymalną i minimalną to 0.54. Charakterystyka wytrzymałości dla ciśnienia komorowego 800kPa różni się od pozostałych charakterystyk, jednak wciąż widoczna jest zależność wytrzymałości od kąta orientacji struktury.

#### 5.5.6. Ciśnienie okólne 1000kPa

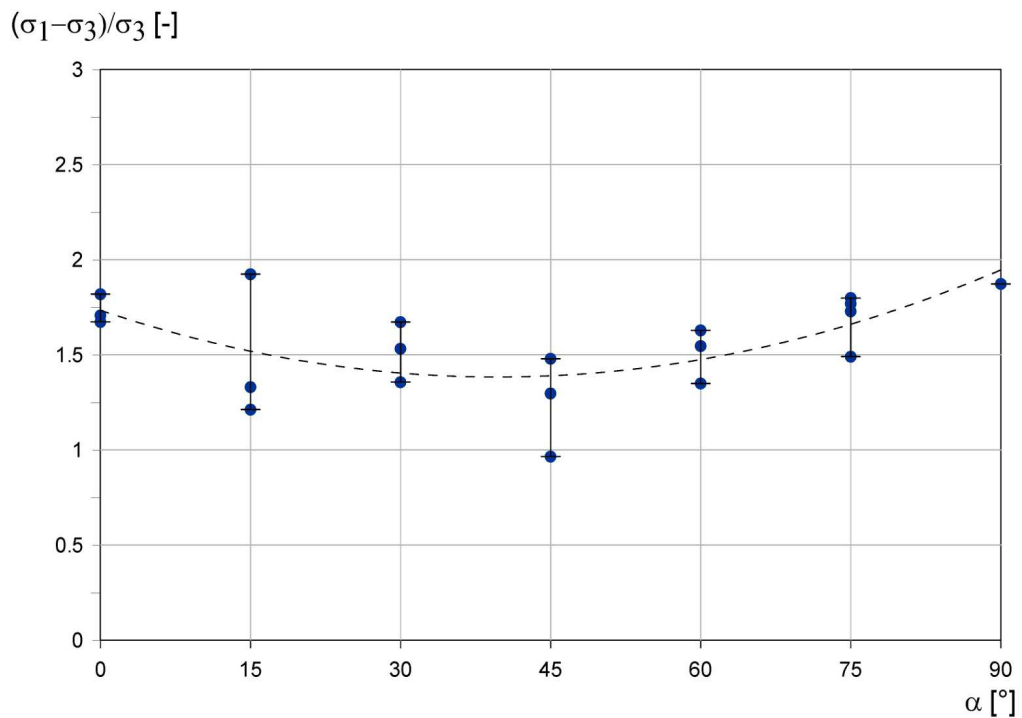
Dla ciśnienia okólnego równego 1000kPa przeprowadzono 15 testów trójosiowego ściskania. W tabeli 5.9. zestawiono wyniki wytrzymałości. Na rysunkach 5.15. i 5.16. przedstawiono zależność wytrzymałości oraz wytrzymałości znormalizowanej od kąta uwarstwienia struktury  $\alpha$ . Uzyskane wartości naprężenia  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$  wyniosły między 867.4kPa a 1356.3kPa. Najwyższe wartości uzyskano dla warstwowań poziomego ( $\alpha=0^\circ$ ) oraz pionowego ( $\alpha=90^\circ$ ) a najniższą dla warstw nachylonych o  $45^\circ$ . Najniższą wartość wytrzymałości uzyskano dla próbki 1000/45/2 dla której zaobserwowano zniszczenie typu 3 oraz mało szczyt na wykresie  $(\sigma_1 - \sigma_3) - \varepsilon$ . Dla większości próbek, które uzyskały wytrzymałość mniejszą od średniej, obserwowano zniszczenie typu 3 lub 1. Najwyższe wartości wytrzymałości uzyskano dla próbek, które uległy zniszczeniu typu 4. Dla ciśnienia okólnego 1000kPa stwierdzono również wiele przypadków, dla których nie dało się wyróżnić jednego typu zniszczenia. Ponadto, przeważają zniszczenia „plastyczne” bez wyraźnej powierzchni poślizgu oraz bez wyraźnego pikę na wykresie ścinania. Dla większości próbek zniszczenie następowało przy odkształceniu w zakresie 5-8%. Wartość naprężenia znormalizowanego  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f / \sigma_{3f}$  wyniosła od 0.87 do 1.35. Średnia wartość to 1.00 a rozrzut między wartościami maksymalną i minimalną to 0.48. Na wykresach widać, że środkowa część charakterystyki tj. pomiędzy  $\alpha=15^\circ$  a  $\alpha=75^\circ$  jest wyraźnie wypłaszczone.

Tabela 5.5. Zestawienie wyników ścinania dla  $\sigma_3=200\text{kPa}$ 

Lp.	Nr próby	Kąt $\alpha$ [°]	Ciśnienie $\sigma_{3f}$ [kPa]	Wytrzymałość $(\sigma_1-\sigma_3)_f$ [kPa]	Odkształcenie $\varepsilon_f$ [%]	Wytrzymałość $(\sigma_1-\sigma_3)_f/\sigma_{3f}$ [-]	Szczyt na krzywej $(\sigma_1-\sigma_3)-\varepsilon$	Typ zniszczenia
1	200/0/1	0	200.5	342.4	6.10	1.71	Niewyraźny	2
2	200/0/2	0	202.1	338.2	6.77	1.67	Mało wyraźny	1a
3	200/0/3	0	206.2	375.1	9.68	1.82	Niewyraźny	4a
4	200/15/1	15	200.1	266.3	3.42	1.33	Wyraźny	1b
5	200/15/2	15	201.1	243.8	3.12	1.21	Wyraźny	1b
6	200/15/3	15	205.3	395.0	6.85	1.92	Niewyraźny	1b
7	200/30/1	30	200.5	307.2	6.74	1.53	Mało wyraźny	4a
8	200/30/2	30	203.2	275.7	5.33	1.36	Bardzo wyraźny	3
9	200/30/3	30	204.5	342.0	5.05	1.67	Wyraźny	1b
10	200/45/1	45	199.9	259.3	2.58	1.30	Wyraźny	3
11	200/45/2	45	202.4	195.4	1.84	0.97	Bardzo wyraźny	1a
12	200/45/3	45	201.6	298.3	3.73	1.48	Wyraźny	1b
13	200/60/1	60	200.5	310.0	5.47	1.55	Wyraźny	1a
14	200/60/2	60	201.4	271.8	3.55	1.35	Wyraźny	3
15	200/60/3	60	203.6	331.6	5.44	1.63	Niewyraźny	3
16	200/75/1	75	202.7	364.6	7.59	1.80	Mało wyraźny	1a
17	200/75/2	75	201.2	300.0	4.83	1.49	Wyraźny	1b
18	200/75/3	75	203.5	360.0	4.51	1.77	Mało wyraźny	1a
19	200/75/4	75	204.9	354.4	4.53	1.73	Mało wyraźny	-
20	200/90/1	90	202.0	378.4	7.10	1.87	Mało wyraźny	1a



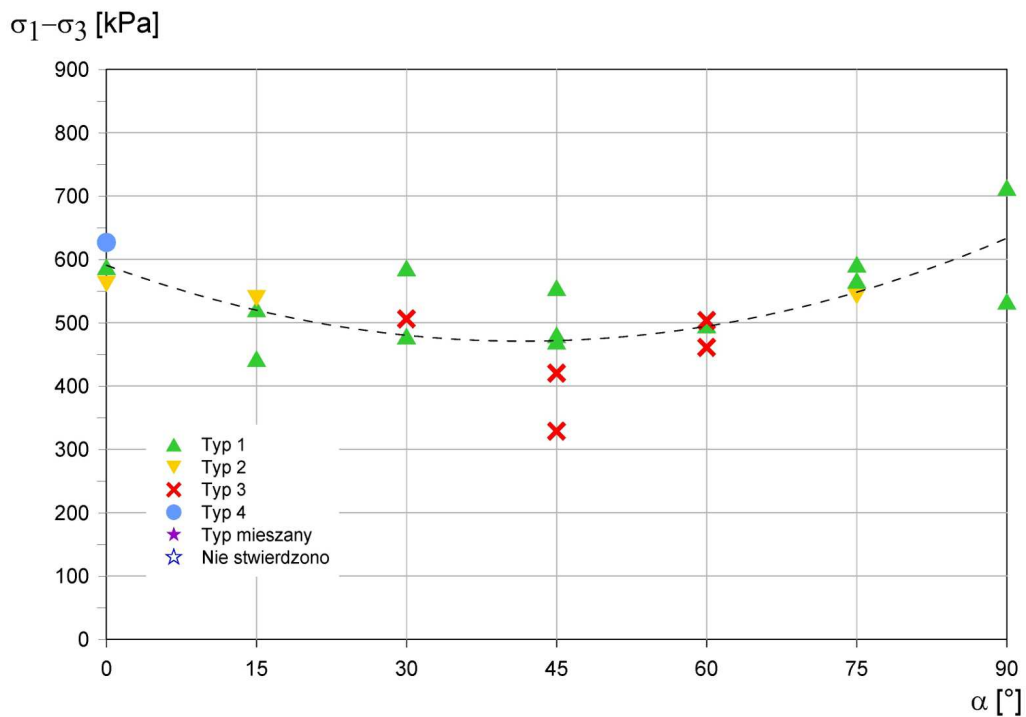
Rysunek 5.7. Wykres zależności naprężenia  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego 200kPa z uwzględnieniem typów zniszczenia..



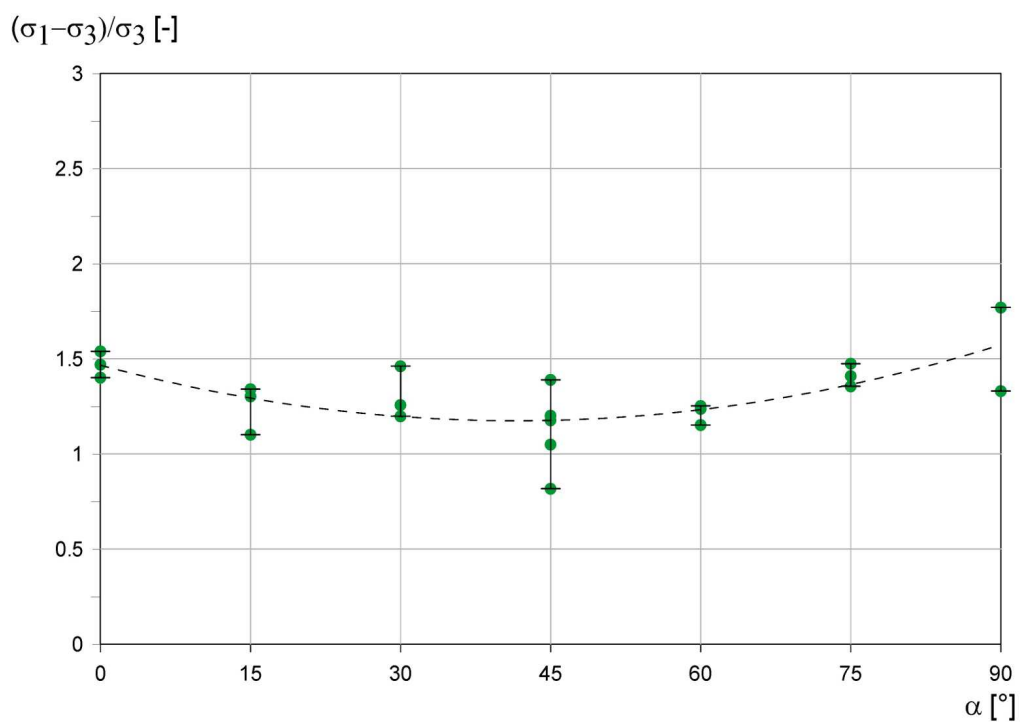
Rysunek 5.8. Wykres zależności naprężenia znormalizowanego  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f / \sigma_{3f}$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego  $\sigma_3 = 200$  kPa.

Tabela 5.6. Zestawienie wyników ścinania dla  $\sigma_3=400\text{kPa}$ 

Lp.	Nr próby	Kąt $\alpha$ [°]	Ciśnienie $\sigma_{3f}$ [kPa]	Wytrzymałość $(\sigma_1-\sigma_3)_f$ [kPa]	Odkształcenie $\varepsilon_f$ [%]	Wytrzymałość $(\sigma_1-\sigma_3)_f/\sigma_{3f}$ [-]	Szczyt na krzywej $(\sigma_1-\sigma_3)-\varepsilon$	Typ zniszczenia
1	400/0/1	0	400.7	561.5	7.53	1.40	Niewyraźny	2
2	400/0/2	0	400.3	588.5	5.77	1.47	Niewyraźny	1a
3	400/0/3	0	407.2	627.0	11.14	1.54	Niewyraźny	4a
4	400/15/1	15	402.7	443.5	4.58	1.10	Bardzo wyraźny	1b
5	400/15/2	15	400.6	522.0	5.49	1.30	Wyraźny	1a
6	400/15/3	15	401.7	538.7	7.49	1.34	Niewyraźny	2
7	400/30/1	30	401.4	586.8	6.71	1.46	Wyraźny	1b
8	400/30/2	30	399.8	479.1	4.21	1.20	Wyraźny	1b
9	400/30/3	30	402.6	506.3	3.85	1.26	Mało wyraźny	3
10	400/45/1	45	400.6	481.2	5.49	1.20	Wyraźny	1a
11	400/45/2	45	400.7	420.7	4.53	1.05	Mało wyraźny	3
12	400/45/3	45	402.3	328.9	2.91	0.82	Bardzo wyraźny	3
13	400/45/4	45	400.0	555.8	4.96	1.39	Mało wyraźny	1b
14	400/45/5	45	400.0	471.0	5.05	1.18	Niewyraźny	1b
15	400/60/1	60	401.6	496.8	4.95	1.24	Wyraźny	1a
16	400/60/2	60	400.4	461.3	4.19	1.15	Bardzo wyraźny	3
17	400/60/3	60	402.1	503.6	6.20	1.25	Niewyraźny	3
18	400/75/1	75	399.8	542.1	4.17	1.36	Wyraźny	2
19	400/75/2	75	402.0	592.8	4.50	1.47	Mało wyraźny	1b
20	400/75/3	75	402.4	567.3	5.95	1.41	Niewyraźny	1a
21	400/90/1	90	401.2	533.9	5.33	1.33	Wyraźny	1a
22	400/90/2	90	403.3	713.8	9.10	1.77	Niewyraźny	1a



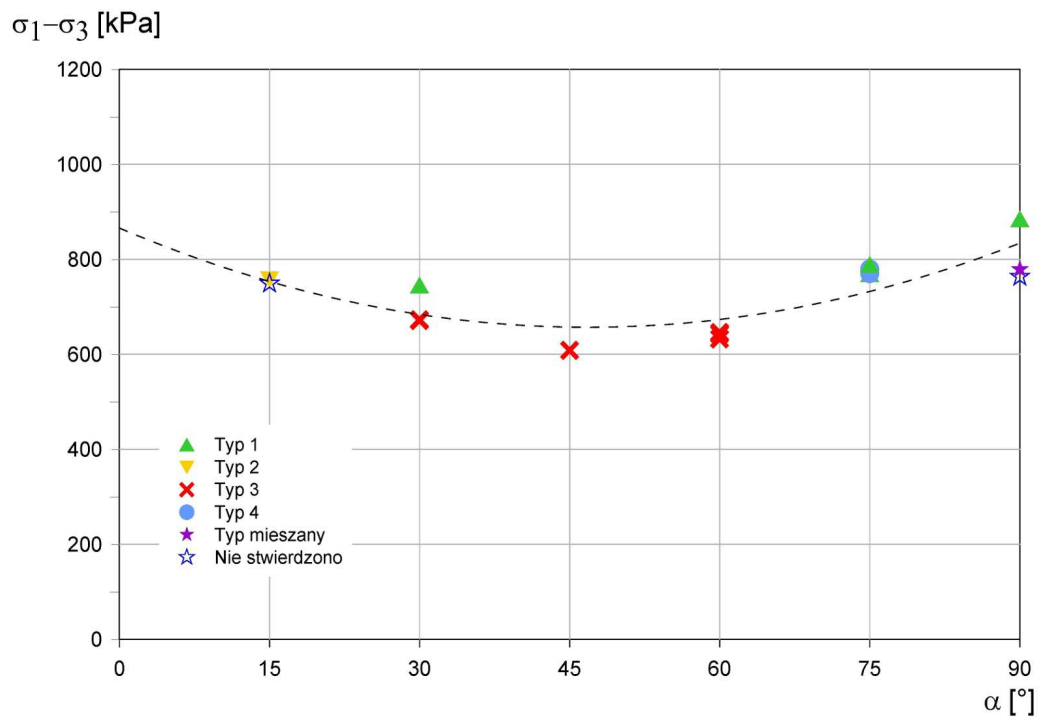
Rysunek 5.9. Wykres zależności naprężenia  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego 400kPa z uwzględnieniem typów zniszczenia.



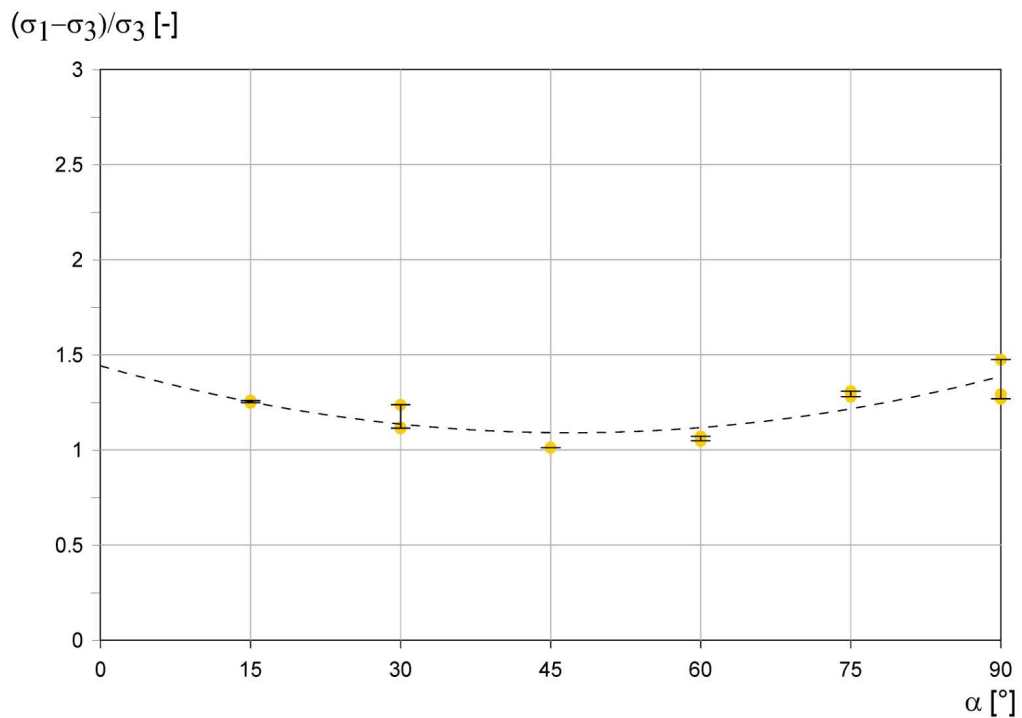
Rysunek 5.10. Wykres zależności naprężenia znormalizowanego  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f / \sigma_{3f}$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego  $\sigma_3 = 400$ kPa.

Tabela 5.7. Zestawienie wyników ścinania dla  $\sigma_3=600\text{kPa}$ 

Lp.	Nr próby	Kąt $\alpha$ [°]	Ciśnienie $\sigma_{3f}$ [kPa]	Wytrzymałość $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ [kPa]	Odkształcenie $\varepsilon_f$ [%]	Wytrzymałość $(\sigma_1 - \sigma_3)_f / \sigma_{3f}$ [-]	Szczyt na krzywej $(\sigma_1 - \sigma_3) - \varepsilon$	Typ zniszczenia
1	600/15/1	15	601.7	757.9	8.25	1.26	Niewyraźny	2
2	600/15/2	15	600.5	749.6	7.38	1.25	Mało wyraźny	-
3	600/30/1	30	601.8	673.3	4.55	1.12	Wyraźny	3
4	600/30/2	30	603.0	746.1	6.74	1.24	Wyraźny	1b
5	600/30/3	30	602.5	671.6	7.00	1.11	Mało wyraźny	3
6	600/45/1	45	601.7	608.9	4.56	1.01	Wyraźny	3
7	600/60/1	60	602.2	643.1	5.51	1.07	Bardzo wyraźny	3
8	600/60/2	60	603.1	646.4	5.24	1.07	Wyraźny	3
9	600/60/3	60	603.5	632.8	5.60	1.05	Wyraźny	3
10	600/75/1	75	601.1	779.6	5.35	1.30	Mało wyraźny	4b
11	600/75/2	75	601.2	769.9	4.95	1.28	Wyraźny	1b
12	600/75/3	75	601.5	770.6	5.89	1.28	Wyraźny	4a / 4b
13	600/75/4	75	603.4	789.6	5.30	1.31	Mało wyraźny	1a
14	600/90/1	90	601.7	764.0	10.25	1.27	Niewyraźny	-
15	600/90/2	90	600.4	885.6	7.17	1.48	Niewyraźny	1b
16	600/90/3	90	603.0	779.2	6.16	1.29	Mało wyraźny	4b / 1a



Rysunek 5.11. Wykres zależności naprężenia  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego 600kPa z uwzględnieniem typów zniszczenia.

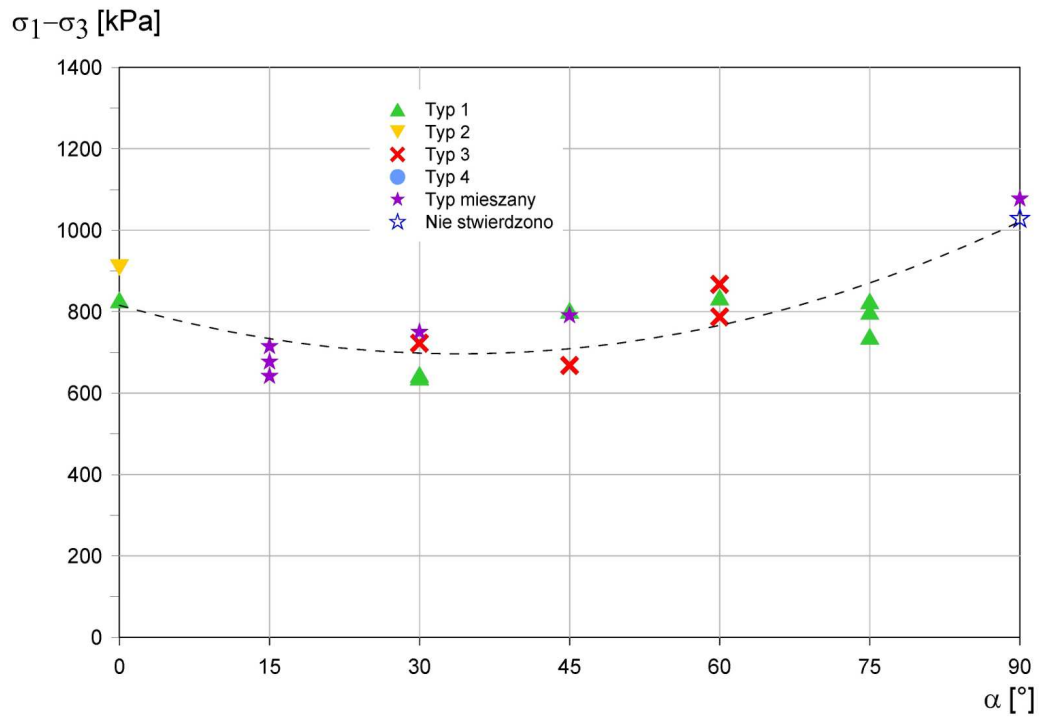


Rysunek 5.12. Wykres zależności naprężenia znormalizowanego  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f / \sigma_{3f}$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego  $\sigma_3 = 600$  kPa.

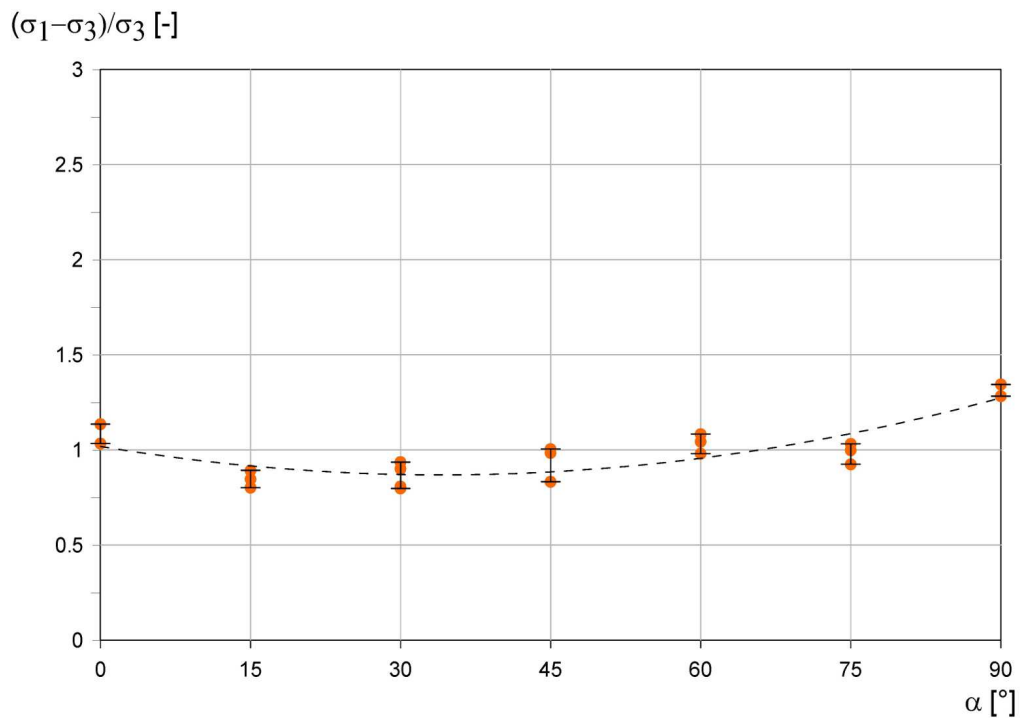
Tabela 5.8. Zestawienie wyników ścinania dla  $\sigma_3=800\text{kPa}$ 

Lp.	Nr próby	Kąt $\alpha$ [°]	Ciśnienie $\sigma_{3f}$ [kPa]	Wytrzymałość $(\sigma_1-\sigma_3)_f$ [kPa]	Odkształcenie $\varepsilon_f$ [%]	Wytrzymałość $(\sigma_1-\sigma_3)_f/\sigma_{3f}$ [-]	Szczyt na krzywej $(\sigma_1-\sigma_3)-\varepsilon$	Typ zniszczenia
1	800/0/1	0	802.1	829.3	7.40	1.03	Wyraźny	1b
2	800/0/2	0	800.0	908.7	8.96	1.14	Niewyraźny	2
3	800/15/1	15	800.5	642.1	4.02	0.80	Bardzo wyraźny	1b / 3
4	800/15/2	15	801.4	715.2	5.20	0.89	Mało wyraźny	1b / 3
5	800/15/3	15	800.1	677.5	5.93	0.85	Niewyraźny	3 / 4a
6	800/30/1	30	799.9	646.7	3.30	0.81	Bardzo wyraźny	1b
7	800/30/2	30	801.0	640.8	4.42	0.80	Bardzo wyraźny	1b
8	800/30/3	30	801.0	639.1	4.44	0.80	Bardzo wyraźny	1b
9	800/30/4	30	801.4	722.7	5.77	0.90	Wyraźny	3
10	800/30/5	30	801	750.1	4.51	0.94	Bardzo wyraźny	1b / 3
11	800/45/1	45	799.9	803.8	5.10	1.00	Bardzo wyraźny	1b
12	800/45/2	45	803.1	791.0	4.32	0.98	Wyraźny	1b / 3
13	800/45/3	45	802.7	668.5	4.03	0.83	Wyraźny	3
14	800/60/1	60	801.0	867.7	5.56	1.08	Mało wyraźny	3
15	800/60/2	60	801.4	836.6	6.90	1.04	Wyraźny	1b
16	800/60/3	60	803.1	787.3	4.9	0.98	Wyraźny	3
17	800/75/1	75	801.0	826.8	6.65	1.03	Wyraźny	1b
18	800/75/2	75	802.0	801.2	5.59	1.00	Wyraźny	1b
19	800/75/3	75	800.1	740.1	4.33	0.93	Wyraźny	1b
20	800/90/1	90	-	-	-	-	-	-
21	800/90/2	90	801.9	1028.7	9.93	1.28	Niewyraźny	4b / 1a
22	800/90/3	90	801.4	1077.5	10.22	1.34	Niewyraźny	4a / 4b





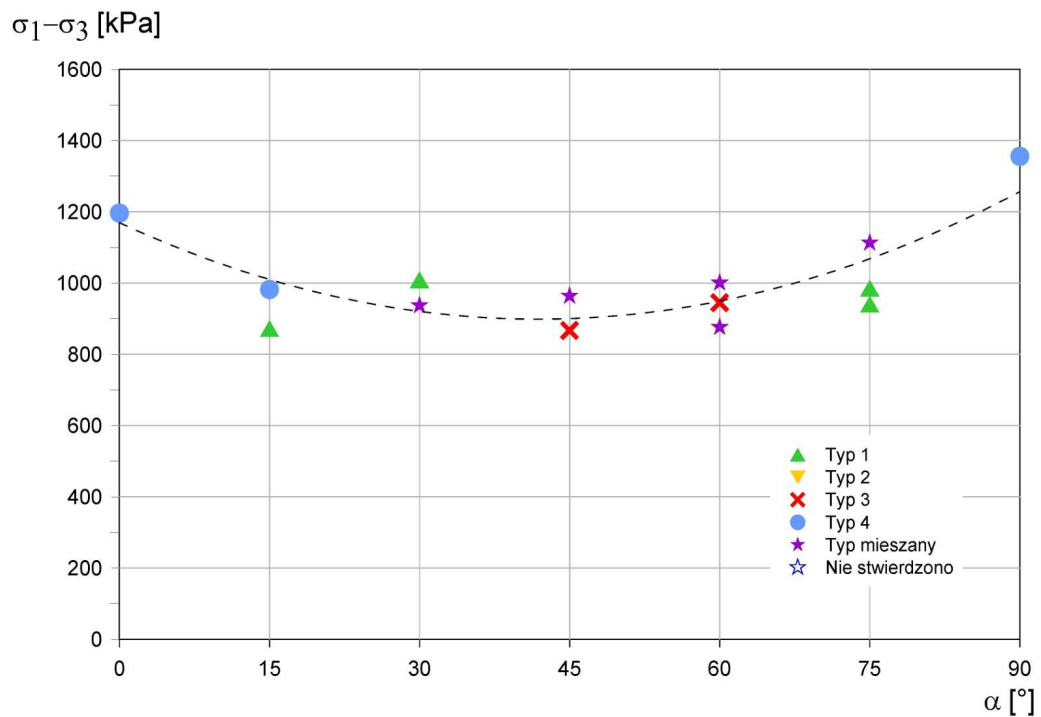
Rysunek 5.13. Wykres zależności naprężenia  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego 800kPa z uwzględnieniem typów zniszczenia.



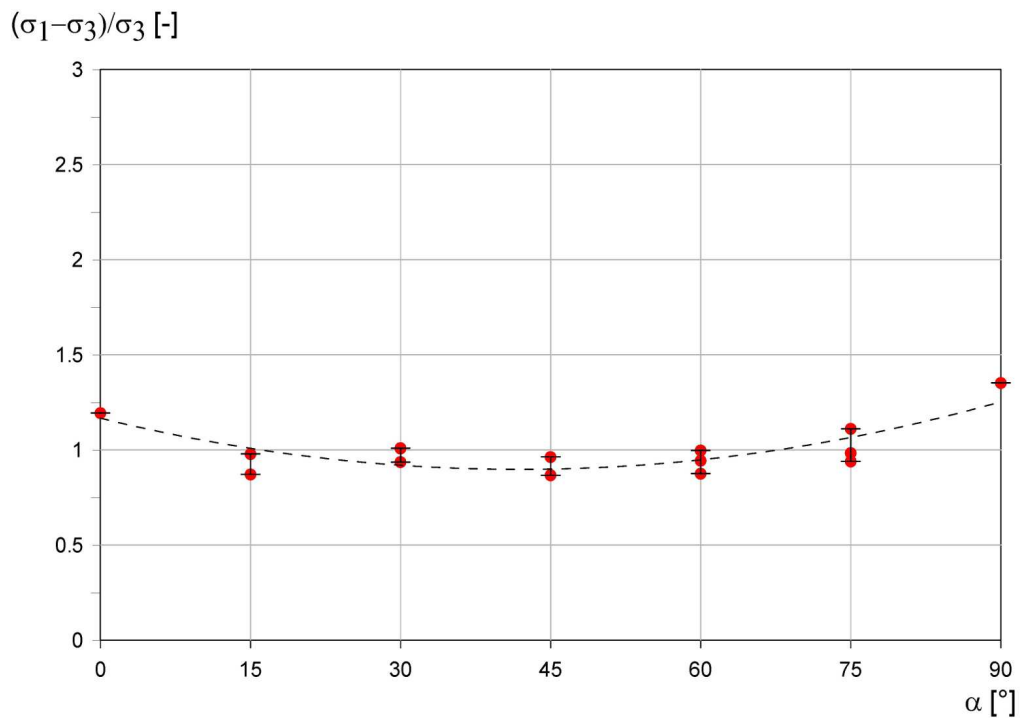
Rysunek 5.14. Wykres zależności naprężenia znormalizowanego  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f / \sigma_{3f}$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego  $\sigma_3 = 800$  kPa.

Tabela 5.9. Zestawienie wyników ścinania dla  $\sigma_3=1000\text{kPa}$ 

Lp.	Nr próby	Kąt $\alpha$ [°]	Ciśnienie $\sigma_{3f}$ [kPa]	Wytrzymałość $(\sigma_1-\sigma_3)_f$ [kPa]	Odkształcenie $\varepsilon_f$ [%]	Wytrzymałość $(\sigma_1-\sigma_3)_f/\sigma_{3f}$ [-]	Szczyt na krzywej $(\sigma_1-\sigma_3)-\varepsilon$	Typ zniszczenia
1	1000/0/1	0	1002.1	1196.9	12.47	1.19	Niewyraźny	4a
2	1000/15/1	15	1003.3	982.5	11.03	0.98	Niewyraźny	4a
3	1000/15/2	15	1001.1	872.6	7.06	0.87	Mało wyraźny	1a
4	1000/30/1	30	1001.2	937.5	8.41	0.94	Niewyraźny	3 / 4a
5	1000/30/2	30	1000.6	1009.1	4.62	1.01	Bardzo wyraźny	1b
6	1000/30/3	30	1000.2	1009.8	5.55	1.01	Wyraźny	1b
7	1000/45/1	45	1001.3	964.4	7.47	0.96	Niewyraźny	1b / 3
8	1000/45/2	45	1000.2	867.4	5.44	0.87	Niewyraźny	3
9	1000/60/1	60	1001.1	876.7	4.77	0.88	Wyraźny	3 / 1b
10	1000/60/2	60	1001.3	945.5	5.79	0.94	Mało wyraźny	3
11	1000/60/3	60	1003.9	1001.3	5.61	1.00	Wyraźny	3 / 4a
12	1000/75/1	75	1001.6	986.0	3.86	0.98	Bardzo wyraźny	1a
13	1000/75/2	75	1001.5	941.4	6.08	0.94	Niewyraźny	1a
14	1000/75/3	75	1002.2	1113.8	5.97	1.11	Wyraźny	1a / 4b
15	1000/90/1	90	1002.9	1356.3	9.16	1.35	Niewyraźny	4b



Rysunek 5.15. Wykres zależności naprężenia  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego 1000kPa z uwzględnieniem typów zniszczenia.



Rysunek 5.16. Wykres zależności naprężenia znormalizowanego  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f / \sigma_{3f}$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego  $\sigma_3 = 1000\text{kPa}$ .

### 5.5.7. Linie wytrzymałości granicznej w funkcji ciśnienia okólnego

Wyniki badań w aparacie trójosiowego ściskania przeanalizowano również pod kątem zależności wytrzymałości od ciśnienia okólnego. W tym celu wykreślono linie wytrzymałości granicznej dla kolejnych wartości kąta orientacji struktury w funkcji ciśnienia komorowego. Wykresy przedstawiono w 3 standardowych układach tj.  $\sigma_1$ - $\sigma_3$ , q-p oraz t-s, w przestrzeni naprężeń całkowitych. Wartości q, p, t i s wyliczono z następujących wzorów:

$$q = (\sigma_{1f} - \sigma_{3f}), \quad (5.1)$$

$$p = \frac{(\sigma_{1f} + 2\sigma_{3f})}{3}, \quad (5.2)$$

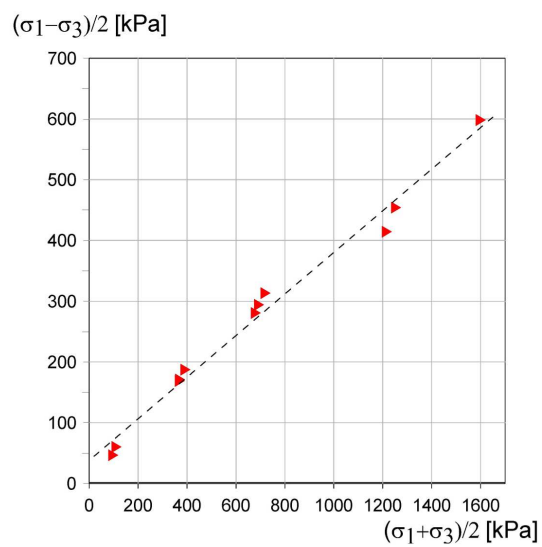
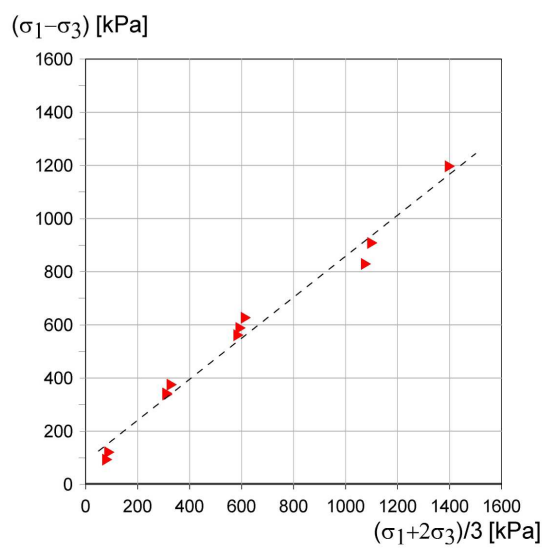
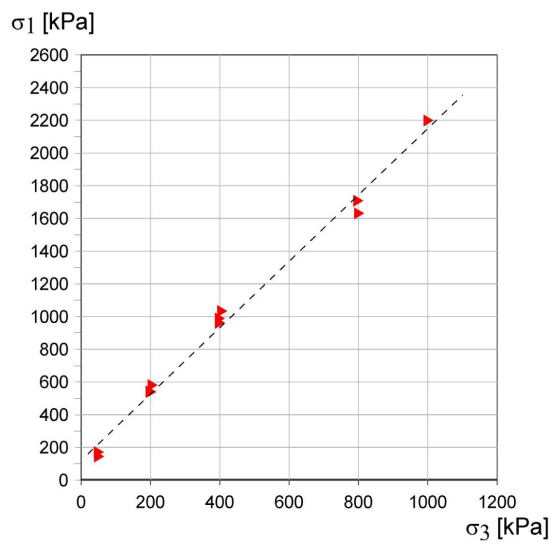
$$t = \frac{(\sigma_{1f} - \sigma_{3f})}{2}, \quad (5.3)$$

$$s = \frac{(\sigma_{1f} + \sigma_{3f})}{2}, \quad (5.4)$$

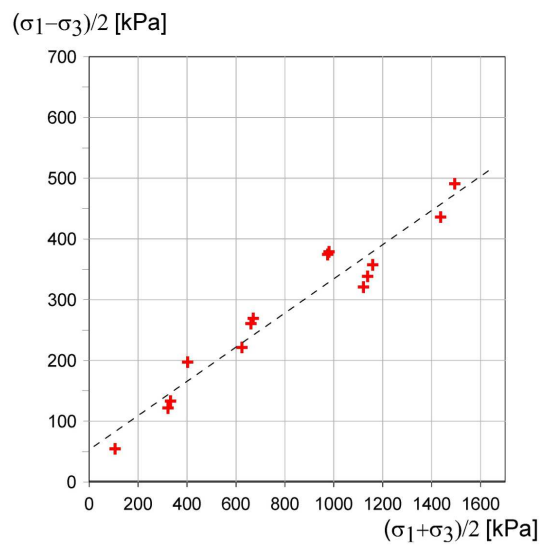
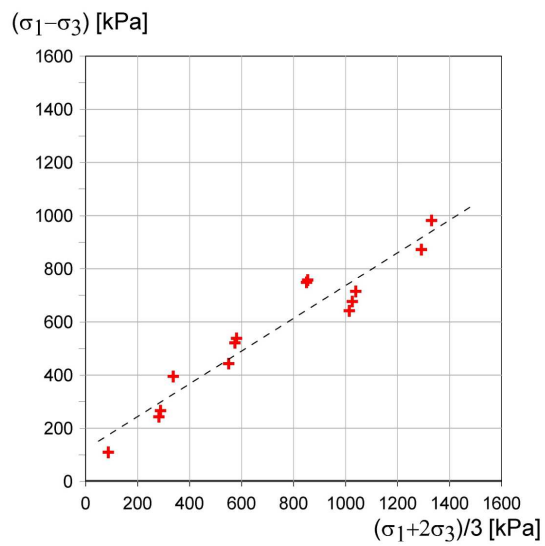
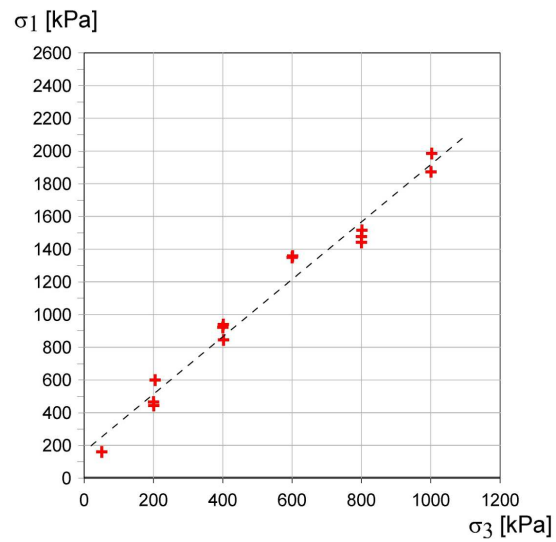
z wykorzystaniem wielkości naprężeń odpowiadających momentowi zniszczenia próbek. Linie graniczne dla każdego kąta uwarstwienia przedstawiono na wykresach 5.17-5.23. We wszystkich przypadkach punkty odpowiadające wytrzymałości gruntu na większości wykresów układają się liniowo, jednak dla najniższego ciśnienia okólnego 50kPa dla wszystkich orientacji obserwuje się wartości niższe od wyznaczonej linii trendu. Dla różnych orientacji struktury obserwuje się odmienne nachylenia linii, co oznacza, że grunt o innej orientacji warstwowania wykazuje inne parametry wytrzymałościowe, co świadczy o anizotropii takiego materiału.

### 5.5.8. Wnioski

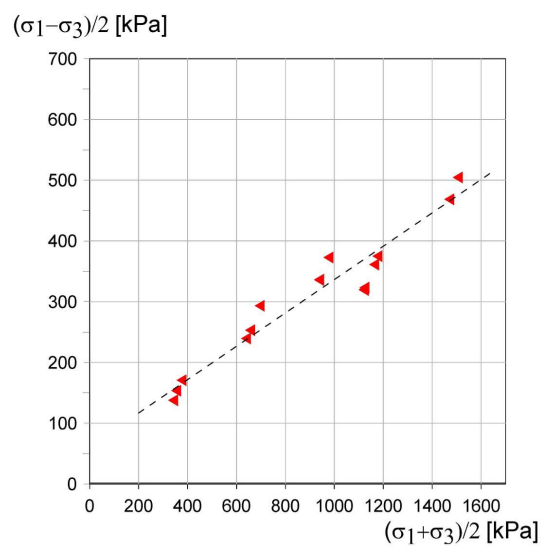
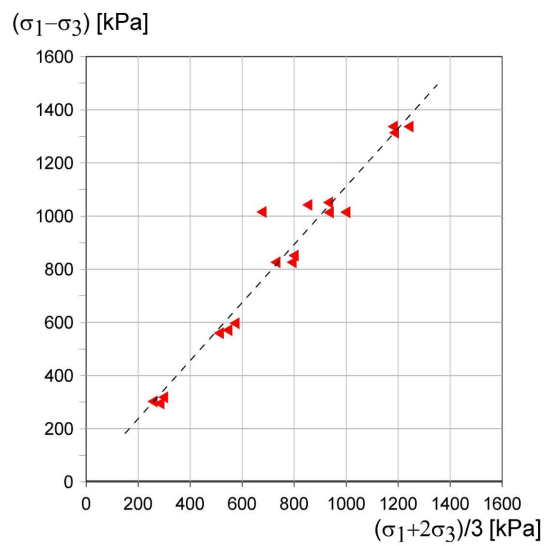
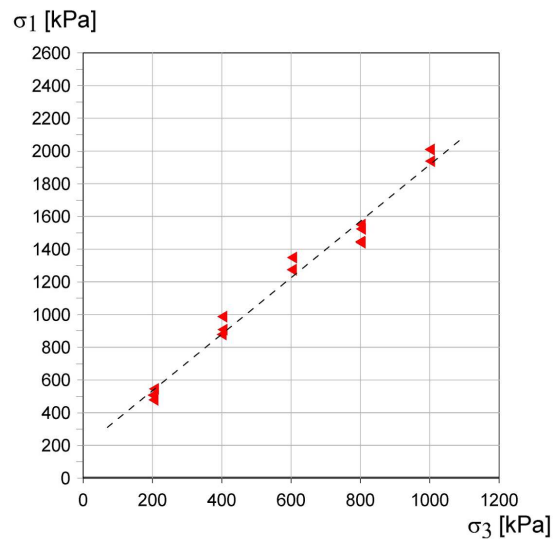
W rozdziałach 5.5.1.-5.5.7. przedstawiono wyniki testów trójosiowego ściskania mających na celu laboratoryjną identyfikację wytrzymałości iłu warwowego. Kierunkowe charakterystyki wytrzymałości wyraźnie pokazują anizotropię badanego materiału. Zestawienie wyznaczonych wartości naprężenia różnicowego  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$  dla wszystkich 6 ciśnień okólnych przedstawiono w tabeli 5.10. Dla większości ciśnień komorowych (poza 800kPa), wartość minimalną uzyskano dla kąta  $\alpha = 45^\circ$ . Wartość maksymalna odpowiadała pionowej laminacji ( $\alpha = 90^\circ$ ) dla większości ciśnień okólnych (poza 200kPa). Dla wszystkich ciśnień komorowych charakter zależności wytrzymałości od orientacji mikrostruktury jest podobny. Wyjątkiem jest ciśnienie okólne 800kPa, dla którego uzyskano niejednoznaczne wyniki.



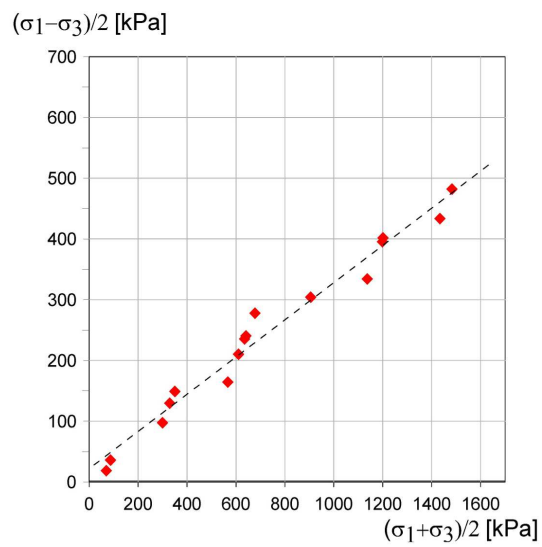
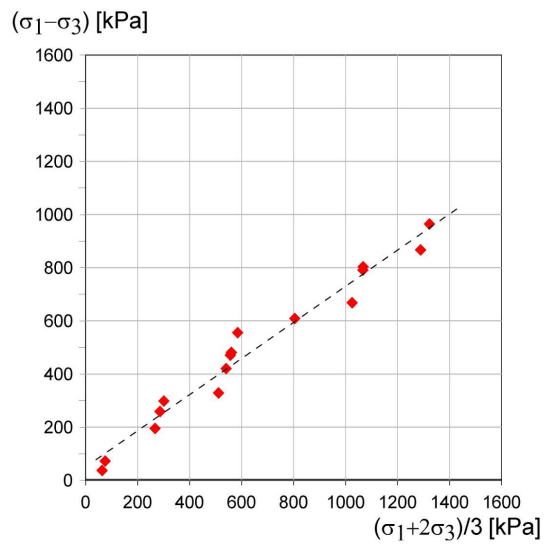
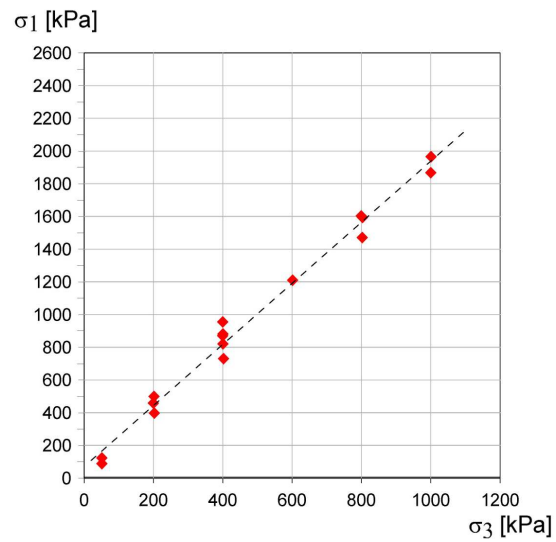
Rysunek 5.17. Linie wytrzymałości granicznej dla kąta uwarstwienia  $\alpha=0^\circ$



Rysunek 5.18. Linie wytrzymałości granicznej dla kąta uwarstwienia  $\alpha=15^\circ$

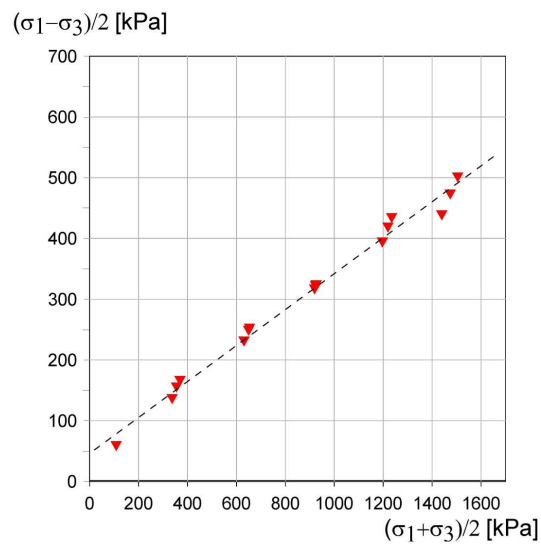
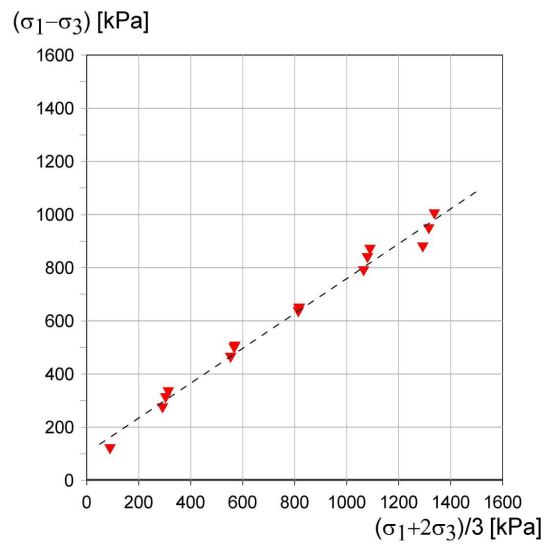
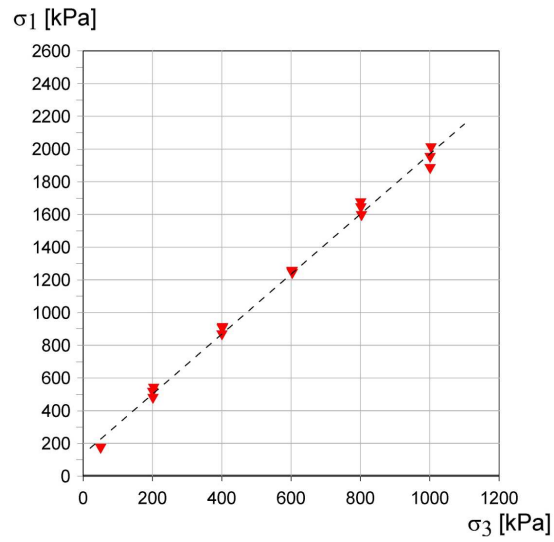


Rysunek 5.19. Linie wytrzymałości granicznej dla kąta uwarstwienia  $\alpha=30^\circ$

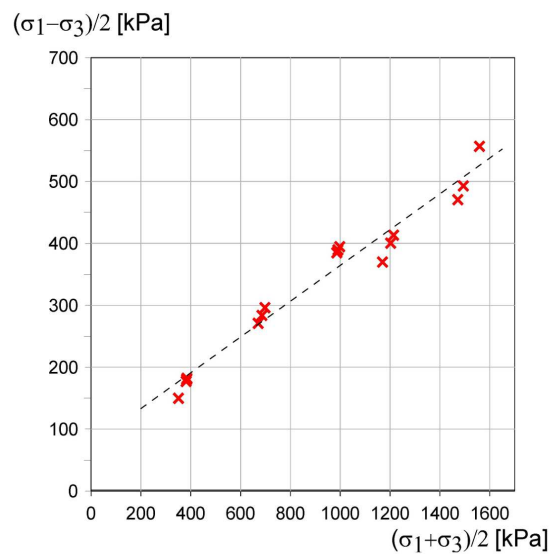
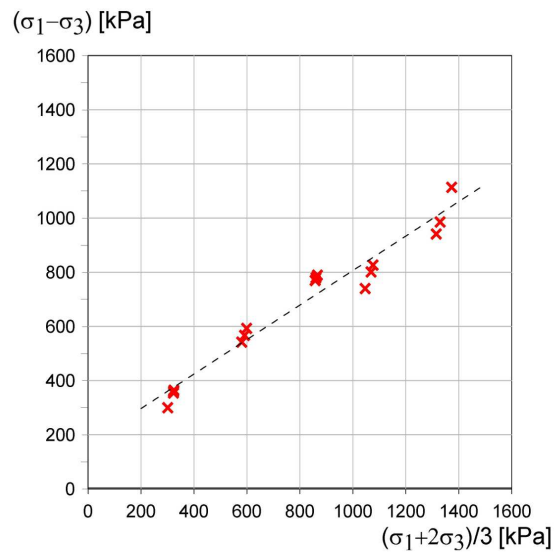
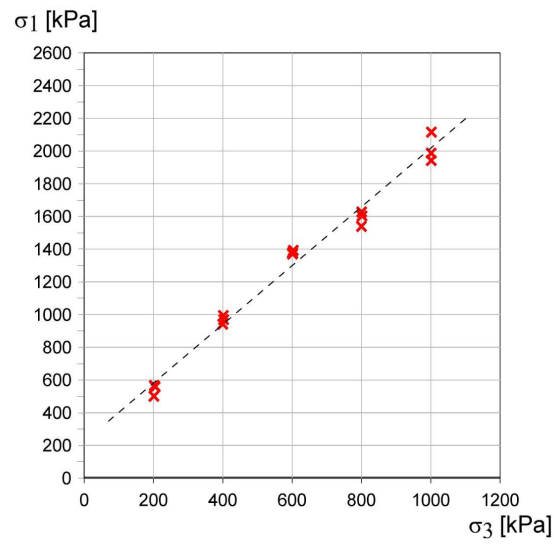


Rysunek 5.20. Linie wytrzymałości granicznej dla kąta uwarstwienia  $\alpha=45^\circ$

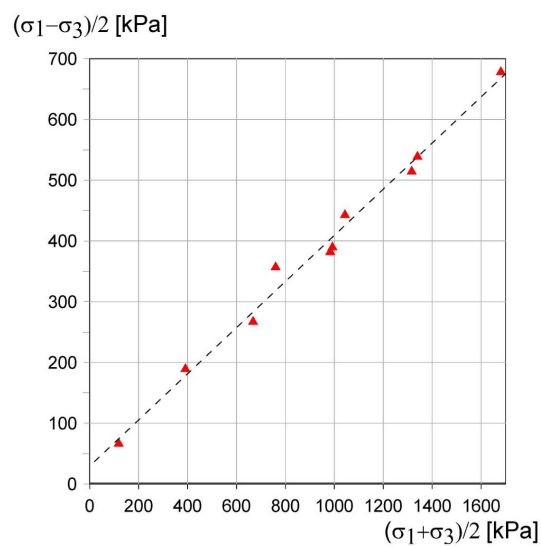
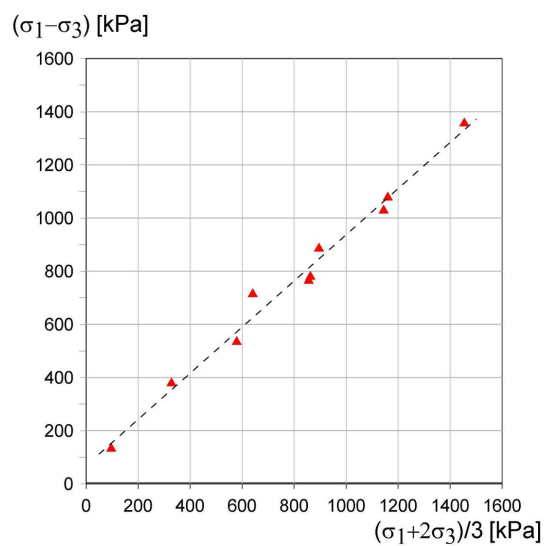
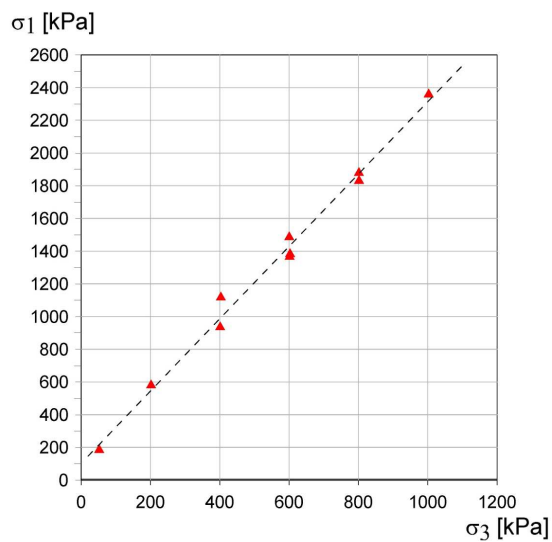




Rysunek 5.21. Linie wytrzymałości granicznej dla kąta uwarstwienia  $\alpha=60^\circ$



Rysunek 5.22. Linie wytrzymałości granicznej dla kąta uwarstwienia  $\alpha=75^\circ$



Rysunek 5.23. Linie wytrzymałości granicznej dla kąta uwarstwienia  $\alpha=90^\circ$

Porównanie uzyskanych wyników dla różnych ciśnień komorowych można przeprowadzić z wykorzystaniem procedury normalizacji ciśnieniem komorowym. Wyznaczone wartości wytrzymałości po normalizacji ciśnieniem komorowym, zestawiono w tabeli 5.11. Wraz ze wzrostem ciśnienia komorowego maleje średnia wartość naprężenia znormalizowanego  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f / \sigma_{3f}$ . Średnia ta dla ciśnień komorowych 800kPa i 100kPa jest bliska 1, co oznacza, że uzyskiwane maksymalne naprężenia różnicowe odpowiadają wartości przyłożonego ciśnienia komorowego. Wraz ze wzrostem ciśnienia komorowego maleje też rozrzut uzyskiwanych wyników tj. zanikają efekty anizotropii. Największy zakres uzyskano dla najniższego ciśnienia 50kPa i wyniósł on 1.81. Z kolei dla ciśnień 600-100kPa wartość ta jest już stała i wynosi ok. 0.5.

W trakcie badań wytrzymałościowych gruntu obserwowano różne mechanizmy zniszczenia i ich wpływ na uzyskiwane wyniki. Ścięcie gruntu w poprzek próbki (Typy 1a i 1b), niezgodnie z orientacją uwarstwienia, obserwowano dla różnych orientacji

Tabela 5.10. Zestawienie wyników oceny wytrzymałości gruntu

		Ciśnienie komorowe $\sigma_3$ [kPa]					
		50	200	400	600	800	1000
Wartość minimalna	$(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ [kPa]	37,4	195,4	328,9	608,9	639,1	867,4
	$\alpha$ [°]	45	45	45	45	30	45
Wartość maksymalna	$(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ [kPa]	132,7	395,0	719,8	885,6	1077,5	1356,3
	$\alpha$ [°]	90	15	90	90	90	90
Wartość średnia	$(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ [kPa]	<b>97,7</b>	<b>315,5</b>	<b>523,8</b>	<b>729,3</b>	<b>781,0</b>	<b>1004,1</b>
Zakres	$(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ [kPa]	95,3	199,6	390,9	276,7	438,4	488,9

Tabela 5.11. Zestawienie wyników znormalizowanej wytrzymałości gruntu

		Ciśnienie komorowe $\sigma_3$ [kPa]					
		50	200	400	600	800	1000
Wartość minimalna	$(\sigma_1 - \sigma_3)_f / \sigma_{3f}$ [-]	0,73	0,97	0,82	1,01	0,80	0,87
	$\alpha$ [°]	45	45	45	45	30	45
Wartość maksymalna	$(\sigma_1 - \sigma_3)_f / \sigma_{3f}$ [-]	2,54	1,92	1,77	1,48	1,34	1,35
	$\alpha$ [°]	90	15	90	90	90	90
Wartość średnia	$(\sigma_1 - \sigma_3)_f / \sigma_{3f}$ [-]	<b>1,9</b>	<b>1,56</b>	<b>1,30</b>	<b>1,21</b>	<b>0,97</b>	<b>1,00</b>
Zakres	$(\sigma_1 - \sigma_3)_f / \sigma_{3f}$ [-]	1,81	0,95	0,95	0,47	0,54	0,48

mikrostruktury i nie zaobserwowano jego korelacji z uzyskiwanymi wynikami wytrzymałości. W zależności od próbki, szczyt na wykresie był lepiej lub gorzej wykształcony a uzyskana wartość wytrzymałości była mniejsza bądź większa od wartości średniej. Typ 2, tj. pojawienie się wielokrotnych powierzchni ścięcia, występował prawie wyłącznie dla orientacji bliskiej poziomej tj.  $\alpha=0^\circ$  i  $\alpha=15^\circ$ . Taki mechanizm zniszczenia skutkuje brakiem wyraźnego pik na krzywej ścięcia oraz wyższymi od średniej wartościami wytrzymałości. Ścięcie zgodne z przebiegiem uwarstwienia (Typ 3) występowało jedynie dla pewnych nachyleń struktury tj. dla  $\alpha=30^\circ-60^\circ$ . Wyjątkiem jest ciśnienie komorowe 800kPa, dla którego powierzchnia poślizgu pojawiała się dla próbek o  $\alpha=15^\circ$ , jednak występowała ona wraz ze zniszczeniem innego typu. Ścięcie po powierzchni warstwowania w większości przypadków jest związane z wyraźnym szczytem na wykresie oraz dużo niższą wytrzymałością od wartości średniej. Dla materiału dwuskładnikowego, jakim jest it warwowy, wskazuje to, że jeden ze składników jest wyraźnie słabszy od drugiego i to w nim następuje zniszczenie. Makroskopowo obserwowano zniszczenie i pęknięcie w warstwie jasnej – pylasto-piaszczystej. Deformacje typu 4 wystąpiły przede wszystkim dla wyższych ciśnień okólnych i głównie w przypadku laminacji bliskich poziomym i pionowym tj.  $\alpha=0^\circ, 15^\circ, 75^\circ, 90^\circ$ . Dla tego mechanizmu nie występuje pik na krzywej ścięcia a uzyskane wartości wytrzymałości są wyższe od wartości średnich dla danego ciśnienia. Dla części kształtek nie zaobserwowano żadnego typu zniszczenia, co spowodowane było prawdopodobnie zbyt krótkim czasem badania. Oprócz orientacji uwarstwienia na występowanie danego typu zniszczenia ma wpływ również zadane ciśnienie okólne. Dla niższych ciśnień dominuje typ zniszczenia 1 i 3. Dla wyższych ciśnień, pojawiły się złożone mechanizmy zniszczenia oraz zniszczenie „plastyczne” (Typ 4), co skutkuje mniejszymi efektami anizotropii widocznymi w uzyskiwanych wynikach wytrzymałości. Obserwowane zależności wyraźnie wskazują, że anizotropia wytrzymałości jest silnie związana z mechanizmami zniszczenia gruntu. W określonych warunkach (orientacja próby i ciśnienie komorowe) dane mechanizmy są przeważające. Najniższe wartości osiągnęto przede wszystkim przy ścięciu wzdłuż uwarstwienia, co wiązało się z wyraźnym szczytem na wykresie  $(\sigma_1-\sigma_3)-\epsilon$ . Najwyższe wartości wytrzymałości uzyskiwano głównie dla mechanizmów zniszczenia typu 2 i 4 przy mało wyraźnym bądź niewyraźnym szczycie na wykresie. Przyjęta klasyfikacja różni się od tych podawanych przez innych autorów (omówionych w punkcie 2.1.1), jednak obserwowane mechanizmy, jak ścięcie po powierzchni lub w poprzek uwarstwienia, były również przez nich identyfikowane w podobnym zakresie orientacji warstwowania. Efektem budowy warstwowej i powstających mechanizmów przy zniszczeniu jest kierunkowa zależność

wytrzymałości. Należy jednak nadmienić, że ze względu na niejednorodność gruntu naturalnego oraz złożoność budowy iltu warwowego na poziomie mikrostrukturalnym, w niektórych sytuacjach uzyskiwano wyniki odmienne od obserwowanych prawidłowości.

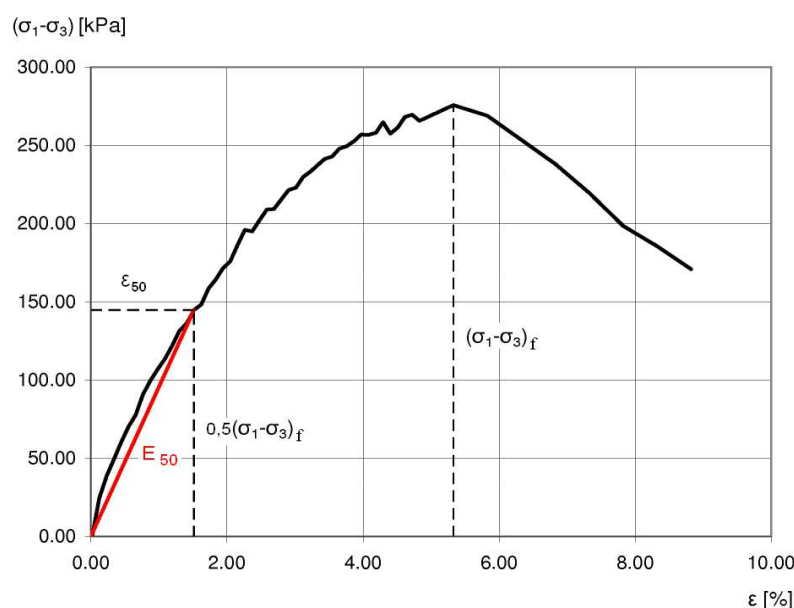
## 5.6. Charakterystyki odkształceniowe w funkcji orientacji mikrostruktury

Parametry odkształceniowe są jednymi z podstawowych cech mechanicznych gruntów i określają zależność między naprężeniem a odkształceniem ośrodka. Wielkością wyznaczaną w standardowych testach trójosiowego ściskania przy dużych odkształceniach ( $\varepsilon > 1\%$ ) jest tzw. moduł sieczny  $E_{50}$  (Head, 1986). Jest on wyliczany z krzywych  $(\sigma_1 - \sigma_3) - \varepsilon$  przy zadanym ciśnieniu bocznym poprzez określenie nachylenia krzywej  $(\sigma_1 - \sigma_3) - \varepsilon_{50}$  w zakresie od początku układu do 50% maksymalnej wartości naprężenia różnicowego  $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ . Definicję modułu przedstawiono na rysunku 5.24 oraz wzorem (PKN-CEN ISO/TS 17892):

$$E_{50} = \frac{0,5(\sigma_1 - \sigma_3)_f}{\varepsilon_{50}} \quad [MPa]. \quad (5.5)$$

Parametr  $E_{50}$  w przypadku ośrodków izotropowych może być utożsamiany z modułem Younga, jednak w przypadku ośrodków anizotropowych taka zależność nie występuje.

W pracy wykorzystano wyniki przeprowadzonych testów trójosiowego ściskania do wyznaczenia modułów  $E_{50}$  oraz określenia wpływu kąta uwarstwienia oraz ciśnienia komorowego na wartość tego parametru. Dla wszystkich próbek gruntu z krzywych  $(\sigma_1 - \sigma_3) - \varepsilon$



Rysunek 5.24. Definicja modułu odkształcalności  $E_{50}$

wyznaczono wartości  $E_{50}$  i na tej podstawie wyplotowano charakterystyki odkształceniowe w zależności od kąta uwarstwienia struktury dla każdego rozpatrywanego ciśnienia okólnego. Dodatkowo, podobnie jak w punkcie 5.5., wykorzystano procedurę normalizacji ciśnieniem komorowym w celu porównania wyników uzyskanych dla różnych ciśnień okólnych. Zestawienie wyników przedstawiono w punktach 5.6.2-5.6.6 dla kolejnych ciśnień okólnych, a w punkcie 5.6.7 podsumowanie i zestawienie wszystkich wyników.

### 5.6.1. Identyfikacja parametrów sprężystości ośrodków z mikrostrukturą warstwową

Dla ośrodka sprężystego liniowy związek pomiędzy tensorem odkształcenia a tensorem naprężenia (opisanego prawem Hook'a), w ogólności zapisuje się jako:

$$\begin{aligned}\varepsilon &= S \cdot \sigma \\ \sigma &= D \cdot \varepsilon,\end{aligned}\quad (5.6)$$

gdzie  $\varepsilon$  jest tensorem odkształcenia,  $\sigma$  – tensorem naprężenia,  $D$  – tensorem sztywności a  $S$  jego odwrotnością tj. tensorem podatności. Dla materiałów izotropowych tensor  $S$  definiowany jest poprzez 2 niezależne stałe tj. moduł Younga  $E$  i współczynnik Poissona  $\nu$ . W uproszczonym zapisie macierzowym związek (5.6) przedstawia się następująco:

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \varepsilon_{23} \\ \varepsilon_{31} \\ \varepsilon_{12} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E} & \frac{-\nu}{E} & \frac{-\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu}{E} & \frac{1}{E} & \frac{-\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu}{E} & \frac{-\nu}{E} & \frac{1}{E} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{(1+\nu)}{E} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1+\nu)}{E} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1+\nu)}{E} \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \\ \sigma_{12} \end{pmatrix} \quad (5.7)$$

gdzie  $\varepsilon_{ij}$  i  $\sigma_{ij}$  są składowymi macierzy odkształcenia i naprężenia. Korzystając z powyższego równania oraz przyjmując oznaczenia jak na rysunku 5.3, odkształcenia osiowe próby powstałe w wyniku przeprowadzenia testu trójosiowego ściskania ( $\sigma_2=\sigma_3$ ) można przedstawić jako:

$$\varepsilon_1 + \Delta \varepsilon_1 = \frac{1}{E} [\sigma_1 + \Delta \sigma_1 - 2\nu \sigma_3], \quad (5.8)$$

gdzie  $\varepsilon_1$  oraz  $\sigma_1$  są odkształceniem i naprężeniem określonymi na etapie zadawania ciśnienia komorowego ( $\sigma_1=\sigma_3$ ) a  $\Delta \varepsilon_1$  i  $\Delta \sigma_1$  są wartościami mierzonym w trakcie etapu ściskania.

Z równania 5.8 można wyznaczyć:

$$E = \frac{\Delta \sigma_1}{\Delta \varepsilon_1}, \quad (5.9)$$

co jest równoważne definicji modułu  $E_{50}$  ze wzoru 5.5. W związku z tym parametr  $E_{50}$  dla takiego ośrodka może być identyfikowany z modułem Younga.

W przypadku pełnej anizotropii, macierz podatności opisuje się za pomocą 21 niezależnych stałych. Zakładając ortotropię materiału, tj. symetrię materiału względem 3 prostopadłych do siebie kierunków, ilość stałych redukuje się do 9. Wykorzystując do zapisu stałe sprężystości, tensor podatności przedstawia się następująco:

$$S = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\nu_{21} & -\nu_{31} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & -\nu_{32} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{13}}{E_1} & \frac{-\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{31}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{12}} \end{bmatrix}, \quad (5.10)$$

gdzie  $E_i$  są modułami sprężystości względem kierunku  $i$ ,  $\nu_{ij}$  współczynnikami Poissona na płaszczyźnie  $i$ - $j$  a  $G_{ij}$  modułami Kirchhoffa na płaszczyźnie  $i$ - $j$ . Ze względu na symetrię macierzy zachodzą relacje:

$$\frac{\nu_{ij}}{E_i} = \frac{\nu_{ji}}{E_j}. \quad (5.11)$$

Dla ośrodka warstwowego przyjmuje się model materiału transwersalnie izotropowego, zakładając izotropię w dwóch kierunkach materiałowych. W tym wypadku macierz podatności można opisać za pomocą 5 niezależnych stałych materiałowych. Przyjęto oznaczenie kierunków materiałowych jak na rysunku 5.1, tj. materiał ma takie same właściwości w kierunkach  $x_2$  i  $x_3$ . Tensor podatności  $S$  zapisano następująco:



$$S = \begin{bmatrix} \frac{1}{E'} & \frac{-\nu'}{E'} & \frac{-\nu'}{E'} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu'}{E'} & \frac{1}{E} & \frac{-\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu'}{E'} & \frac{-\nu}{E} & \frac{1}{E} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{(1+\nu)}{E} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G'} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G'} \end{bmatrix}, \quad (5.12)$$

gdzie  $E$  i  $E'$  są modułami w płanie warstwowania i w kierunku normalnym do niego,  $\nu$  i  $\nu'$  – współczynnikami odpowiadającymi zachowaniu przy naprężeniu działającym na płaszczyznę warstwowania lub normalną do niej a  $G'$  jest modułem w płaszczyznach normalnych do warstwowania. Macierz podatności w tej postaci została przedstawiona, między innymi, przez Amadei (1996). Prawo Hook'a (5.6) wraz z tensorem  $S$  w postaci jak w 5.12 opisuje zależność między naprężeniem a odkształceniem dla materiału transwersalnie izotropowego w przypadku gdy układ osi materiałowych pokrywa się z układem osi naprężeń głównych tj. dla  $\alpha=0^\circ$ . Dla pozostałych orientacji uwarstwienia tensor  $S$  musi zostać przetransformowany do  $\bar{S}$  zgodnie z równaniami:

$$\begin{aligned} \bar{S} &= \bar{D}^{-1}, \\ \bar{D} &= Q^T D Q, \end{aligned} \quad (5.13)$$

gdzie  $Q$  jest macierzą obrotu:

$$Q = \begin{bmatrix} \cos^2 \alpha & \sin^2 \alpha & 0 & 0 & 0 & 2 \sin \alpha \cos \alpha \\ \sin^2 \alpha & \cos^2 \alpha & 0 & 0 & 0 & -2 \sin \alpha \cos \alpha \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cos \alpha & -\sin \alpha & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \sin \alpha & \cos \alpha & 0 \\ -\sin \alpha \cos \alpha & \sin \alpha \cos \alpha & 0 & 0 & 0 & \cos^2 \alpha - \sin^2 \alpha \end{bmatrix}. \quad (5.14)$$

Dla każdej z rozpatrywanych orientacji uwarstwienia elementy macierzy  $Q$  będą przyjmowały inną wartość, zatem również macierz podatności będzie miała odmienną postać. W związku z tym wyznaczany moduł  $E_{50}$  dla każdej orientacji uwarstwienia  $\alpha$  będzie miał inny sens fizyczny. Zatem w przypadku ośrodka anizotropowego moduł ten należy traktować jako „globalny”. Testy trójosiowego ściskania wykonane dla różnych orientacji uwarstwienia, w ogólności, pozwalają na wyznaczenie wszystkich 5 stałych sprężystości. Korzystając ze wzorów transformacyjnych 5.13 i 5.14 dla każdego z 7 kątów uwarstwienia wyznaczono

definicje modułu  $E_{50}$  przy założeniu, że badany ośrodek jest sprężysty:

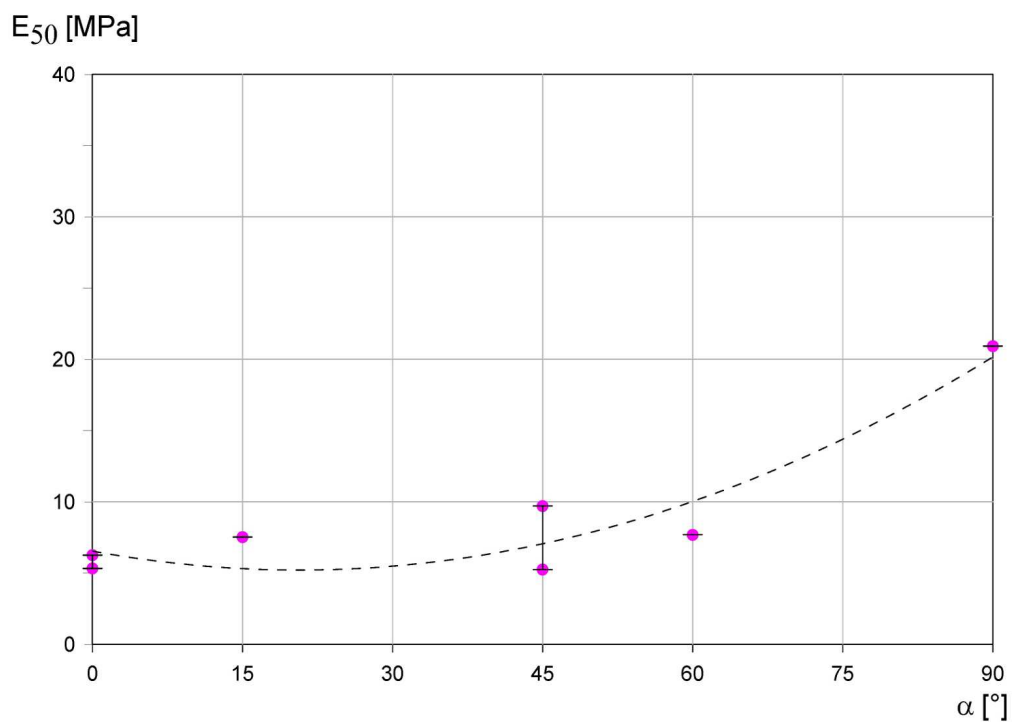
$$\begin{aligned}
 \alpha=0^\circ \quad E_{50} &= E', & \alpha=90^\circ \quad E_{50} &= E, \\
 \alpha=15^\circ \quad E_{50} &= \frac{16EE'G'}{2EE'+(7-4\sqrt{3})E'G'+EG'(7+4\sqrt{3}-2\nu')}, \\
 \alpha=30^\circ \quad E_{50} &= \frac{16EE'G'}{E'G'+E(6E'+9G'-6G'\nu')}, \\
 \alpha=45^\circ \quad E_{50} &= \frac{4EE'G'}{E'G'+E(2E'+G'-2G'\nu')}, \\
 \alpha=60^\circ \quad E_{50} &= \frac{16EE'G'}{9E'G'+E(6E'+G'-6G'\nu')}, \\
 \alpha=75^\circ \quad E_{50} &= \frac{16EE'G'}{(7+4\sqrt{3})E'G'+E(2E'+G'(7-4\sqrt{3}-2\nu'))}.
 \end{aligned}
 \tag{5.15}$$

### 5.6.2. Ciśnienie okólne 50kPa

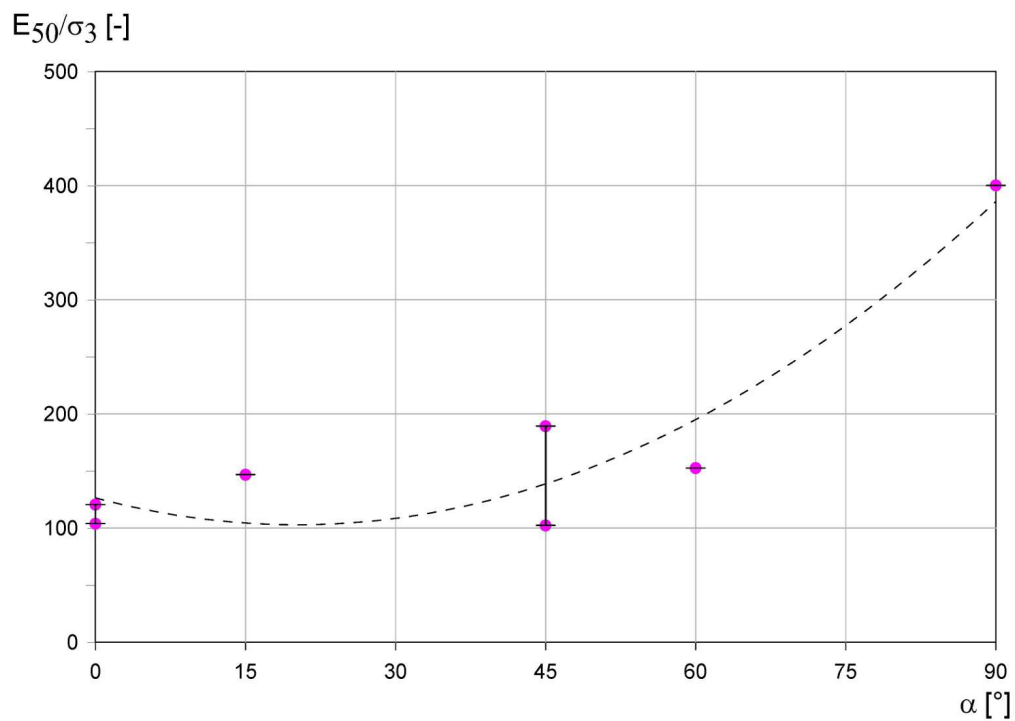
W tabeli 5.12 zestawiono uzyskane dla ciśnienia komorowego 50kPa wartości modułu  $E_{50}$ , ciśnienie komorowe  $\sigma_{3f}$  oraz moduł po normalizacji  $E_{50}/\sigma_{3f}$ . Na rysunkach 5.25 i 5.26 przedstawiono wykresy wartości modułów względem kąta uwarstwienia  $\alpha$ . Dla większości próbek uzyskane wartości modułu są do siebie zbliżone i wynoszą między 5.25MPa a 9.71MPa. Wyjątkiem jest próbka o pionowej laminacji ( $\alpha=90^\circ$ ) dla której uzyskano znacznie wyższą wartość tj. 20.93MPa. Po normalizacji rozrzut wyników jest większy i wynosi od 102.34 dla  $\alpha=45^\circ$  do 400.19 dla pionowej laminacji.

Tabela 5.12. Zestawienie wyników ścinania dla  $\sigma_3=50\text{kPa}$

Lp.	Nr próby	Kąt uwarstwienia $\alpha$ [°]	Moduł $E_{50}$ [MPa]	Ciśnienie komorowe $\sigma_{3f}$ [kPa]	$E_{50}/\sigma_{3f}$ [-]
1	50/0/1	0	5.33	51.3	103.90
2	50/0/2	0	6.26	51.9	120.62
3	50/15/1	15	7.53	51.3	146.78
4	50/45/1	45	9.71	51.3	189.28
5	50/45/2	45	5.25	51.3	102.34
6	50/60/1	60	7.69	50.4	152.59
7	50/90/1	90	20.93	52.3	400.19



Rysunek 5.25. Wykres zależności modułu odkształcenia  $E_{50}$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego  $\sigma_3=50\text{kPa}$ .



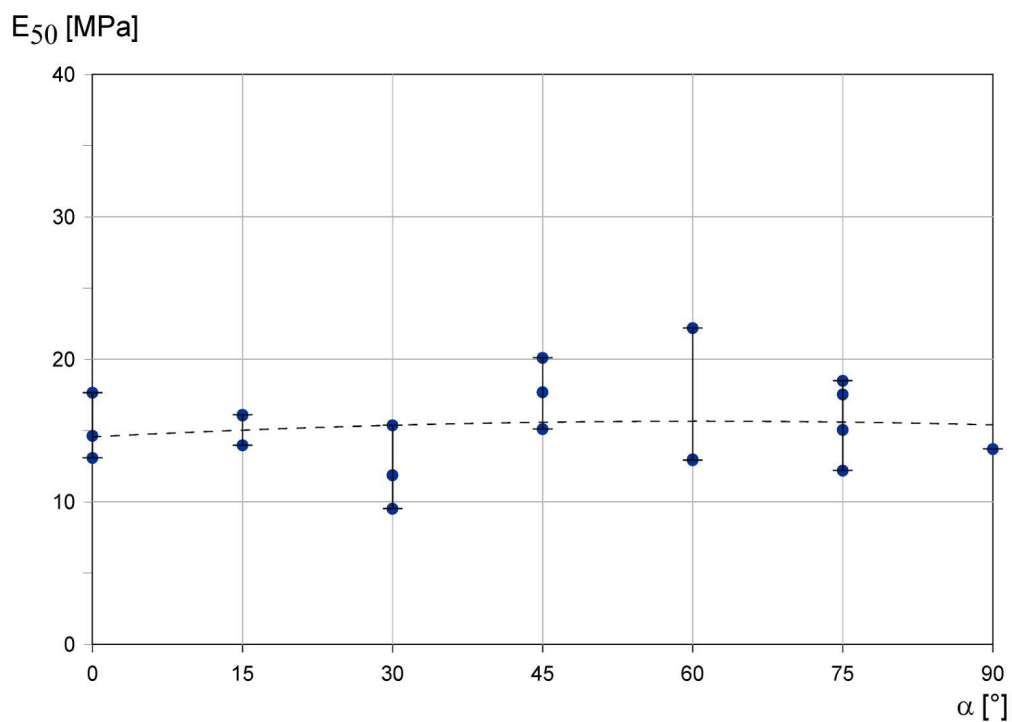
Rysunek 5.26. Wykres zależności znormalizowanego modułu odkształcenia  $E_{50}$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego  $\sigma_3=50\text{kPa}$ .

### 5.6.3. Ciśnienie okólne 200kPa

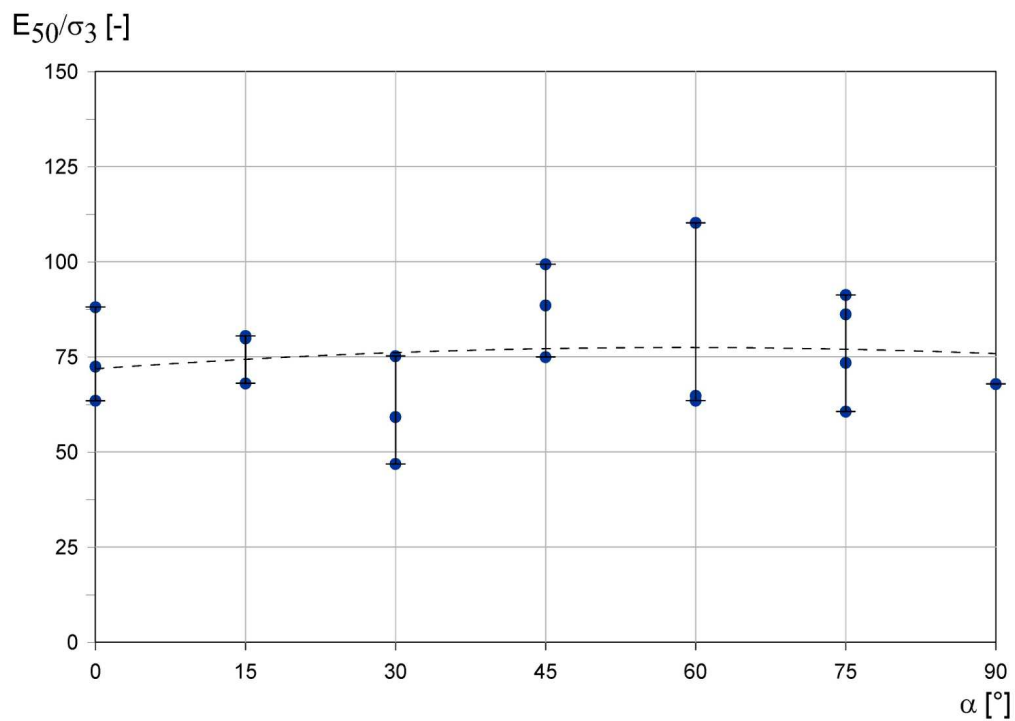
Wyniki oznaczeń przy ciśnieniu komorowym 200kPa zestawiono w tabeli 5.13 a na rysunkach 5.27 i 5.28 przedstawiono charakterystyki odkształceniowe. Uzyskane wartości modułu wynoszą między 9.52MPa a 22.2MPa. Średnia wartość modułu to 15.23MPa. Po normalizacji rozrzut wyników jest większy i wynosi od 46.85 do 110.23, przy średniej 75.72. Na podstawie wykresów nie da się zaobserwować wyraźnej tendencji czy zależności wartości modułu od orientacji struktury.

Tabela 5.13. Zestawienie wyników ścinania dla  $\sigma_3=200\text{kPa}$

Lp.	Nr próby	Kąt uwarstwienia $\alpha$ [°]	Moduł $E_{50}$ [MPa]	Ciśnienie komorowe $\sigma_{3f}$ [kPa]	$E_{50}/\sigma_{3f}$ [-]
1	200/0/1	0	17.66	200.5	88.08
2	200/0/2	0	14.64	202.1	72.44
3	200/0/3	0	13.09	206.2	63.48
4	200/15/1	15	16.11	200.1	80.51
5	200/15/2	15	16.06	201.1	79.86
6	200/15/3	15	13.97	205.3	68.05
7	200/30/1	30	11.87	200.5	59.20
8	200/30/2	30	9.52	203.2	46.85
9	200/30/3	30	15.38	204.5	75.21
10	200/45/1	45	17.70	199.9	88.54
11	200/45/2	45	20.11	202.4	99.36
12	200/45/3	45	15.11	201.6	74.95
13	200/60/1	60	12.99	200.5	64.79
14	200/60/2	60	22.20	201.4	110.23
15	200/60/3	60	12.93	203.6	63.51
16	200/75/1	75	18.50	202.7	91.27
17	200/75/2	75	12.20	201.2	60.64
18	200/75/3	75	17.54	203.5	86.19
19	200/75/4	75	15.05	204.9	73.45
20	200/90/1	90	13.71	202.0	67.87



Rysunek 5.27. Wykres zależności modułu odkształcenia  $E_{50}$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego  $\sigma_3=200\text{kPa}$ .



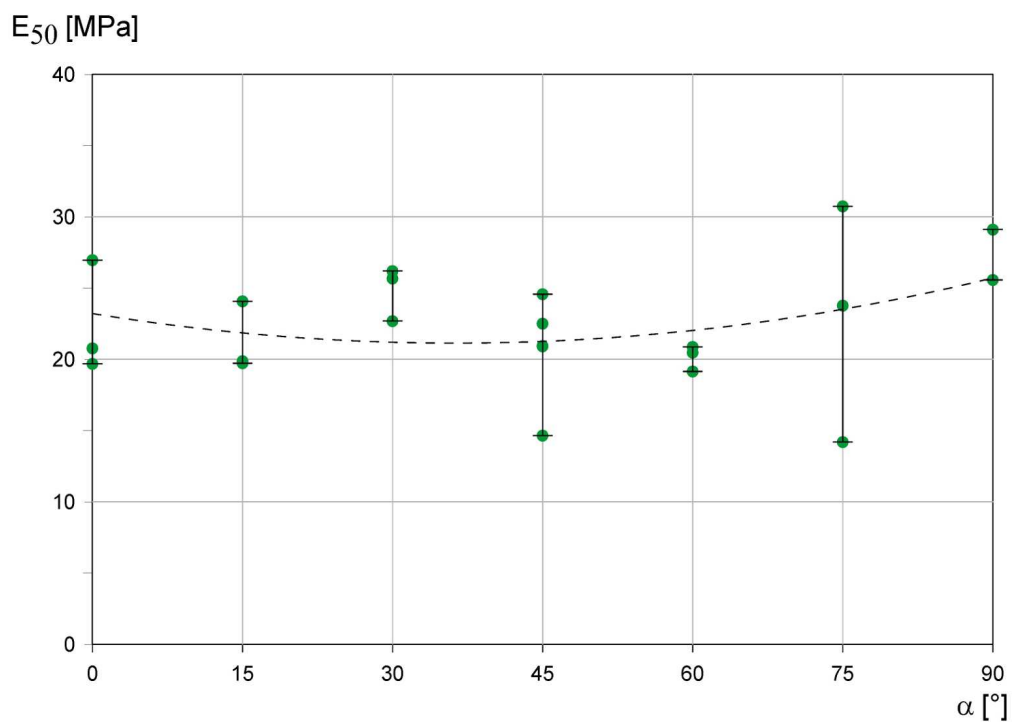
Rysunek 5.28. Wykres zależności znormalizowanego modułu odkształcenia  $E_{50}$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego  $\sigma_3=200\text{kPa}$ .

#### 5.6.4. Ciśnienie okólne 400kPa

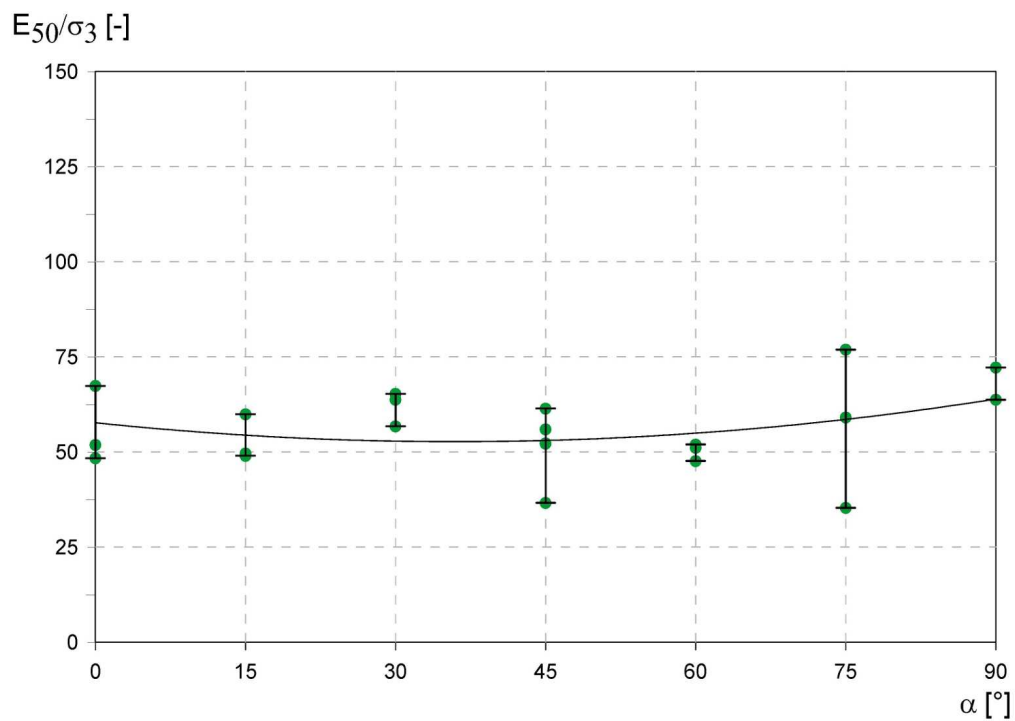
W tabeli 5.14 przedstawiono wyniki wyznaczone przy ciśnieniu komorowym 400kPa a na rysunkach 5.29 i 5.30 pokazano zależność uzyskanych wartości modułów od kąta uwarstwienia  $\alpha$ . Wyznaczone wartości modułu wynoszą między 14.20MPa a 30.74MPa. Średnia wartość to 22.42MPa. Maksymalną i minimalną wartość uzyskano dla jednego kąta uwarstwienia tj.  $\alpha=75^\circ$ , dla pozostałych kątów rozrzut wartości jest mniejszy. Po normalizacji ciśnieniem komorowym zakres wartości wynosi od 35.32 do 76.89, przy średniej równej 55.83.

Tabela 5.14. Zestawienie wyników ścinania dla  $\sigma_3=400\text{kPa}$

Lp.	Nr próby	Kąt uwarstwienia $\alpha$ [°]	Moduł $E_{50}$ [MPa]	Ciśnienie komorowe $\sigma_{3f}$ [kPa]	$E_{50}/\sigma_{3f}$ [-]
1	200/0/1	0	20.78	400.7	51.86
2	200/0/2	0	26.96	400.3	67.35
3	200/0/3	0	19.69	407.2	48.35
4	200/15/1	15	19.73	402.7	48.99
5	200/15/2	15	19.87	400.6	49.60
6	200/15/3	15	24.07	401.7	59.92
7	200/30/1	30	26.20	401.4	65.27
8	200/30/2	30	22.69	399.8	56.75
9	200/30/3	30	25.67	402.6	63.76
10	200/45/1	45	20.94	400.6	52.27
11	200/45/2	45	20.92	400.7	52.21
12	200/45/3	45	22.51	402.3	55.95
13	200/60/1	60	24.57	400.0	61.43
14	200/60/2	60	14.65	400.0	36.63
15	200/60/3	60	20.87	401.6	51.97
16	200/75/1	75	20.47	400.4	51.12
17	200/75/2	75	19.15	402.1	47.62
18	200/75/3	75	30.74	399.8	76.89
19	200/75/4	75	14.20	402.0	35.32
20	200/90/1	90	23.77	402.4	59.07



Rysunek 5.29. Wykres zależności modułu odkształcenia  $E_{50}$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego  $\sigma_3=400\text{kPa}$ .



Rysunek 5.30. Wykres zależności znormalizowanego modułu odkształcenia  $E_{50}$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego  $\sigma_3=400\text{kPa}$ .

### 5.6.5. Ciśnienie okólne 600kPa

Wyniki oznaczeń dla ciśnienia komorowego 600kPa przedstawiono w tabeli 5.15. Na rysunkach 5.31 i 5.32 przedstawiono charakterystyki odkształceniowe. Wartości modułu siecznego wynoszą między 20.42MPa i 42.44MPa, a średnia wartość to 30,82MPa. Po normalizacji uzyskano wyniki w zakresie od 33.89 do 73.55, przy średniej równej 51.20.

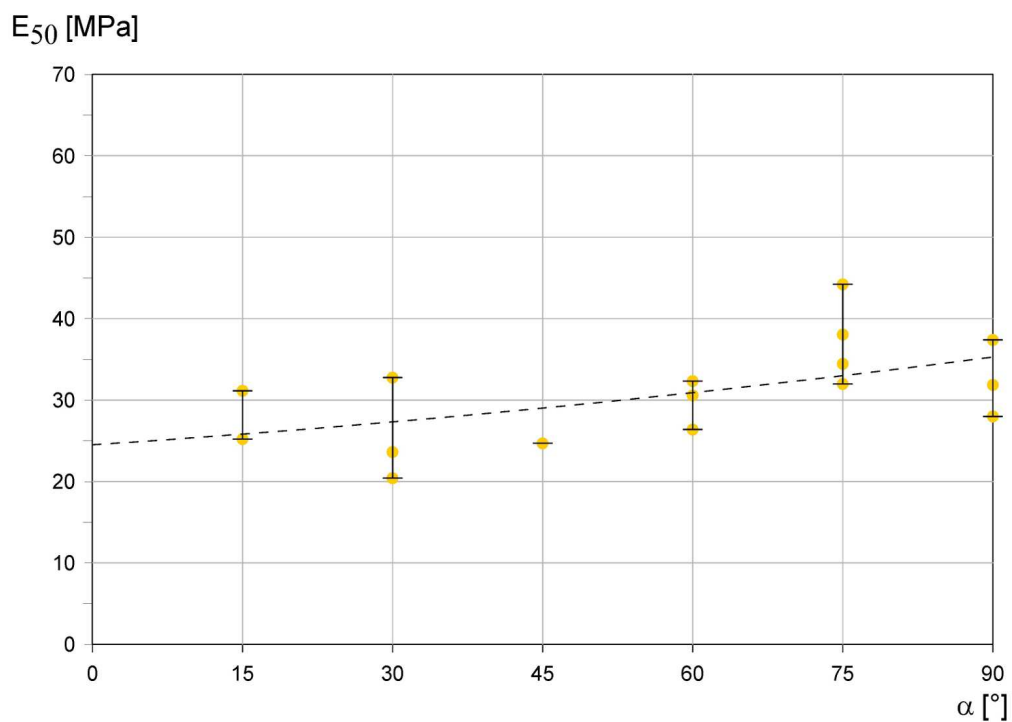
Tabela 5.15. Zestawienie wyników ścinania dla  $\sigma_3=600\text{kPa}$

Lp.	Nr próby	Kąt uwarstwienia $\alpha$ [°]	Moduł $E_{50}$ [MPa]	Ciśnienie komorowe $\sigma_{3f}$ [kPa]	$E_{50}/\sigma_{3f}$ [-]
1	600/15/1	15	31.14	601.7	51.75
2	600/15/2	15	25.21	600.5	41.98
3	600/30/1	30	32.76	601.8	54.44
4	600/30/2	30	23.63	603.0	39.19
5	600/30/3	30	20.42	602.5	33.89
6	600/45/1	45	24.70	601.7	41.05
7	600/60/1	60	26.39	602.2	43.82
8	600/60/2	60	30.59	603.1	50.72
9	600/60/3	60	32.33	603.5	53.57
10	600/75/1	75	34.46	601.1	57.33
11	600/75/2	75	44.22	601.2	73.55
12	600/75/3	75	31.98	601.5	53.17
13	600/75/4	75	38.04	603.4	63.04
14	600/90/1	90	27.99	601.7	46.52
15	600/90/2	90	37.39	600.4	62.28
16	600/90/3	90	31.87	603.0	52.85

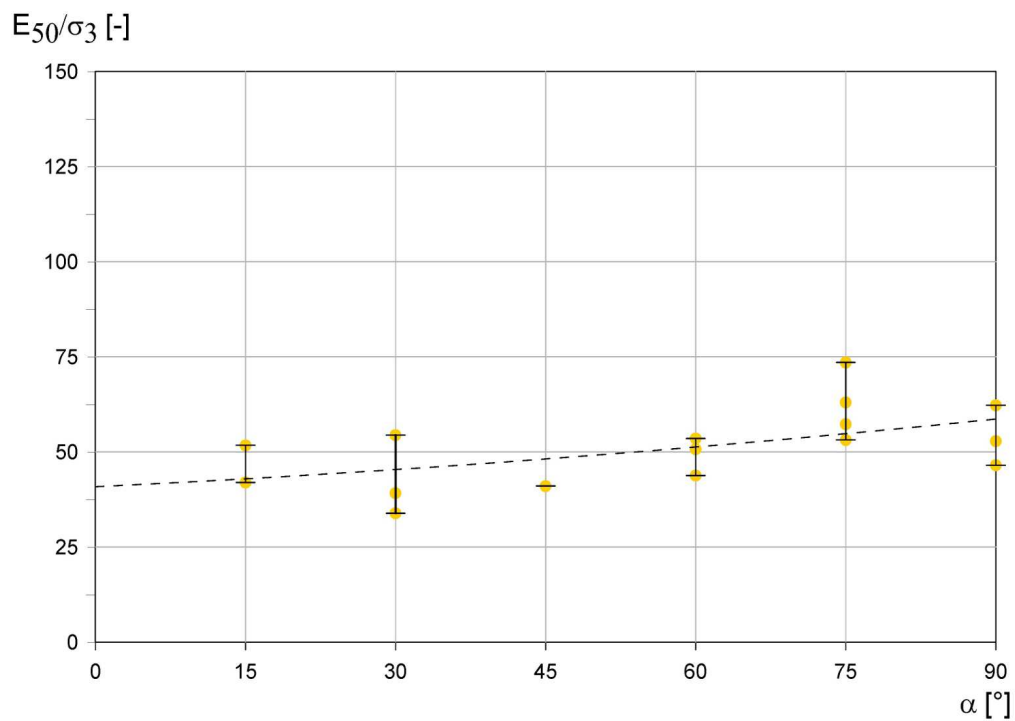
### 5.6.6. Ciśnienie okólne 800kPa

W tabeli 5.16 podano uzyskane przy ciśnieniu komorowym 800kPa wartości modułów a na rysunkach 5.33 i 5.34 przedstawiono wykresy zależności modułu i modułu znormalizowanego od kąta uwarstwienia  $\alpha$ . Uzyskane wartości modułu wynoszą między 21.92MPa a 56.05MPa. Średnia wartość to 33.99MPa. Największy rozrzut wyników uzyskano dla  $\alpha =15^\circ$ , gdzie wartość minimalna i maksymalna to, odpowiednio, 25.35MPa i 56.05MPa. Po normalizacji wyznaczone wartości modułów znajdowały się między 27.35





Rysunek 5.31. Wykres zależności modułu odkształcenia  $E_{50}$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego  $\sigma_3=600\text{kPa}$ .



Rysunek 5.32. Wykres zależności znormalizowanego modułu odkształcenia  $E_{50}$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego  $\sigma_3=600\text{kPa}$ .

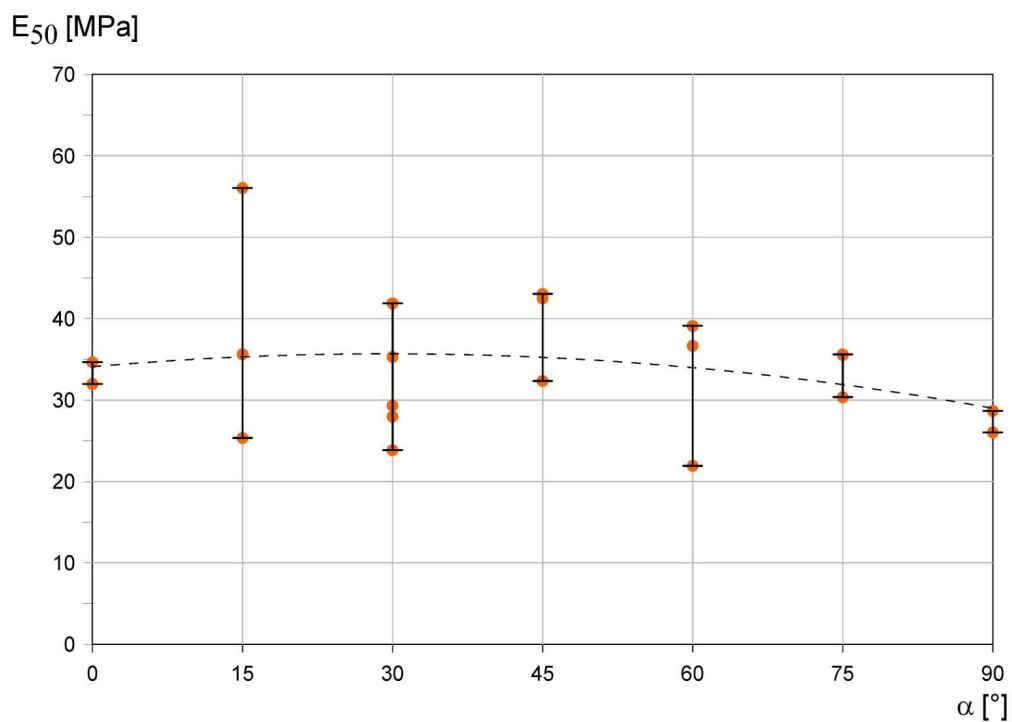
a 70.05, przy średniej równej 42.42.

Tabela 5.16. Zestawienie wyników ścinania dla  $\sigma_3=800\text{kPa}$

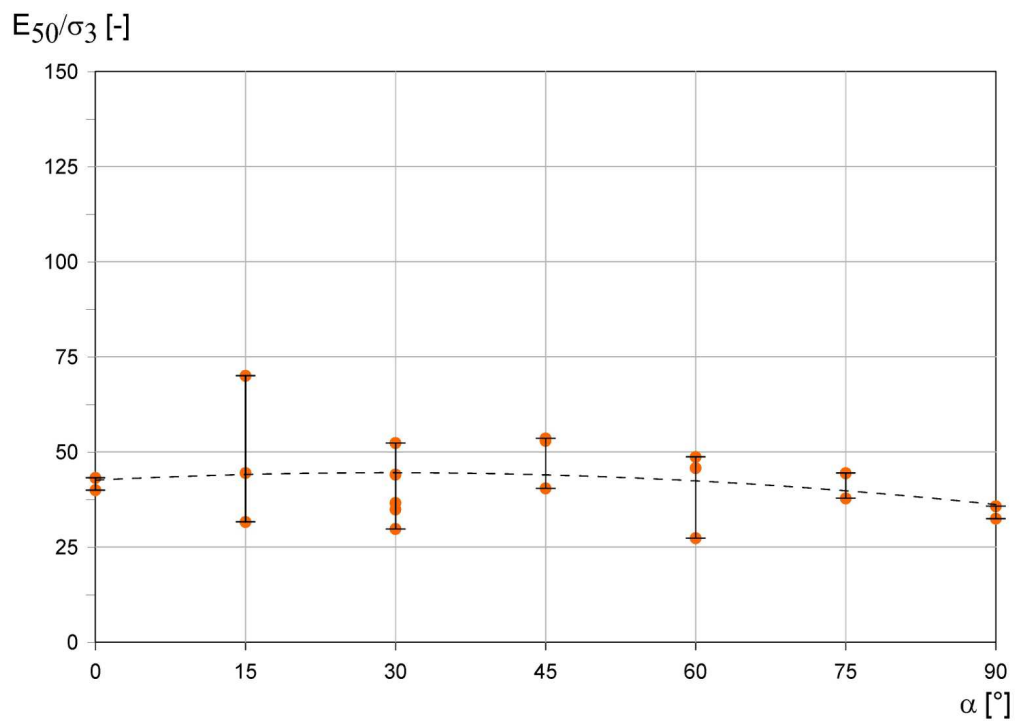
Lp.	Nr próby	Kąt uwarstwienia $\alpha$ [°]	Moduł $E_{50}$ [MPa]	Ciśnienie komorowe $\sigma_{3f}$ [kPa]	$E_{50}/\sigma_{3f}$ [-]
1	800/0/1	0	34.65	802.1	43.20
2	800/0/2	0	31.98	800.0	39.98
3	800/15/1	15	35.63	800.5	44.51
4	800/15/2	15	25.35	801.4	31.63
5	800/15/3	15	56.05	800.1	70.05
6	800/30/1	30	41.88	799.9	52.36
7	800/30/2	30	23.85	801.0	29.78
8	800/30/3	30	29.33	801.0	36.62
9	800/30/4	30	27.98	801.4	34.91
10	800/30/5	30	35.3	801	44.07
11	800/45/1	45	32.35	799.9	40.44
12	800/45/2	45	43.04	803.1	53.59
13	800/45/3	45	42.50	802.7	52.95
14	800/60/1	60	36.67	801.0	45.78
15	800/60/2	60	21.92	801.4	27.35
16	800/60/3	60	39.12	803.1	48.71
17	800/75/1	75	35.61	801.0	44.46
18	800/75/2	75	30.35	802.0	37.84
19	800/75/3	75	35.54	800.1	44.42
20	800/90/1	90	-	-	-
21	800/90/2	90	28.67	801.9	35.75
22	800/90/3	90	26.03	801.4	32.48

### 5.6.7. Ciśnienie okólne 1000kPa

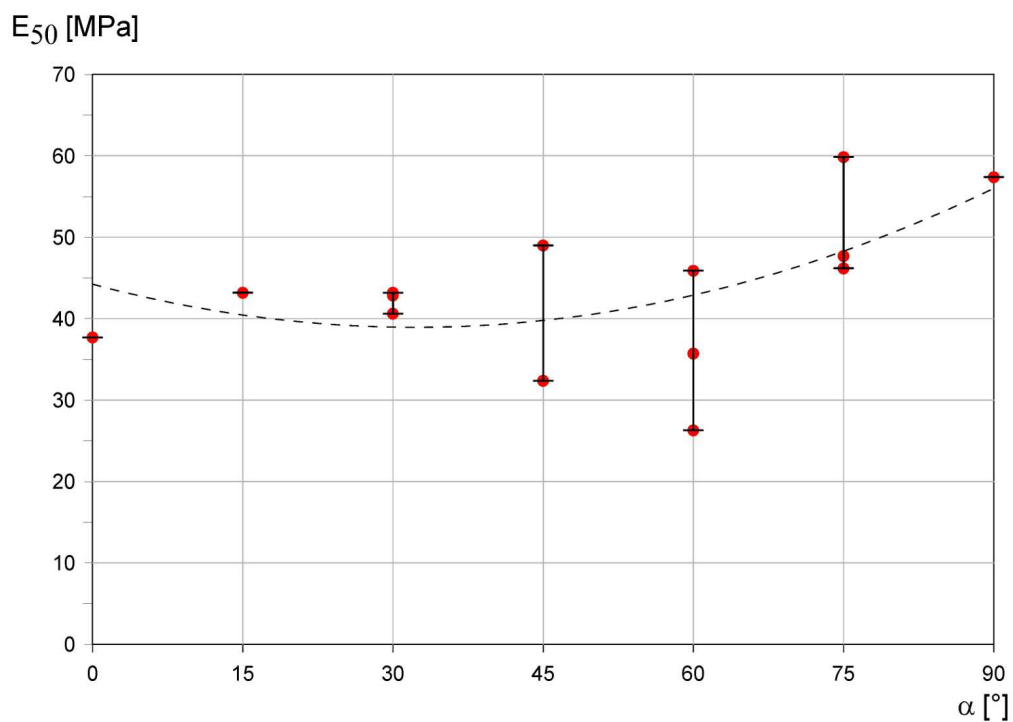
Wyniki dla najwyższego ciśnienia zestawiono w tabeli 5.17 a na rysunkach 5.35 i 5.36 przedstawiono charakterystyki odkształceniowe. Wartości modułu siecznego wyniosły między 26.29MPa a 59.85MPa. Średnia wartość wynosi 43.40MPa. Po normalizacji wartości modułu wynoszą od 26.19 do 59.75, przy średniej równej 43.33.



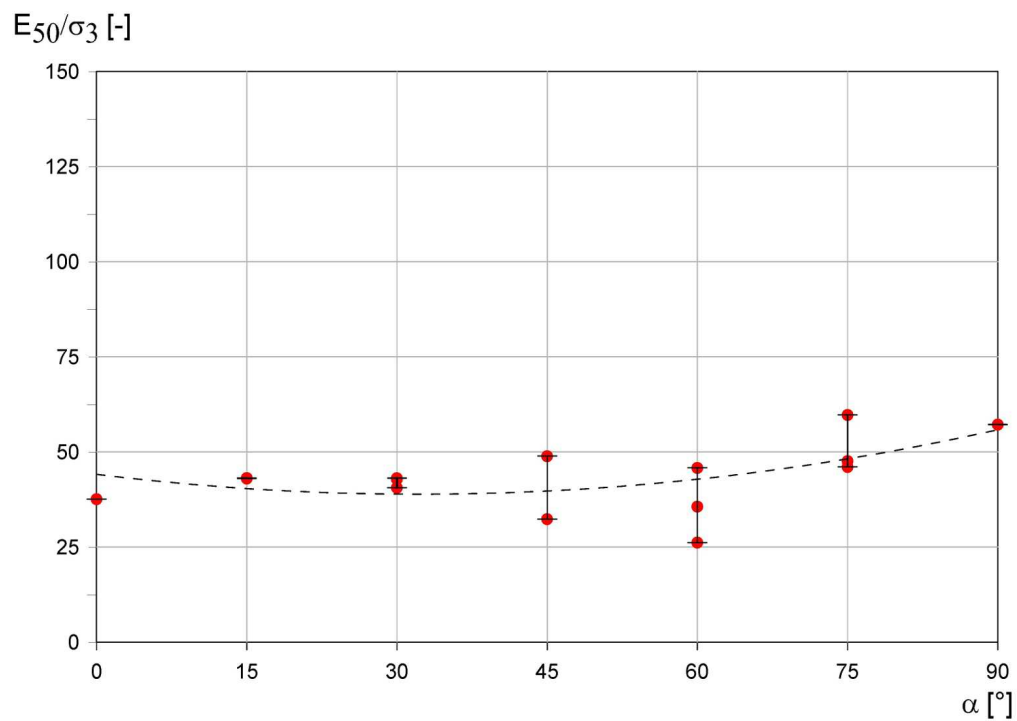
Rysunek 5.33. Wykres zależności modułu odkształcenia  $E_{50}$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego  $\sigma_3=800\text{kPa}$ .



Rysunek 5.34. Wykres zależności znormalizowanego modułu odkształcenia  $E_{50}$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego  $\sigma_3=800\text{kPa}$ .



Rysunek 5.35. Wykres zależności modułu odkształcenia  $E_{50}$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego  $\sigma_3=1000\text{kPa}$ .



Rysunek 5.36. Wykres zależności znormalizowanego modułu odkształcenia  $E_{50}$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dla ciśnienia komorowego  $\sigma_3=1000\text{kPa}$ .

Tabela 5.17. Zestawienie wyników ścinania dla  $\sigma_3=1000\text{kPa}$ 

Lp.	Nr próby	Kąt uwarstwienia $\alpha$ [°]	Moduł $E_{50}$ [MPa]	Ciśnienie komorowe $\sigma_{3f}$ [kPa]	$E_{50}/\sigma_{3f}$ [-]
1	1000/0/1	0	37.69	1002.1	37.61
2	1000/15/1	15	43.18	1003.3	43.04
3	1000/15/2	15	43.19	1001.1	43.14
4	1000/30/1	30	43.18	1001.2	43.13
5	1000/30/2	30	42.85	1000.6	42.82
6	1000/30/3	30	40.61	1000.2	40.60
7	1000/45/1	45	48.99	1001.3	48.93
8	1000/45/2	45	32.37	1000.2	32.36
9	1000/60/1	60	45.89	1001.1	45.84
10	1000/60/2	60	35.72	1001.3	35.67
11	1000/60/3	60	26.29	1003.9	26.19
12	1000/75/1	75	59.85	1001.6	59.75
13	1000/75/2	75	47.69	1001.5	47.62
14	1000/75/3	75	46.18	1002.2	46.08
15	1000/90/1	90	57.38	1002.9	57.21

### 5.6.8. Wnioski

W punktach 5.6.2.-5.6.7 przedstawiono wyznaczone wartości modułu siecznego  $E_{50}$  dla iłu warwowego w zależności od kąta orientacji uwarstwienia próby oraz z uwzględnieniem wpływu ciśnienia komorowego. Ze względu na duży rozrzut uzyskanych wyników wyznaczenie parametrów sprężystości badanego ośrodka zgodnie z punktem 5.6.1. nie jest możliwe w sposób bezpośredni. W związku z tym skupiono się na analizie modułu  $E_{50}$  jako „globalnym” parametrze sprężystości. Zestawienie uzyskanych wyników dla wszystkich 6 ciśnień okólnych przedstawiono w tabeli 5.18. Wraz ze wzrostem ciśnienia komorowego wzrasta wartość modułu, co jest zgodne z obserwacjami innych autorów (Nasseri i in., 2002). Nie stwierdzono natomiast wyraźnej zależności modułu od orientacji mikrostruktury. Dla ciśnienia okólnego 400kPa wartości minimalną i maksymalną otrzymano dla tego samego kąta uwarstwienia. Dla ciśnień 600kPa i 1000kPa zaobserwowano pewną zależność, ale wyniki dla pozostałych ciśnień tego nie potwierdzają. Dla lepszego porównania uzyskanych wyników wyznaczono wartości modułów znormalizowanych ciśnieniem komorowym, zestawione w tabeli 5.19. Wraz ze wzrostem ciśnienia komorowego maleje wartość modułów

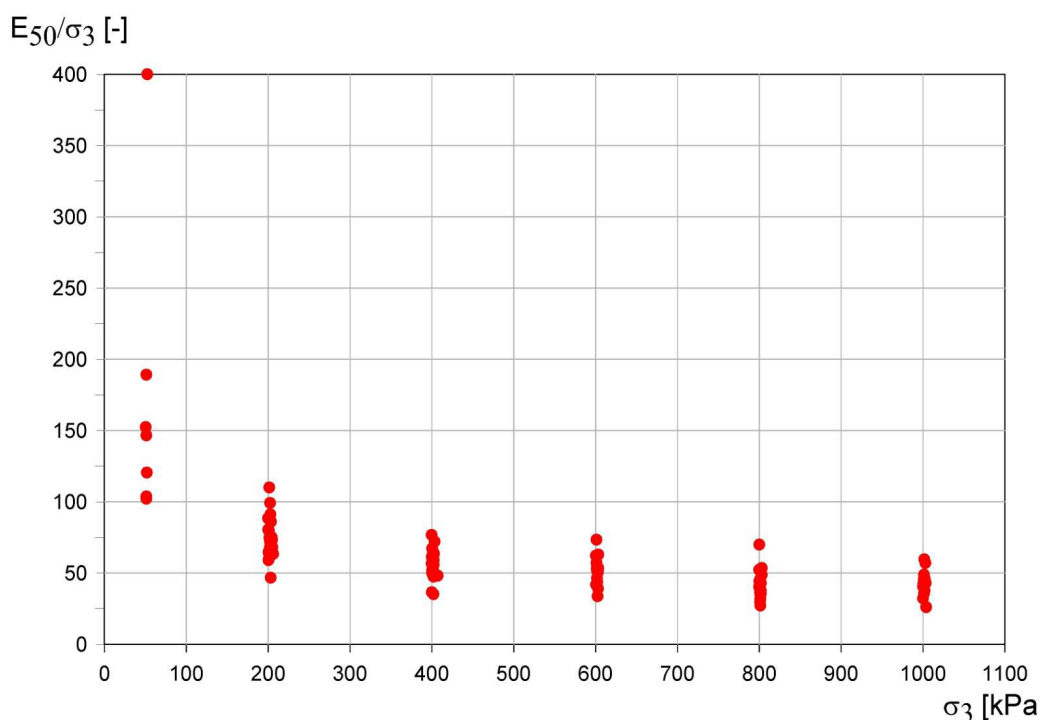
znormalizowanych, przy czym dla najwyższych ciśnień tj. 800kPa i 1000kPa przyjmują one podobne wartości. Największy rozrzut wartości uzyskano dla najniższego ciśnienia 50kPa. Dla ciśnień 400kPa-800kPa różnice między najniższymi i najwyższymi wartościami są zbliżone. Najmniejszy rozrzut wartości uzyskano dla ciśnienia komorowego 1000kPa. Na rysunku 5.37 przedstawiono zestawienie wszystkich wartości modułu  $E_{50}$  po normalizacji względem ciśnienia komorowego. Widać wyraźną tendencję do zmniejszania wartości znormalizowanego modułu siecznego i jego rozkładu wraz ze wzrostem ciśnienia komorowego. W punkcie 5.5 przedstawiono wpływ ciśnienia komorowego na wytrzymałość materiału. Obserwowano zmniejszenie efektów anizotropii wraz ze wzrostem ciśnienia okólnego. W przypadku modułów siecznych obserwuje się podobną zależność. Im wyższe ciśnienie komorowe tym odpowiedź materiału jest bardziej izotropowa.

Tabela 5.18. Zestawienie wyników modułu  $E_{50}$

		Ciśnienie komorowe $\sigma_3$ [kPa]					
		50	200	400	600	800	1000
Wartość minimalna	$E_{50}$ [MPa]	5.25	9.52	14.20	20.42	21.92	26.29
	$\alpha$ [°]	45	30	75	30	60	60
Wartość maksymalna	$E_{50}$ [MPa]	20.93	22.20	30.74	44.22	56.05	59.85
	$\alpha$ [°]	90	60	75	75	15	75
Wartość średnia	$E_{50}$ [MPa]	<b>8.96</b>	<b>15.32</b>	<b>22.42</b>	<b>30.82</b>	<b>33.99</b>	<b>43.40</b>
Zakres	$E_{50}$ [MPa]	15.68	12.68	16.54	23.80	34.13	33.56

Tabela 5.19. Zestawienie wyników znormalizowanego modułu  $E_{50}/\sigma_{3f}$

		Ciśnienie komorowe $\sigma_3$ [kPa]					
		50	200	400	600	800	1000
Wartość minimalna	$E_{50}/\sigma_{3f}$ [-]	102.34	46.85	35.32	33.89	27.35	26.19
	$\alpha$ [°]	45	30	75	30	60	60
Wartość maksymalna	$E_{50}/\sigma_{3f}$ [-]	400.19	110.23	76.89	73.55	70.05	59,75
	$\alpha$ [°]	90	60	75	75	15	75
Wartość średnia	$E_{50}/\sigma_{3f}$ [-]	<b>173.67</b>	<b>75.72</b>	<b>55.83</b>	<b>51.20</b>	<b>42.42</b>	<b>43.33</b>
Zakres	$E_{50}/\sigma_{3f}$ [-]	297.85	63.38	41.57	39.66	42.70	33.56



Rysunek 5.37. Wykres zależności znormalizowanego modułu odkształcenia  $E_{50}/\sigma_3$  od ciśnienia komorowego  $\sigma_3$

## 5.7. Podsumowanie

W rozdziale zaprezentowano wyniki badań jednoosiowego oraz trójosiowego ściskania łu warwowego. Na podstawie charakterystyk wytrzymałości, wyznaczonych dla każdego ciśnienia komorowego oddzielnie, można zaobserwować anizotropię wytrzymałości badanego materiału. Najniższe wartości wytrzymałości uzyskano przede wszystkim dla nachylenia mikrostruktury  $\alpha=45^\circ$  a najwyższe dla laminacji bliskich pionowych ( $\alpha=90^\circ$ ) i poziomych ( $\alpha=0^\circ$ ). Jest to stowarzyszone z obserwowanymi mechanizmami zniszczenia. Stwierdzono, że najniższe wartości wytrzymałości występowały w sytuacji, gdy zniszczenie gruntu następowało po powierzchni zgodnej z warstwowaniem. Najwyższe wartości wytrzymałości związane były przede wszystkim z powstawaniem wielokrotnych powierzchni zniszczenia lub odkształceniami „plastycznymi”. Efekty anizotropii można zaobserwować również na podstawie przedstawionych linii wytrzymałości granicznej. Dla poszczególnych orientacji warstwowania widać quasi-liniową zależność między uzyskanymi wartościami a ciśnieniem komorowym, jednak dla różnych kątów nachylenia poszczególnych linii trendu są inne. Prezentowane wyniki jasno wskazują na kierunkową zależność wytrzymałości łu

warwowego. W związku z tym zaleca się wykonywanie badań wytrzymałości ilów warwowych z określeniem kąta orientacji uwarstwienia, gdyż ma to niezwykle duży wpływ na otrzymywane rezultaty. Niestety, ze względu na dużą zmienność ośrodka, obserwowano pewien rozrzut wytrzymałości, co może wpływać na trudności z identyfikacją adekwatnego kryterium wytrzymałości. W odniesieniu do parametrów odkształceniowych nie stwierdzono wyraźnej zależności modułu  $E_{50}$  od orientacji struktury.

Wpływ ciśnienia komorowego na wytrzymałość i moduły sieczne przeanalizowano po wyznaczeniu wartości znormalizowanych ciśnieniem komorowym. Stwierdzono, że wraz ze wzrostem ciśnienia okólnego maleje średnia wartość wytrzymałości znormalizowanej oraz zakres uzyskiwanych wyników – dla ciśnienia komorowego 800kPa i 1000kPa osiągnięto bardzo podobne wartości. Zaobserwowano również zmiany w zachowaniu się gruntu przy zniszczeniu. Dla wyższych ciśnień pojawiały się złożone mechanizmy zniszczenia i dodatkowo częściej występowały odkształcenia „plastyczne”, podczas gdy dla niższych ciśnień dominowały zniszczenia kruche. Wraz ze wzrostem ciśnienia okólnego maleją również znormalizowane wartości modułów oraz zmniejsza się zakres uzyskiwanych wartości. Można zatem stwierdzić, że wraz ze wzrostem ciśnienia komorowego maleją efekty anizotropii i odpowiedź materiału jest coraz bardziej izotropowa.



## 6. Identyfikacja stałych materiałowych ilów warwowych dla wybranych anizotropowych warunków wytrzymałości

Wyniki badań doświadczalnych, przedstawione w poprzednim rozdziale, wykorzystano do kalibracji wybranych kryteriów wytrzymałości. Anizotropia wytrzymałości ośrodka ma duży wpływ na bezpieczeństwo konstrukcji z niego wykonanej. Z tego powodu, dobór adekwatnego modelu do opisu zachowania anizotropowego ośrodka jest niezwykle istotny. Z szeregu anizotropowych kryteriów (przedstawionych w rozdziale 2.2.) do ewaluacji wybrano 4 kryteria – jedno kryterium „matematyczne”, kryterium hybrydowe łączące podejście matematyczne z jedną rodziną płaszczyzn osłabienia, kryterium empiryczne oraz kryterium bazujące na koncepcji ciągłego rozkładu płaszczyzn osłabienia. W dalszych punktach przedstawiono procedury identyfikacji parametrów kryteriów na podstawie wyników danych eksperymentalnych oraz porównanie wyników teoretycznych z wynikami badań. Należy podkreślić, że w każdym przypadku należało opracować własną procedurę identyfikacji, adekwatną dla badanego materiału. W pierwszej kolejności zaprezentowano identyfikację kryterium Pariseau a następnie koniunkcję kryterium Pariseau z koncepcją płaszczyzny krytycznej. Dalej przedstawiono kryterium bazujące na modelu McLamore'a-Gray'a. Na końcu omówiono model z dyskretnym rozkładem płaszczyzn osłabienia. Rozdział kończy podsumowanie.

### 6.1. Kryterium Pariseau

Pierwszym kryterium przyjętym do identyfikacji jest to zaproponowane przez Pariseau (pkt. 2.2.1). Jest to anizotropowe kryterium opisujące materiał kohezyjno-tarciowy, pozwalające na uwzględnienie zależności wytrzymałości od ciśnienia komorowego. Ma ono zastosowanie do opisu tzw. słabej anizotropii, dla której występuje „ciągła” funkcja zniszczenia. Dla uzyskanych wyników wydaje się właściwe zastosowanie właśnie takiego opisu. W badaniach teoretycznych ilu warwowego przyjęto założenie, że jest to materiał transwersalnie izotropowy. Kryterium Pariseau (2.14 i 2.15) w kierunkach materiałowych można uprościć do następującej postaci:

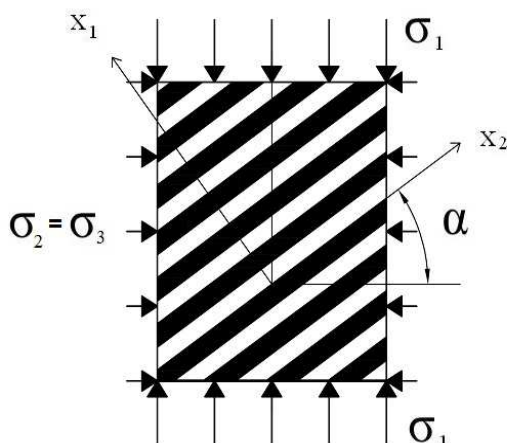
$$[F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G((\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + (\sigma_{11} - \sigma_{22})^2) + (2G + 4F)\sigma_{23}^2 + M(\sigma_{31}^2 + \sigma_{12}^2)]^{1/2} - [U\sigma_{11} + V(\sigma_{22} + \sigma_{33})] - 1 = 0 \quad (6.1)$$

gdzie F, G, M, U, V są stałymi materiałowymi a  $\sigma_{ij}$  składnikami tensora naprężenia zgodnymi

z przyjętym układem materiałowym (Rys. 6.1). By zastosować taką postać kryterium wartości składników tensora należy wyznaczyć poprzez transformację wartości maksymalnego pionowego naprężenia  $\sigma_1$  oraz ciśnienia komorowego  $\sigma_2=\sigma_3$  do kierunków materiałowych:

$$\begin{aligned}\sigma_{11} &= \sigma_1 \cos^2 \alpha + \sigma_3 \sin^2 \alpha, \\ \sigma_{22} &= \sigma_3 \cos^2 \alpha + \sigma_1 \sin^2 \alpha, \\ \sigma_{33} &= \sigma_3, \\ \sigma_{12} = \sigma_{21} &= (\sigma_1 - \sigma_3) \cos \alpha \sin \alpha, \\ \sigma_{13} = \sigma_{31} &= 0, \\ \sigma_{23} = \sigma_{32} &= 0,\end{aligned}\tag{6.2}$$

gdzie  $\alpha$  to kąt orientacji warstwowania (Rys. 6.1). Z powyższych równań wyznaczono rozwiązanie odpowiadające maksymalnemu naprężeniu  $\sigma_1$  przy ściskaniu. W dalszej części procedurę identyfikacji przeprowadzano w odniesieniu do tej wartości. Identyfikacja kryterium polega na określeniu 5 stałych materiałowych U, V, G, F i M.



Rysunek 6.1. Definicja stosowanych oznaczeń:  $\sigma_1$  – maksymalne pionowe naprężenie,  $\sigma_2 = \sigma_3$  – ciśnienie komorowe,  $\alpha$  – kąt orientacji struktury gruntu

### 6.1.1. Procedura identyfikacji

Klasycznie identyfikację stałych materiałowych kryterium Pariseau realizuje się poprzez wykonanie testów jednoosiowego ściskania i rozciągania w kierunkach materiałowych oraz dodatkowego testu jednoosiowego ściskania dla  $\alpha=45^\circ$ . Jednak w przypadku iltu warwowego wykonanie takich testów jest obarczone dużymi błędami (patrz punkt 5.4). W związku z tym wyznaczenie stałych materiałowych przeprowadzono w odmienny sposób, z wykorzystaniem wszystkich wyników wytrzymałości uzyskanych

w trakcie badań laboratoryjnych. Zrealizowano to, bazując na metodzie najmniejszych kwadratów, poprzez wpisanie modelu w istniejące dane eksperymentalne. Jako wyznacznik jakości wpisania przyjęto sumę kwadratów różnic między znormalizowanymi wartościami wyznaczonymi z kryterium  $\sigma^M/\sigma_3$  a znormalizowanymi danymi eksperymentalnymi  $\sigma^E/\sigma_3$ :

$$R = \sum (\sigma_1^M/\sigma_3 - \sigma_1^E/\sigma_3)^2 \quad (6.3)$$

Normalizacja pozwala na uwzględnieniu w równym stopniu jakości wpisania dla wszystkich ciśnień okólnych. Optymalnych wartości stałych materiałowych szukano w określonych przedziałach (dla każdego parametru) sprawdzając wszystkie potencjalne kombinacje stałych. Dla poszczególnych zestawów parametrów wyznaczano  $\sigma_1^M$  oraz wartość R. Celem było znalezienie takich, dla których uzyskiwano minimalne R tj. najlepsze dopasowanie. Z powodu dużej ilości parametrów procedura okazała się dość czasochłonna. W związku z tym obliczenia wykonywano etapowo.

W pierwszej kolejności przeprowadzono kalibrację wstępną, mającą na celu określenie orientacyjnych wartości dla każdego z 5 parametrów. Korzystając równań 6.1 i 6.2 wyznaczono rozwiązanie  $\sigma_1$  odpowiadające ściskaniu:

$$\sigma_1 = \frac{(p1 - 2\sqrt{p2})}{p3},$$

$$\begin{aligned} p1 = & -4(U+V) - (3F+7G+2M+U^2+10UV+5V^2)\sigma_3 \\ & +4(V+(F-G+V^2)\sigma_3 U(1+V\sigma_3))\cos(2\alpha) \\ & +(-F-5G+2M+(U-V)^2)\sigma_3\cos(4\alpha), \end{aligned} \quad (6.4)$$

$$\begin{aligned} p2 = & 2(1+U\sigma_3+2V\sigma_3)^2 \\ & (3F+7G+2M+4(-F+G)\cos(2\alpha)+(F+5G-2M)\cos(4\alpha)), \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} p3 = & -3F-7G-2M+2UV+3V^2+8U^2\cos^4(\alpha)+4(F-G-V^2)\cos(2\alpha) \\ & +(-F-5G+2M-2UV+V^2)\cos(4\alpha). \end{aligned}$$

Powyższe równanie zaimplementowano do programu Mathematica a następnie stałe U, V, G, F i M zostały wyznaczone poprzez dopasowanie modelu do wyników eksperymentalnych metodą regresji nieliniowej. Powyższa technika nie daje optymalnych wartości parametrów ze względu na nieliniową postać funkcji 6.4 i związane z tym występowanie minimów lokalnych. Mimo to metoda ta pozwoliła na ustalenie zakresów referencyjnych stałych.

W kolejnym kroku nastąpiła właściwa identyfikacja stałych materiałowych kryterium, którą przeprowadzono etapami z wykorzystaniem kodu zapisanego w środowisku Matlab. W pierwszej kolejności przygotowywano wielowymiarową tablicę zawierającą wszystkie kombinacje parametrów U, V, G, F i M w określonym przedziale wartości, przy czym dla

każdego parametru sprawdzano wartości dzielące przeszukiwany zakres na 30 równych przedziałów. Taka macierz wynikowa zawierała  $30^5$  zestawów parametrów, dla których z równania 6.4, wyznaczono wartości  $\sigma^M_1/\sigma_3$  dla wszystkich rozpatrywanych ciśnień komorowych oraz orientacji uwarstwienia. Uzyskane wyniki zestawiono z wynikami eksperymentalnymi  $\sigma^E_1/\sigma_3$  i z równania 6.3 dla każdego zestawu stałych materiałowych wyznaczono odpowiadającą mu wartość sumy różnicy kwadratów. Jako parametry dające najlepsze dopasowanie wybierano te dla których uzyskano najmniejszą wartość R i to one stanowiły środek przedziału w kolejnym kroku. We wszystkich etapach stosowano tę samą procedurę a dokładność wyznaczenia stałych była zwiększana poprzez zmniejszenie przeszukiwanego zakresu. Obliczenia prowadzono do momentu aż kolejne zmniejszenie przedziałów nie skutkowało znaczącą poprawą sumy różnicy kwadratów. Czas obliczeń w każdym kroku wyniósł ok. 4,5h.

### 6.1.2. Wyniki modelowania

W pierwszej kolejności identyfikację stałych materiałowych wykonano dla wszystkich wyników tj. w pełnym zakresie ciśnień komorowych. Stosując powyższą procedurę ustalono zakresy wstępne (Tab. 6.1.) oraz optymalny zestaw parametrów kryterium Pariseau:

$$U=0.00495, \quad V=0.00805, \quad G=0.000249, \quad F=0.000313, \quad M=0.00141. \quad (6.5)$$

Dla powyższych parametrów wartość współczynnika R wyniosła 5.56. Na podstawie uzyskanych wyników wyplotowano w sposób dyskretny wartości naprężenia maksymalnego  $\sigma^M_1$  dla orientacji  $\alpha$  w zakresie od  $0^\circ$  do  $90^\circ$  co  $1^\circ$ . Zestawienie danych eksperymentalnych  $\sigma^E_1$  z predykcją wytrzymałości na podstawie skalibrowanego modelu przedstawiono na rysunku 6.2. Jak widać ogólny trend zależności między naprężeniem  $\sigma_1$  a orientacją uwarstwienia został dość dobrze odwzorowany. Wyjątkiem są wyniki dla ciśnienia komorowego 800kPa dla orientacji  $\alpha$  od  $0^\circ$  do  $30^\circ$ , jednak w tym zakresie wyniki znacznie odbiegają od trendu obserwowanego dla innych ciśnień okólnych. Patrząc na uzyskane wartości można stwierdzić, że dla ciśnień komorowych 50kPa i 600kPa uzyskane wartości dobrze wpisują się w wyniki badań laboratoryjnych, jednak dla ciśnień 200kPa i 400kPa są zaniżone a dla 800kPa i 1000kPa – zawyżone. W kryterium Pariseau, przy założeniu parametru  $n=1$ , zakłada się liniową zależność między wytrzymałością a ciśnieniem komorowym. W przypadku gruntów szczególnie dla niskich ciśnień obserwuje się obniżenie wytrzymałości (pkt. 5.5.7). W związku z tym kryterium Pariseau zidentyfikowane w pełnym zakresie ciśnień komorowych nie daje satysfakcjonujących rezultatów.

Tabela 6.1. Ustalone wstępnie wartości parametrów kryterium Pariseau identyfikowane w zakresie ciśnień okólnych 50-1000kPa

	U [-]	V [-]	G [-]	F [-]	M [-]
Wartość minimalna	0.003	0.006	0.00002	0.0002	0.001
Wartość maksymalna	0.006	0.009	0.00005	0.0005	0.004

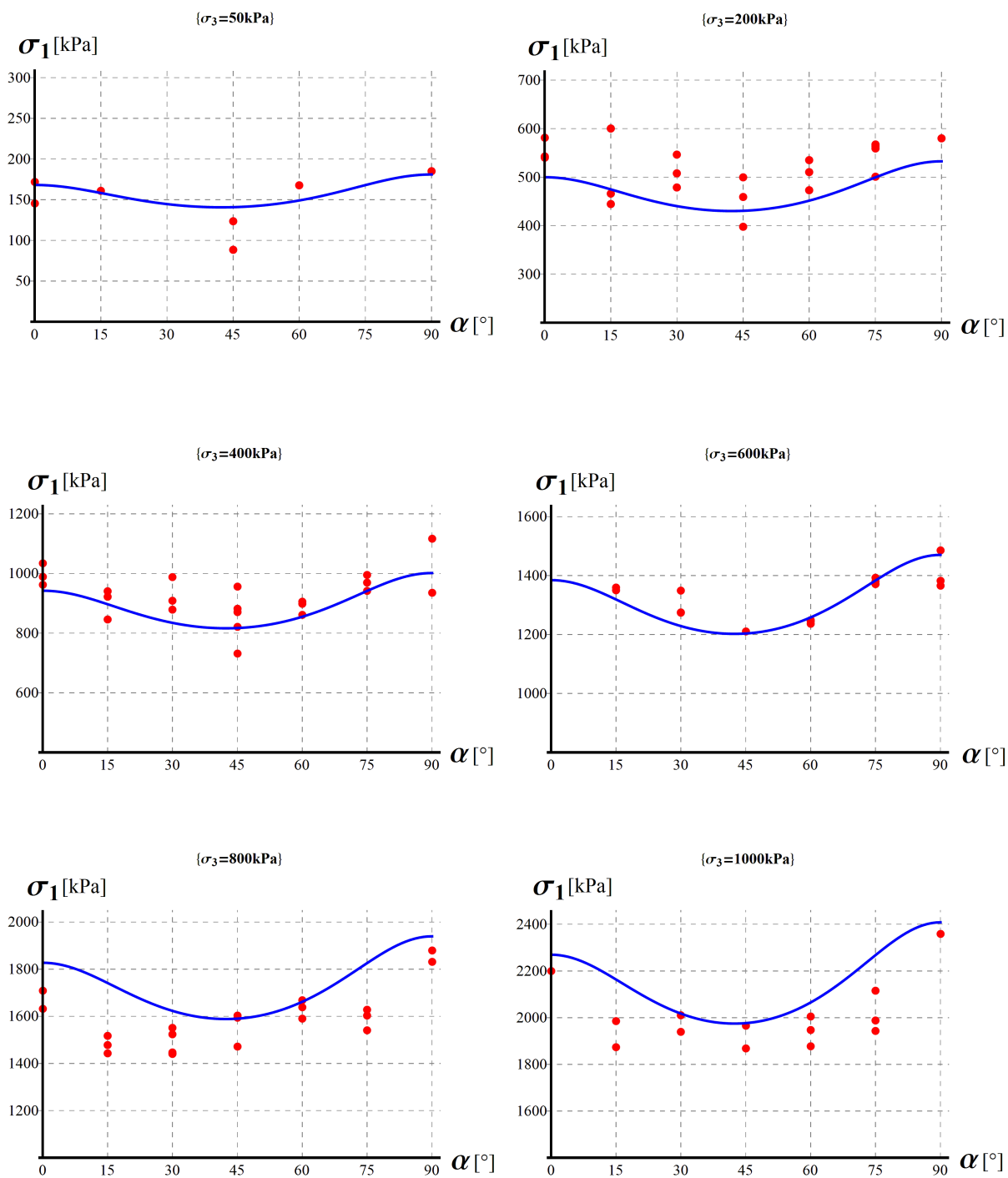
Tabela 6.2. Ustalone wstępnie wartości parametrów kryterium Pariseau identyfikowane w zakresie ciśnień okólnych 200-1000kPa

	U [-]	V [-]	G [-]	F [-]	M [-]
Wartość minimalna	0.002	0.001	0.00002	0.000005	0.0001
Wartość maksymalna	0.005	0.004	0.00005	0.000008	0.0004

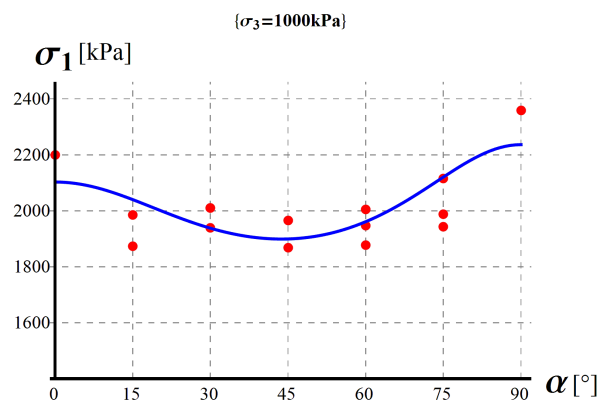
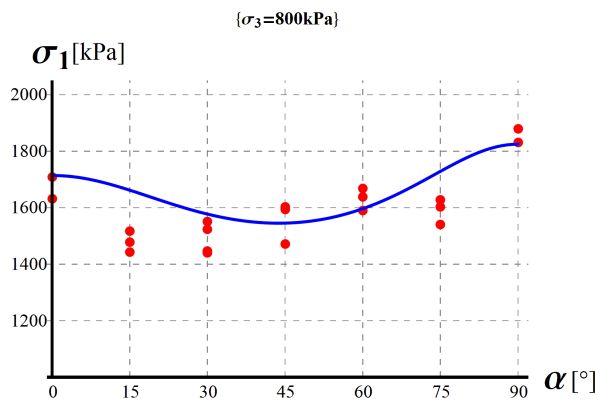
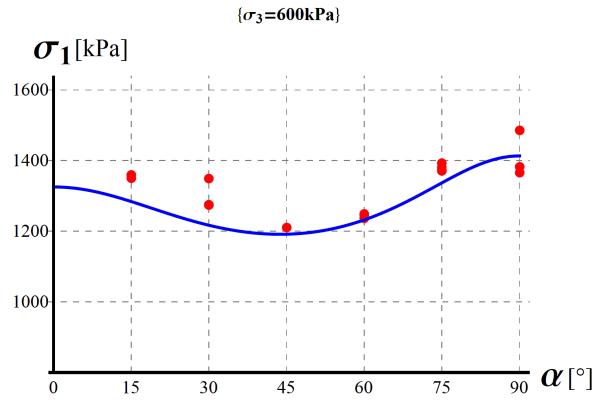
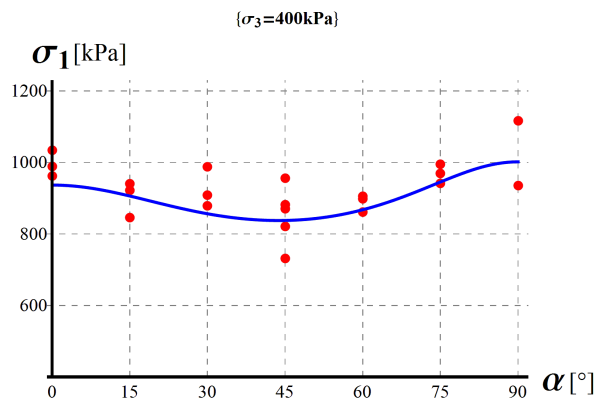
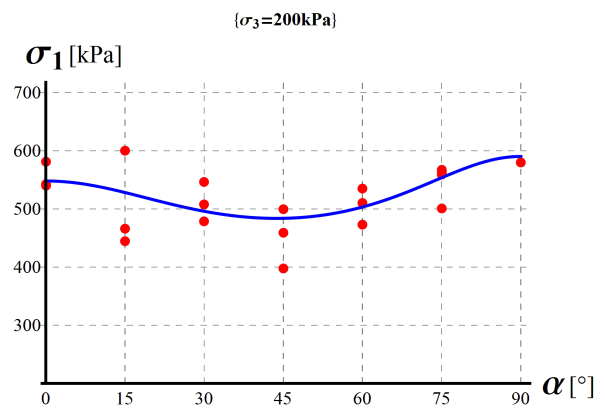
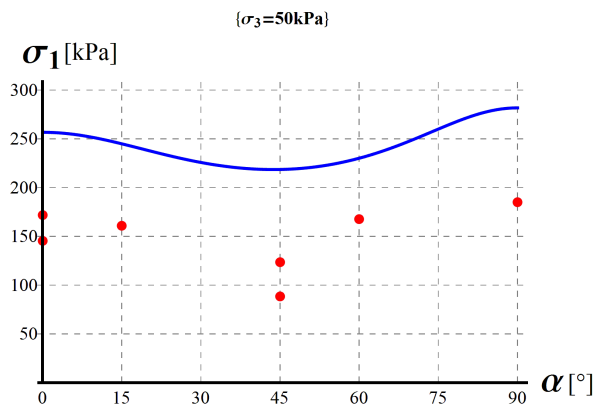
W kolejnym kroku zdecydowano się zidentyfikować kryterium z pominięciem wyników otrzymanych dla najniższego ciśnienia, a jedynie dla zakresu ciśnień okólnych 200-1000kPa. W toku obliczeń uzyskano zakresy wstępne (Tab. 6.2) oraz następujący zestaw parametrów:

$$U=0.00306, V=0.00143, G=0.0000434, F=0.0000056, M=0.000172. \quad (6.6)$$

W tym wypadku wartość współczynnika R wyniosła 2.07. Jest to częściowo spowodowane mniejszą ilością wyników, w które się wpisywano. Współczynnik R, wyliczony w tym samym zakresie ciśnień komorowych dla parametrów wyznaczonych w poprzednim punkcie (6.5), wyniósł 3.99, co jest wartością znacznie wyższą. Również na wykresie zestawiającym dane teoretyczne i eksperymentalne (Rys. 6.3) widać znaczną jakościową poprawę wpisania modelu w wyniki badań dla wyższych ciśnień okólnych. Wartości naprężenia  $\sigma^M_1$  dla ciśnienia komorowego 50kPa, zgodnie z przewidywaniami, są znacznie wyższe od wartości eksperymentalnych  $\sigma^E_1$ . Jednak dla pozostałych ciśnień naprężenia uzyskane z kryterium pokrywają się z wartościami z badań laboratoryjnych. Wobec znacznych różnic w wynikach dla 50kPa, współczynnik R wyliczony w pełnym zakresie ciśnień dla parametrów wyznaczonych w zakresie ciśnień okólnych 200-1000kPa (6.5) wyniósł 28.46. Jest to wartość znacznie wyższa niż w przypadku wpisania modelu we wszystkie wyniki badań, czego przyczyną jest to, że wartość wytrzymałości uzyskanej eksperymentalnie dla najniższego ciśnienia komorowego znacznie odbiega od liniowego trendu założonego dla pozostałych ciśnień. Ponadto, zastosowanie procedury normalizacji powiększyło wpływ najniższego



Rysunek 6.2. Zestawienie wyników eksperymentalnych i kryterium Pariseau zidentyfikowanego dla ciśnień komorowych 50-1000kPa, odpowiednio dla ciśnienia komorowego 50kPa, 200kPa, 400kPa, 600kPa, 800kPa, 1000kPa



Rysunek 6.3. Zestawienie wyników eksperymentalnych i kryterium Pariseau zidentyfikowanego dla ciśnień komorowych 200-1000kPa, odpowiednio dla ciśnienia komorowego 50kPa, 200kPa, 400kPa, 600kPa, 800kPa, 1000kPa

ciśnienia na ostateczny wynik. Zestawienie współczynnika R dla różnych wariantów obliczeniowych przedstawiono w tabeli 6.3.

Tabela 6.3. Zestawienie współczynnika R dla różnych wariantów identyfikacji

		Identyfikacja w zakresie	
		50-1000kPa	200-1000kPa
R [-]	50-1000kPa	5.56	28.46
	200-1000kPa	3.99	2.07

### 6.1.3. Wnioski

Przedstawione wyniki dowodzą tego, że kryterium Pariseau przy odpowiedniej kalibracji w dobry sposób opisuje wytrzymałość badanego ilitu warwowego. Zastosowana procedura pozwoliła na efektywną identyfikację parametrów kryterium. Dla badanego ilitu warwowego stwierdzono właściwą korelację z wynikami eksperymentalnymi w zakresie ciśnień komorowych 200-1000kPa. Jednak dla przyjętych parametrów dla niższych ciśnień okólnych uzyskuje się zawyżone wyniki. W związku z tym model ten nie może być stosowany w pełnym zakresie ciśnień. Metodą na poprawę wpisania dla wszystkich ciśnień komorowych może być uwzględnienie dodatkowo zmienności parametru n w kryterium Pariseau (2.14). Wiązałoby się to jednak ze znacznym wydłużeniem czasu obliczeniowego.

## 6.2. Kryterium Pariseau z jedną rodziną płaszczyzn osłabienia

Kolejnym weryfikowanym kryterium jest modyfikacja kryterium Pariseau polegająca na wprowadzeniu jednej rodziny płaszczyzn osłabienia (pkt. 2.2.3). W modelu tym zakłada się, że badany materiał składa się z matrycy opisanej kryterium Pariseau i układu równoległych płaszczyzn osłabienia opisanych kryterium Druckera-Pragera. Do opisu wytrzymałości matrycy wykorzystano warunek Pariseau w postaci jak we wzorze 6.1. Z kolei do opisu wytrzymałości powierzchni osłabienia wykorzystano warunek Druckera-Pragera (2.35) po przekształceniu do układu naprężeń głównych:

$$\sigma_1 - \sigma_3 + \frac{3a^{(k)}\sigma_3 + c^{(k)}}{\frac{1}{2}\sqrt{1 - 12(a^{(k)})^2 \sin 2\alpha - 3a \cos^2 \alpha}} = 0, \quad (6.6)$$

gdzie  $\sigma_1$  i  $\sigma_3$  są, jak poprzednio, naprężeniem pionowym i ciśnieniem komorowym a  $a^{(k)}$  i  $c^{(k)}$



współczynnikiem tarcia i kohezją na płaszczyźnie krytycznej. Z obu równań wyznaczano wartość naprężenia  $\sigma_1$ . Ostateczną wartość wytrzymałości wyznaczano z koniunkcji 2 warunków – kryterium Pariseau  $F_1$  i płaszczyzny krytycznej  $F_2$ :

$$\begin{array}{ll} \min(F_1, F_2) & \text{dla } F_2 > 0 \\ F_1 & \text{dla } F_2 \leq 0 \end{array} \quad (6.7)$$

Wykorzystania funkcji płaszczyzny krytycznej ograniczono do wartości dodatnich  $\sigma_1$  (ściskania) ze względu na postać warunku i uzyskiwania wartości ujemnych (rozciągania) dla części orientacji  $\alpha$ . Identyfikacja kryterium polega na wyznaczeniu 7 parametrów: 5 stałych materiałowych Pariseau (U, V, G, F, M) oraz 2 parametrów płaszczyzny krytycznej.

### 6.2.1. Procedura identyfikacji

Zastosowano podobną procedurę identyfikacji jak w przypadku kryterium Pariseau, bazującą na metodzie najmniejszych kwadratów. Ponownie, jako wyznacznik jakości wpisania kryterium, przyjęto współczynnik R (6.3). W pierwszej kolejności przeprowadzono kalibrację wstępną, mającą na celu określenie orientacyjnych wartości dla każdego z 7 parametrów. W tym celu wzory 6.4, 6.6 i 6.7 wprowadzono do programu Mathematica a następnie wyznaczono stałe U, V, G, F, M,  $a^{(k)}$  i  $c^{(k)}$  poprzez dopasowanie modelu do wyników eksperymentalnych metodą regresji nieliniowej. Prowadzono również próby identyfikacji obu kryteriów osobno w określonych zakresach kątów. Uzyskane wyniki wykorzystano do określenia zakresów szukanych wartości w kolejnym etapie.

Właściwą identyfikację przeprowadzono etapami, podobnie jak w przypadku kryterium Pariseau (pkt. 6.1.1), tworząc odpowiedni kod w środowisku Matlab. W każdym etapie najpierw tworzono tablicę zawierającą wszystkie kombinacje, tym razem, 7 parametrów z określonego przedziału wartości. Ze względu na rozmiar macierzy zastosowano mniejszy podział przeszukiwanych zakresów tj. 20, co dało  $20^7$  zestawów parametrów. Gdyby zastosować podział na 30 przedziałów, jak w przypadku kryterium Pariseau, czas obliczeń pojedynczego etapu wyniósł by około 5 miesięcy. Dla przyjętej liczby przedziałów obliczenia w jednym etapie trwały ok. 10 dni. Dla macierzy wynikowej z warunku 6.7 oraz wzorów 6.4 i 6.6, wyznaczono wartości  $\sigma^M_1/\sigma_3$  dla wszystkich rozpatrywanych ciśnień komorowych oraz orientacji uwarstwienia – dla wszystkich kombinacji parametrów w określonych przedziałach wartości. Uzyskane wyniki zestawiono z wynikami eksperymentalnymi  $\sigma^E_1/\sigma_3$  i z równania 6.3 wyznaczono odpowiadające im wartości sumy różnicy kwadratów. Ponownie jako optymalny zestaw parametrów przyjęto ten

dla którego uzyskano najmniejszą wartość R i to one stanowiły środek przedziału w kolejnym kroku. We wszystkich etapach stosowano tę samą procedurę a dokładność wyznaczenia stałych była zwiększana poprzez zmniejszenie przeszukiwanego zakresu. Obliczenia prowadzono do momentu aż kolejne zmniejszanie przedziałów nie skutkowało znaczącą poprawą sumy różnicy kwadratów.

### 6.2.2. Wyniki modelowania

W pierwszej kolejności przeprowadzono identyfikację stałych materiałowych z wykorzystaniem wyników dla wszystkich ciśnień komorowych. Ustalono zakresy wstępne (Tab. 6.4) oraz optymalny zestaw stałych:

$$U=0.00465, V=0.00566, G=0.000182, F=0.000156, M=0.000791, \quad (6.8)$$

$$a^{(k)}=0.13, c^{(k)}=1\text{kPa}.$$

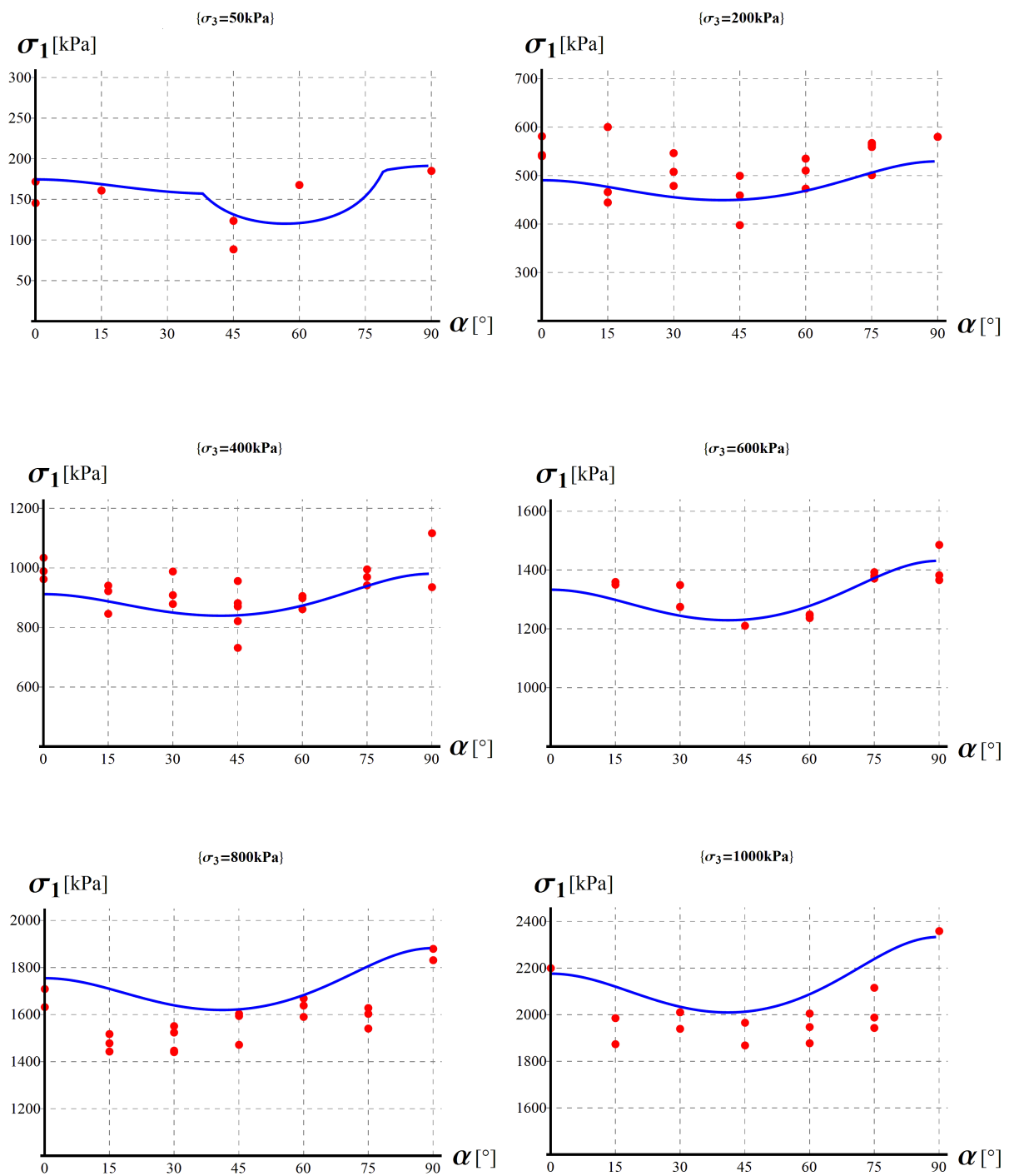
Dla tak ustalonych parametrów w pełnym zakresie ciśnień okólnych uzyskano wartość współczynnika R równego 5.53, czyli nieznacznie mniej niż w przypadku samego kryterium Pariseau. Natomiast w zakresie 200-1000kPa współczynnik wyniósł 3.52. Zestawienie danych eksperymentalnych  $\sigma_1^E$  z wykresem teoretycznym przedstawiono na rysunku 6.4. Na podstawie wykresów widać, że płaszczyzna krytyczna aktywuje się jedynie dla najniższego ciśnienia komorowego. Pomimo, że w eksperymencie obserwowano poślizg po słabszym składniku to nie ma to odzwierciedlenia w uzyskanych wynikach wytrzymałości. Dla większości ciśnień zniszczenie następuje w matrycy zgodnie z kryterium Pariseau. Tym samym jakość wpisania jest podobna jak w przypadku kryterium Pariseau.

Tabela 6.4. Ustalone wstępnie wartości parametrów kryterium Pariseau z płaszczyzną krytyczną identyfikowane w zakresie ciśnień okólnych 50-1000kPa

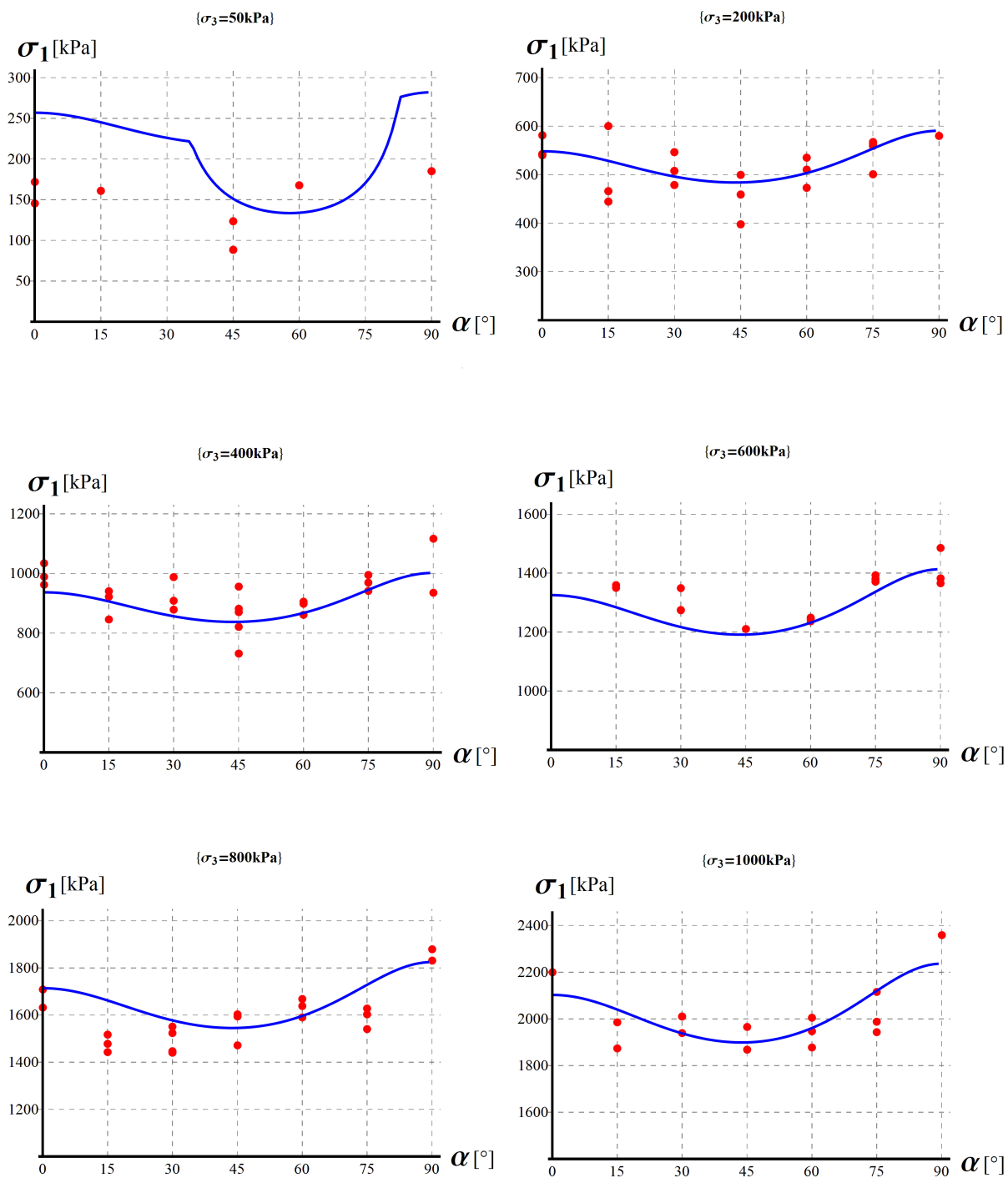
	U [-]	V [-]	G [-]	F [-]	M [-]	$a^{(k)}$ [-]	$c^{(k)}$ [kPa]
Wartość minimalna	0.003	0.004	0.0001	0.0001	0.0005	0	0
Wartość maksymalna	0.006	0.007	0.0004	0.0004	0.0008	0.5	100

W kolejnym kroku powtórzono identyfikację parametrów dla ciśnień komorowych 200-1000kPa. Dla kryterium Pariseau otrzymano taki sam zestaw parametrów jak w 6.5 i podobne parametry płaszczyzny krytycznej jak dla pełnego zakresu ciśnień komorowych:

$$a^{(k)}=0.14, c^{(k)}=2\text{kPa}. \quad (6.9)$$



Rysunek 6.4. Zestawienie wyników eksperymentalnych i kryterium Pariseau z płaszczyzną krytyczną zidentyfikowanego dla ciśnień komorowych 50-1000kPa, odpowiednio dla ciśnienia komorowego 50kPa, 200kPa, 400kPa, 600kPa, 800kPa, 1000kPa



Rysunek 6.5. Zestawienie wyników eksperymentalnych i kryterium Pariseau z płaszczyzną krytyczną zidentyfikowanego dla ciśnień komorowych 200-1000kPa, odpowiednio dla ciśnienia komorowego 50kPa, 200kPa, 400kPa, 600kPa, 800kPa, 1000kPa

Wartość współczynnika R, przy identyfikacji w zakresie 200-1000kPa, wyniosła 2.07 tj. tyle co w przypadku samego kryterium Pariseau. Jest to spowodowane wyznaczeniem współczynnika bez uwzględniania wyników ciśnienia komorowego 50kPa, w zakresie w którym nie występuje wpływ płaszczyzny krytycznej. Natomiast w pełnym zakresie 50-1000kPa dla tak zidentyfikowanych parametrów kryterium daje wartość R równą 18.83. Jest ona znacznie mniejsza niż w przypadku samego kryterium Pariseau (28.46). Zestawienie różnych wariantów obliczeniowych dla tego kryterium przedstawiono w tabeli 6.5. Wprowadzenie płaszczyzny krytycznej znacznie poprawiło wpisanie dla ciśnienia komorowego 50kPa, jednak na wykresie porównującym dane eksperymentalne i teoretyczne (Rys. 6.5) widać wyraźnie, że przebieg zależności naprężenia  $\sigma^E_1$  do uwarstwienia  $\alpha$  znacznie odbiega od zależności wyznaczonej z badań. Zatem koniunkcja kryterium Pariseau z jedną rodziną płaszczyzn osłabienia jako podstawowe kryterium dla iltu warwowego jest mało użyteczne. Należy zwrócić uwagę, że dla ośrodka dwuskładnikowego, gdy oba składniki mikrostruktury mają podobne właściwości mechaniczne funkcja wytrzymałości będzie miała „gładki” przebieg, jak to ma miejsce dla badanego gruntu. Na podstawie uzyskanych wyników ocenia się, że w przypadku iltu warwowego taka sytuacja ma miejsce.

Tabela 6.5. Zestawienie współczynnika R dla różnych wariantów identyfikacji

		Identyfikacja w zakresie	
		50-1000kPa	200-1000kPa
R [-]	50-1000kPa	5.3	18.83
	200-1000kPa	3.52	2.07

### 6.2.3. Wnioski

Przedstawione analizy wskazują, że kryterium z pojedynczą rodziną płaszczyzn osłabienia nie jest odpowiednim kryterium do opisu wytrzymałości badanego iltu warwowego. Płaszczyzna krytyczna aktywuje się jedynie dla najniższego ciśnienia komorowego. W związku z tym właściwym wydaje się następująca identyfikacja parametrów: stałe matrycy należy wyznaczyć dla wyższych ciśnień a stałe płaszczyzny krytycznej z uwzględnieniem wpływu płaszczyzn osłabienia dla najniższego ciśnienia komorowego. Taki dobór parametrów pozwoli na uzyskanie lepszego wpisania modelu dla najniższego ciśnienia bez pogarszania wpisania dla wyższych ciśnień. Mimo to, predykcja wytrzymałości uzyskana z koniunkcji kryterium Pariseau z koncepcją płaszczyzny krytycznej nie odpowiadają charakterystyce

zachowania się badanego ośrodka.

### 6.3. Kryterium empiryczne

Następne omawiane kryterium bazuje na empirycznie wyznaczanym kierunkowym rozkładzie parametrów wytrzymałości. Jest to zaproponowana przez McLamore'a i Gray'a (1967) modyfikacja kryterium Coulomba-Mohra, zgodnie z którą kąt tarcia wewnętrznego jak i spójność są związane z kierunkiem orientacji mikrostruktury. Warunek Coulomba-Mohra wyrażony w naprężeniach głównych  $\sigma_1$  i  $\sigma_3$  przedstawia się następująco:

$$(\sigma_1 - \sigma_3) - \frac{2c + 2\sigma_3 \operatorname{tg} \phi}{\sqrt{\operatorname{tg}^2 \phi + 1} - \operatorname{tg} \phi} = 0, \quad (6.10)$$

gdzie  $\phi$  jest kątem tarcia wewnętrznego a  $c$  spójnością (kohezją). Identyfikacja modelu polega na wyznaczeniu kierunkowego rozkładu wartości kąta tarcia wewnętrznego i kohezji na podstawie testów trójosiowego ściskania przeprowadzonych dla wybranych orientacji obciążenia względem uwarstwienia.

#### 6.3.1. Procedura identyfikacji

Do identyfikacji rozkładu parametrów wykorzystano wyniki testów trójosiowego ściskania przedstawione w punkcie 5.5.7. Dla każdej z 7 analizowanych orientacji uwarstwienia wyznaczono równania linii trendu dla wytrzymałości granicznej przedstawionej w przestrzeni naprężeń  $\sigma_1 - \sigma_3$  w postaci:

$$y = a \cdot x + b, \quad (6.11)$$

gdzie  $a$  i  $b$  są parametrami równania. Następnie dla wszystkich orientacji wyznaczono kąt tarcia wewnętrznego i spójność z następujących wzorów:

$$\begin{aligned} \phi &= 2 \operatorname{arctg}(\sqrt{a}) - \frac{\pi}{2}, \\ c &= \frac{b}{2\sqrt{a}}. \end{aligned} \quad (6.12)$$

Na tej podstawie wykreślono wykresy zależności parametrów  $\operatorname{tg} \phi$  i  $c$  od orientacji uwarstwienia  $\alpha$ . Ze względu na charakter uzyskanych zależności nie było możliwości wykorzystania klasycznej postaci funkcji zaproponowanych przez McLamore'a i Gray'a (2.25). Do opisu kierunkowego rozkładu parametrów kryterium wykorzystano wielomian trygonometryczny w postaci:

$$\begin{aligned} \operatorname{tg} \varphi &= A_0 + A_1 \cos \alpha + A_2 \cos^2 \alpha + \dots, \\ c &= B_0 + B_1 \cos \alpha + B_2 \cos^2 \alpha + \dots, \end{aligned} \quad (6.13)$$

gdzie  $A_i$  i  $B_i$  są jego współczynnikami. Identyfikację parametrów funkcji przeprowadzono w środowisku Mathematica poprzez dopasowanie modelu do wyników eksperymentalnych metodą regresji nieliniowej. Na tej podstawie wyznaczono wartości parametrów w pełnym zakresie kątów a następnie z równania 6.10 wyliczono wartości  $\sigma^M_1/\sigma_3$  dla wszystkich rozpatrywanych ciśnień komorowych oraz orientacji uwarstwienia, które zestawiono z wynikami eksperymentalnymi  $\sigma^E_1/\sigma_3$ . Jako parametr jakości wpisania przyjęto ponownie  $R$  wyznaczone z równania 6.3

### 6.3.2. Wyniki modelowania

Wartości kąta tarcia wewnętrznego i spójności wyznaczone na podstawie testów trójosiowego ściskania w pełnym zakresie ciśnień komorowych zestawiono w tabeli 6.6. Kąt  $\varphi$  przyjmuje wartości od  $15,5^\circ$  do  $22,2^\circ$  a jego tangens od 0.275 do 0.407, kohezja wyniosła od 25.8kPa do 83.2kPa. Dla kąta tarcia wewnętrznego uzyskane wyniki są podobne dla wszystkich orientacji, przy czym najwyższe wartości uzyskano dla poziomej ( $\alpha=0^\circ$ ) i pionowej ( $\alpha=90^\circ$ ) laminacji. Z kolei dla spójności widać duży rozrzut wartości, najniższą wartość uzyskano dla kąta  $\alpha=45^\circ$ , tj. orientacji dla której uzyskano najniższe wartości wytrzymałości, oraz dla poziomej i pionowej laminacji, co jest związane z wyższym kątem  $\varphi$ . Charakterystyki zależności parametrów wytrzymałości od kąta orientacji uzyskane dla iltu warwowego mają inny przebieg niż te przedstawione dla innych ośrodków warstwowych

Tabela 6.6. Zestawienie wyznaczonych parametrów wytrzymałości  $\varphi$  i  $c$  dla różnych orientacji próby identyfikowane w zakresie ciśnień okólnych 50-1000kPa

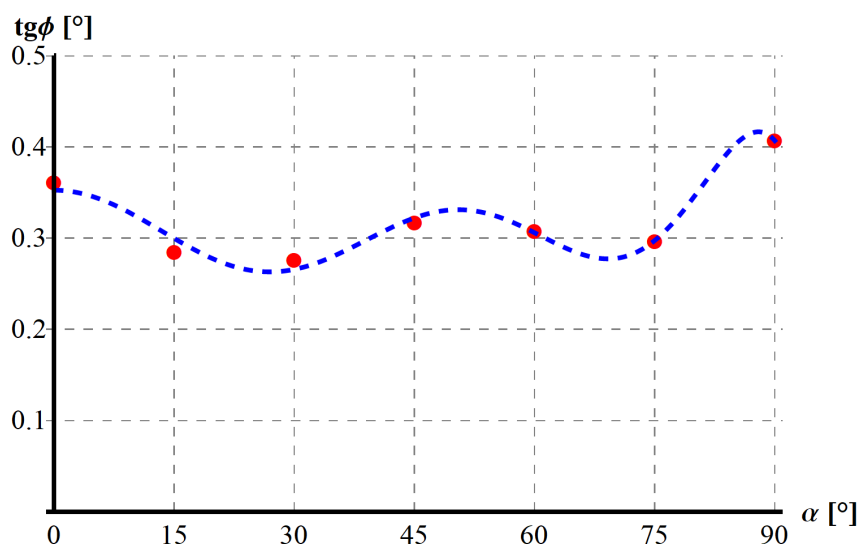
Parametry wytrzymałości	Kąt uwarstwienia $\alpha$ [°]						
	0	15	30	45	60	75	90
Tangens kąta tarcia wewn. $\operatorname{tg}\varphi$ [-]	0.361	0.285	0.276	0.317	0.308	0.297	0.407
Kąt tarcia wewnętrznego $\varphi$ [°]	19.9	15.9	15.5	17.6	17.1	16.5	22.2
Spójność $c$ [kPa]	42.3	61.5	72.2	25.8	49.5	83.2	34.5

m.in. przez McLamore'a i Gray'a (1967) czy Duveau i in. (1998). Jest to związane z dużą niejednorodnością ośrodka i obserwowanym rozrzutem uzyskiwanych wyników wytrzymałości. Jako funkcje rozkładu parametrów wytrzymałości przyjęto wielomiany piątego rzędu:

$$\begin{aligned} \operatorname{tg} \phi = & 0.4069 + 0.5844 \cos(\cos \alpha) - 9.8513(\cos \alpha)^2 + 32.0789(\cos \alpha)^3 \\ & - 39.2177(\cos \alpha)^4 + 16.3515(\cos \alpha)^5 \end{aligned} \quad (6.14)$$

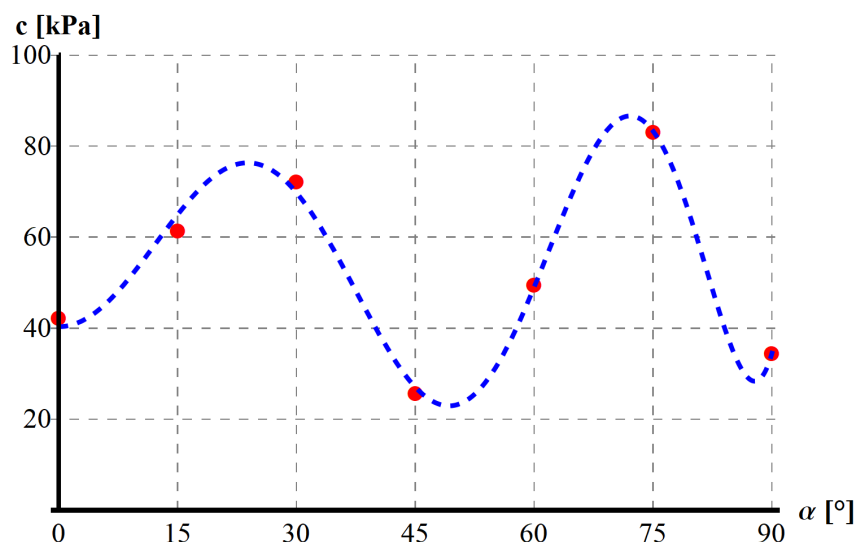
$$\begin{aligned} c = & 34.5172 - 347.8342(\cos \alpha) + 5589.7562(\cos \alpha)^2 - 19086.2001(\cos \alpha)^3 \\ & + 23807.0137(\cos \alpha)^4 - 9956.9146(\cos \alpha)^5. \end{aligned}$$

Na rysunkach 6.6 i 6.7 przedstawiono wykresy zależności tangensa kąta tarcia wewnętrznego  $\operatorname{tg} \phi$  oraz spójności  $c$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  – wartości empiryczne oraz zidentyfikowane funkcje rozkładu. Na tej podstawie wyznaczono wartości parametrów w zakresie kątów od  $0^\circ$  do  $90^\circ$  co  $1^\circ$  a następnie wyplotowano wartości naprężenia maksymalnego  $\sigma^M_1$ . Zestawienie danych eksperymentalnych  $\sigma^E_1$  z predykcją wytrzymałości na podstawie skalibrowanego modelu przedstawiono na rysunku 6.8. Współczynnik  $R$  wyznaczony w pełnym zakresie ciśnień wyniósł 14.08 a więc znacznie więcej niż w przypadku prezentowanych wcześniej kryteriów. Wysoka wartość tego współczynnika jest związana przede wszystkim z wyraźnie wyższymi naprężeniami  $\sigma^M_1$  uzyskanymi dla najniższego ciśnienia komorowego 50kPa. W zakresie ciśnień komorowych 200-1000kPa parametr  $R$  to 2.27, co jest wartością zbliżoną do tej uzyskanej dla kryterium Pariseau identyfikowanego w tym zakresie ciśnień. Wyznaczone zależności naprężenia  $\sigma_1$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  dość dobrze wpisują się w wyniki badań (z pominięciem najniższego ciśnienia komorowego), co jest związane



Rysunek 6.6. Zależność tangensa kąta tarcia wewnętrznego  $\operatorname{tg} \phi$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  identyfikowana w zakresie ciśnień okólnych 50-1000kPa





Rysunek 6.7. Zależność spójności  $c$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  identyfikowana w zakresie ciśnień okólnych 50-1000kPa

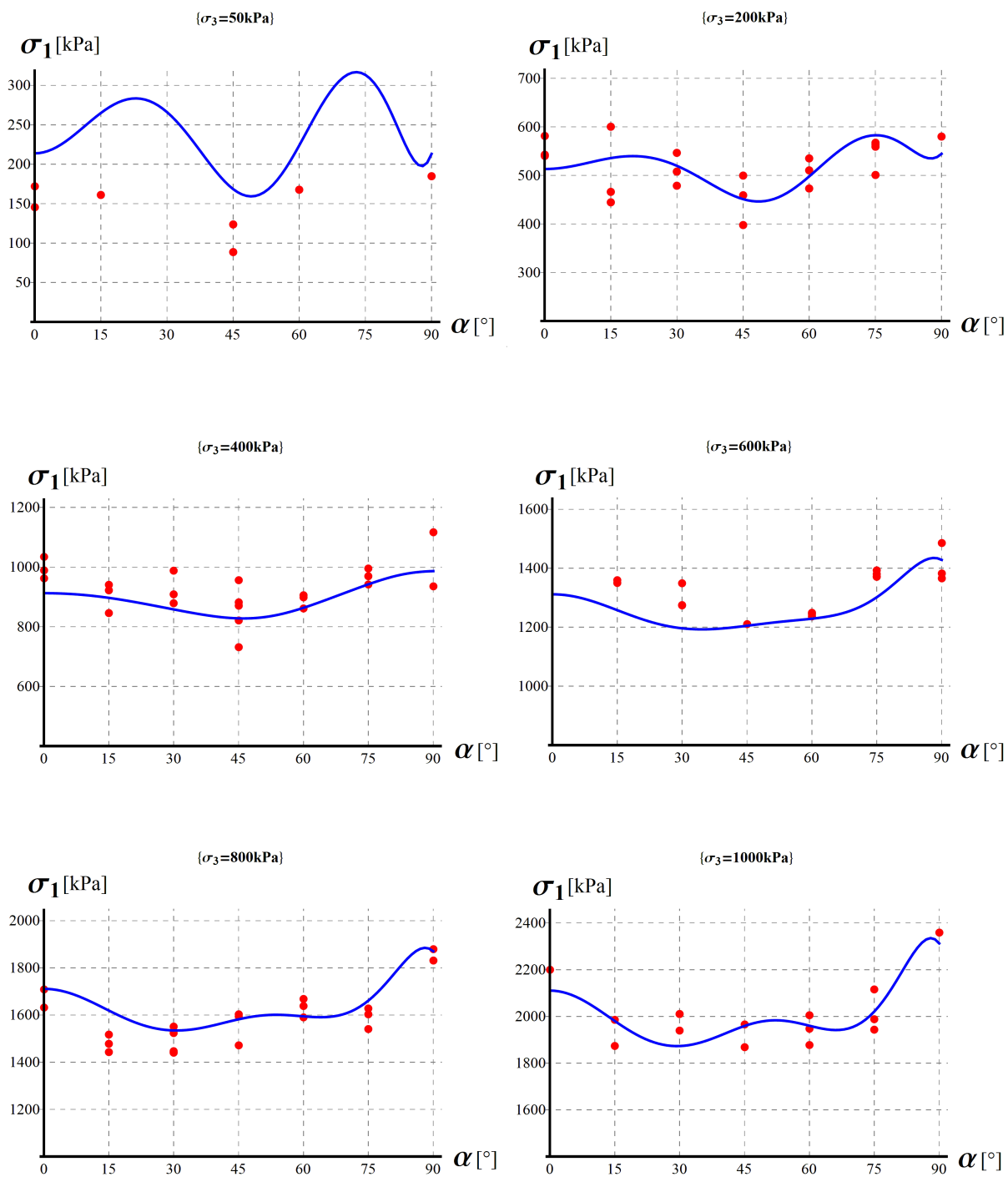
bezpośrednio z metodologią identyfikacji kryterium. Jednak prezentowane charakterystyki wytrzymałości są dość nietypowe, dla wyższych ciśnień komorowych nie obserwuje się charakterystycznego dla ośrodków warstwowych obniżenia wytrzymałości dla orientacji uwarstwienia zbliżonych do  $45^\circ$ . Jest to spowodowane równie nietypowymi rozkładami parametrów wytrzymałości wyznaczonymi na podstawie badań.

W związku z obserwowanymi prawidłowościami w kolejnym kroku przeprowadzono identyfikację parametrów wytrzymałości w zakresie ciśnień komorowych 200-1000kPa. Wyniki zestawiono w tabeli 6.7. Uzyskanie wyniki nie różnią się znacząco od tych wyznaczonych w pełnym zakresie ciśnień okólnych. Kąt  $\phi$  przyjmuje wartości od  $15.2^\circ$  do  $21.7^\circ$  a jego tangens od 0.271 do 0.398, kohezja wyniosła od 40.5kPa do 83.2kPa. Jako funkcje rozkładu parametrów wytrzymałości przyjęto wielomiany piątego rzędu w postaci:

$$\begin{aligned} \operatorname{tg} \phi = & 0.3979 + 0.2097(\cos \alpha) - 6.2257(\cos \alpha)^2 + 21.1765(\cos \alpha)^3 \\ & - 26.2131(\cos \alpha)^4 + 10.9744(\cos \alpha)^5. \end{aligned} \quad (6.15)$$

$$\begin{aligned} c = & 43.8791 - 159.2674(\cos \alpha) + 3465.0362(\cos \alpha)^2 - 12327.9834(\cos \alpha)^3 \\ & + 15530.7516(\cos \alpha)^4 - 6489.8985(\cos \alpha)^5. \end{aligned}$$

Wykresy zależności tangensa kąta tarcia wewnętrznego  $\operatorname{tg} \phi$  oraz spójności  $c$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  przedstawiono na rysunkach 6.9 i 6.10 a zestawienie danych eksperymentalnych  $\sigma^E_1$  z predykcją wytrzymałości na podstawie skalibrowanego modelu na rysunku 6.11. Współczynnik  $R$  wyznaczony w zakresie ciśnień 200-100kPa wyniósł 2.17, czyli nieznacznie mniej niż w przypadku identyfikacji na podstawie wszystkich danych.

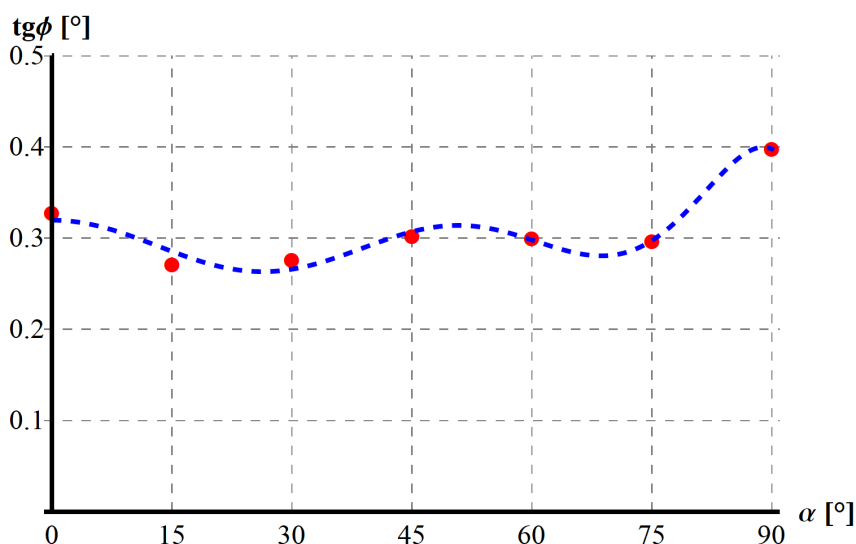


Rysunek 6.8. Zestawienie wyników eksperymentalnych i kryterium empirycznego zidentyfikowanego dla ciśnień komorowych 50-1000kPa, odpowiednio dla ciśnienia komorowego 50kPa, 200kPa, 400kPa, 600kPa, 800kPa, 1000kPa

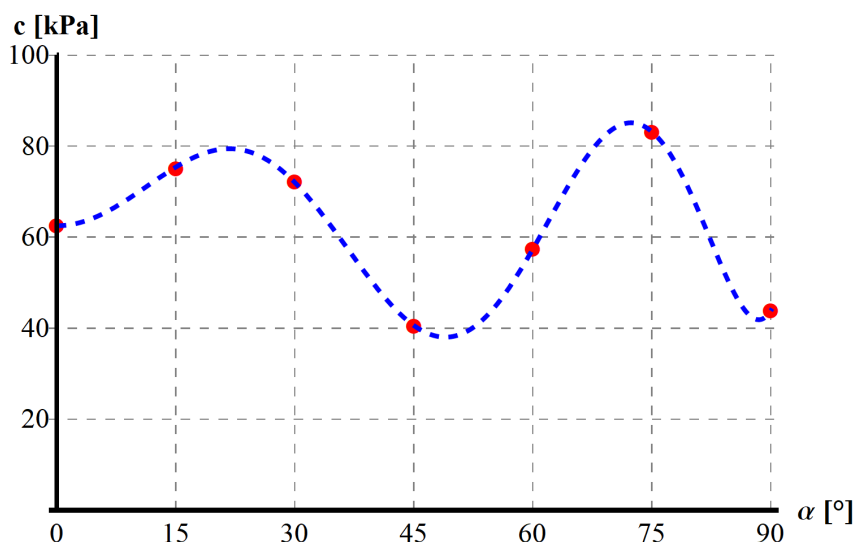
Tabela 6.7. Zestawienie wyznaczonych parametrów wytrzymałości  $\phi$  i  $c$  dla różnych orientacji próby identyfikowane w zakresie ciśnień okólnych 200-1000kPa

Parametry wytrzymałości	Kąt uwarstwienia $\alpha$ [°]						
	0	15	30	45	60	75	90
Tangens kąta tarcia wewn. $\text{tg}\phi$ [-]	0.328	0.271	0.276	0.302	0.300	0.297	0.398
Kąt tarcia wewnętrznego $\phi$ [°]	18.8	15.2	15.5	16.8	16.7	16.5	21.7
Spójność $c$ [kPa]	62.6	75.2	72.2	40.5	57.4	83.2	43.9

Charakterystyki uzyskane w tym wypadku są bardzo podobne do prezentowanych wcześniej wyników dla pełnego zakresu ciśnień. Nie obserwuje się jakościowej poprawy wpisania modelu w dane eksperymentalne. Ze względu na nie uwzględnienie najniższego ciśnienia komorowego różnice między wartościami teoretycznymi  $\sigma^M_1$  a eksperymentalnymi  $\sigma^E_1$  dla tego ciśnienia są większe i współczynnik  $R$  wyliczony dla pełnego zakresu ciśnień wyniósł aż 28.71. Zestawienie współczynnika  $R$  dla różnych wariantów obliczeniowych przedstawiono w tabeli 6.8.



Rysunek 6.9. Zależność tangensa kąta tarcia wewnętrznego  $\text{tg}\phi$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  identyfikowana w zakresie ciśnień okólnych 200-1000kPa



Rysunek 6.10. Zależność spójności  $c$  od kąta uwarstwienia  $\alpha$  identyfikowana w zakresie ciśnień okólnych 200-1000kPa

Tabela 6.8. Zestawienie współczynnika R dla różnych wariantów identyfikacji

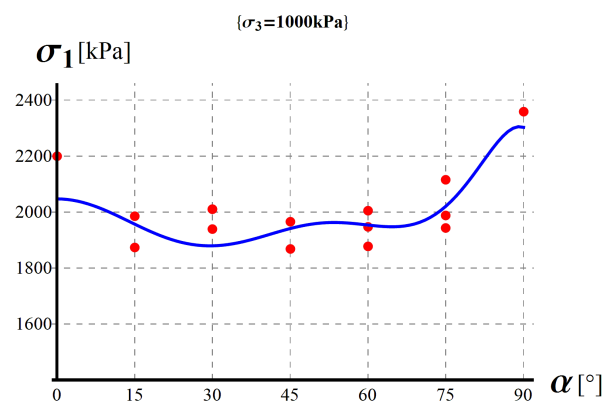
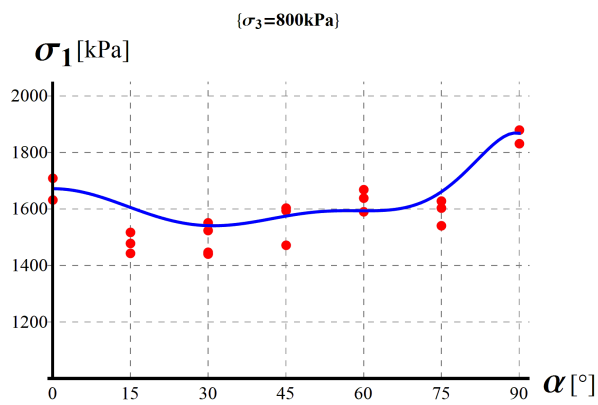
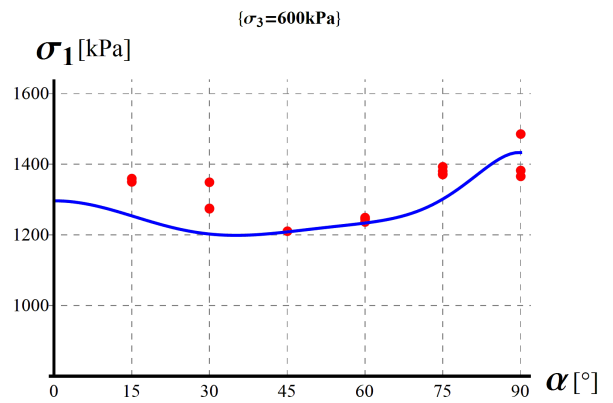
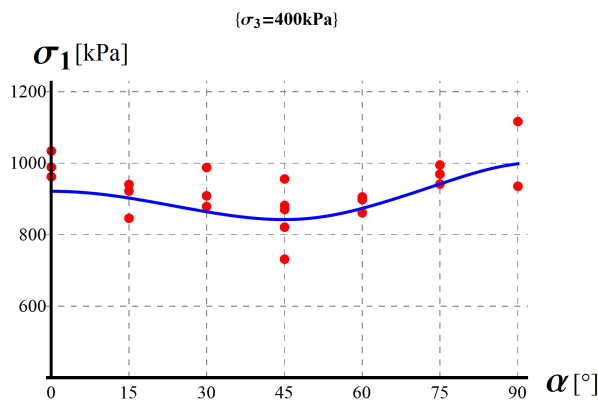
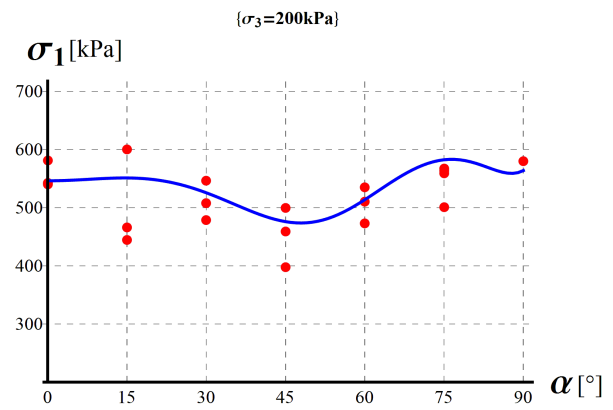
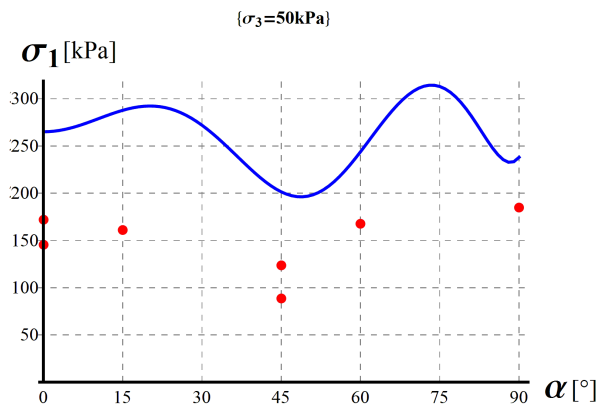
		Identyfikacja w zakresie	
		50-1000kPa	200-1000kPa
R [-]	50-1000kPa	14.08	28.71
	200-1000kPa	2.27	2.17

### 6.3.3. Wnioski

Przedstawione wyniki wskazują, że kryterium empiryczne może dobrze opisywać uzyskane wyniki badań. Jednak w przypadku ośrodka niejednorodnego o skomplikowanej mikrostrukturze rozrzut uzyskiwanych w trakcie badań wyników ma duży wpływ na wyznaczane charakterystyki wytrzymałości. Dla ilu warwowego stwierdzono właściwą korelację z danymi eksperymentalnymi w zakresie ciśnień komorowych 200-1000kPa. Pomimo, że w testach obserwuje się obniżenie wytrzymałości dla najniższego ciśnienia komorowego, to pominięcie go przy identyfikacji nie skutkowało uzyskaniem jakościowo lepszych wyników.

## 6.4. Kryterium z dyskretnym rozkładem płaszczyzn osłabienia

Ostatnim weryfikowanym kryterium jest to bazujące na koncepcji ciągłego rozkładu płaszczyzn osłabienia. W modelu zniszczenie następuje wskutek osiągnięcia wytrzymałości na jednej z płaszczyzn ciągłego rozkładu osłabienia. W podejściu tym nie występuje pojęcie matrycy,



Rysunek 6.11. Zestawienie wyników eksperymentalnych i kryterium empirycznego zidentyfikowanego dla ciśnień komorowych 200-1000kPa, odpowiednio dla ciśnienia komorowego 50kPa, 200kPa, 400kPa, 600kPa, 800kPa, 1000kPa

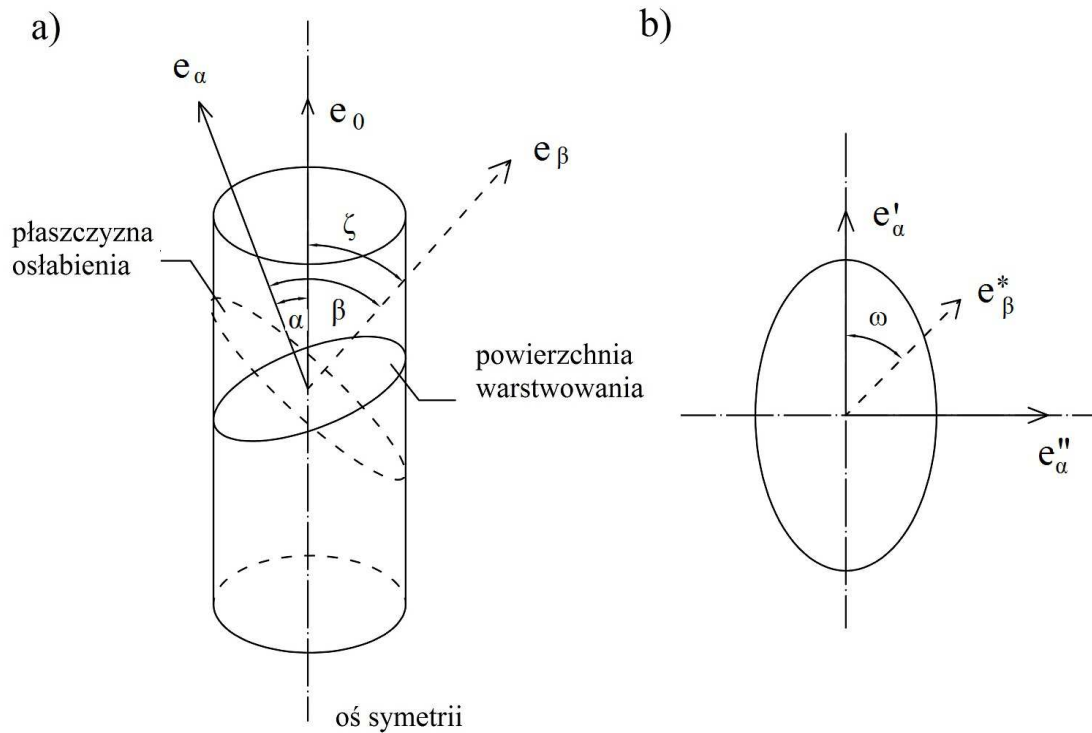
zniszczenie następuje na jednej z wielu płaszczyzn osłabienia, które nie są stowarzyszone z warstwowaniem obserwowanym makroskopowo. Na każdej z płaszczyzn obowiązuje to samo kryterium, jednak parametry płaszczyzn są zmienne i zależne od orientacji materiału. Identyfikacja kryterium polega na określeniu kierunkowego rozkładu parametrów wytrzymałości na płaszczyznach osłabienia. Bazując na powyższych założeniach w pracy zaproponowano kryterium, w którym przyjęto ograniczoną liczbę rozpatrywanych płaszczyzn, stąd określenie, że jest to kryterium z dyskretnym rozkładem płaszczyzn osłabienia. Założenia i metodologię przedstawiono w dalszej części.

#### 6.4.1. Sformułowanie kryterium

W proponowanym podejściu, w odróżnieniu od wcześniejszych prac, uwzględnia się wszystkie potencjalne położenia powierzchni krytycznej względem warstwowania. Założenia i oznaczenia przedstawiono na rysunku 6.12. Badania przeprowadzano na cylindrycznych próbach. Przyjmijmy, że powierzchnia warstwowania, o wektorze normalnym  $e_\alpha$ , odchylona jest o kąt  $\alpha$  od wektora  $e_0$  – działającego w osi próby. Takie nachylenie jest równoważne kątowi orientacji mikrostruktury  $\alpha$ , jak przyjęto w poprzednim rozdziale. Jeśli założymy występowanie powierzchni osłabienia w dowolnym położeniu to jej nachylenie względem uwarstwienia można oznaczyć poprzez kąt  $\beta$  między normalnymi tych dwóch powierzchni  $e_\beta$  i  $e_\alpha$  (Rys. 6.12a). Ze względu na symetrię materiałową wszystkie powierzchnie o danym  $\beta$  będą miały tą samą wartość parametrów wytrzymałości. Ponieważ takich powierzchni jest nieskończenie wiele konieczne jest wprowadzenie dodatkowego kąta  $\omega$ , określającego obrót płaszczyzny względem osi próby. Na rysunku 6.12b przedstawiono widok powierzchni warstwowania wraz ze rzutowanym wektorem powierzchni osłabienia  $e_\beta$  odchylonym od osi przekroju o kąt  $\omega$ . Na podstawie tak zidentyfikowanej płaszczyzny sformułowano warunek Coulomba w składowych wektora naprężenia na dowolnej płaszczyźnie jako:

$$\begin{aligned} f(\sigma_n, \tau, \beta) &= |\tau| - \sigma_n \operatorname{tg} \phi(\beta) \\ f(\sigma_n, \tau, \beta) &\leq c(\beta) \end{aligned} \quad (6.16)$$

gdzie  $\phi(\beta)$  i  $c(\beta)$  są parametrami tej płaszczyzny tj. kątem tarcia wewnętrznego i spójnością,  $\tau$  jest naprężeniem stycznym a  $\sigma_n$  naprężeniem normalnym na tej płaszczyźnie. W celu wyznaczenia tych naprężeń konieczne jest określenie położenia płaszczyzny względem osi próby. Oznaczmy kąt między normalną  $e_\beta$  a  $e_0$  jako  $\zeta$  (Rys. 6.12a). Po rzutowaniu naprężenia działającego na próbę, tj. pionowego naprężenia ( $\sigma_1$ - $\sigma_3$ ) oraz ciśnienia komorowego  $\sigma_3$ , na powierzchnię płaszczyzny osłabienia można określić wartości naprężenia stycznego



Rysunek 6.12. Identyfikacja położenia płaszczyzny osłabienia względem warstwowania i osi próbki a) widok próby, b) widok powierzchni warstwowania

i normalnego na tej płaszczyźnie jako:

$$\begin{aligned}\tau &= (\sigma_1 - \sigma_3) \cos \zeta \sin \zeta, \\ \sigma_n &= (\sigma_1 - \sigma_3) \cos^2 \zeta + \sigma_3.\end{aligned}\quad (6.17)$$

Wartości  $\sin \zeta$  i  $\cos \zeta$  wyznacza się z iloczynu skalarnego oraz wzorów trygonometrycznych następująco:

$$\begin{aligned}\cos \zeta &= e_\beta \cdot e_0, \\ \sin \zeta &= \sqrt{1 - \cos^2 \zeta}.\end{aligned}\quad (6.18)$$

Z kolei długości wektorów  $e_\beta$  oraz  $e_0$  można wyznaczyć korzystając z własności dodawania wektorów:

$$\begin{aligned}e_0 &= \cos \alpha e_\alpha + \sin \alpha e'_\alpha + 0 e''_\alpha, \\ e_\beta &= \cos \beta e_\alpha + \sin \beta \cos \omega e'_\alpha + \sin \beta \sin \omega e''_\alpha.\end{aligned}\quad (6.19)$$

Podstawiając je do równań (6.18) otrzymujemy następującą postać wyrażoną za pomocą kątów  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\omega$ :

$$\begin{aligned}\cos \zeta &= \cos \alpha \cos \beta + \sin \alpha \sin \beta \cos \omega, \\ \sin \zeta &= \sqrt{1 - (\cos \alpha \cos \beta + \sin \alpha \sin \beta \cos \omega)^2}.\end{aligned}\quad (6.20)$$

Ostateczne sformułowanie kryterium można przedstawić jako:

$$F(\sigma_1, \sigma_3, \alpha, \beta, \omega) = (\sigma_1 - \sigma_3) \cos \zeta \sin \zeta - ((\sigma_1 - \sigma_3) \cos^2 \zeta + \sigma_3) \operatorname{tg} \phi(\beta),$$

$$F(\sigma_1, \sigma_3, \alpha, \beta, \omega) \leq c(\beta) \quad (6.21)$$

$$\cos \zeta = \frac{\cos \alpha \cos \beta + \sin \alpha \sin \beta \cos \omega}{\sin \zeta = \sqrt{1 - (\cos \alpha \cos \beta + \sin \alpha \sin \beta \cos \omega)^2}}.$$

Identyfikacja kryterium polega na wyznaczeniu rozkładu parametrów dla płaszczyzn osłabienia. Wytrzymałość materiału  $\sigma_1$ , przy określonym ciśnieniu komorowym  $\sigma_3$  oraz orientacji próby  $\alpha$ , wyznacza się przez maksymalizację funkcji zniszczenia względem płaszczyzn osłabienia definiowanych kątami  $\beta$  i  $\omega$ . Powyższa funkcja ma 2 rozwiązania, w obliczeniach wykorzystano rozwiązanie dodatnie tj. odpowiadające ścisaniu. Uwzględnienie położenia płaszczyzny osłabienia względem osi próby (tj. wykonanie maksymalizacji zarówno po kącie  $\beta$  jak i  $\omega$ ) jest oryginalnym rozwiązaniem, we wcześniejszych pracach nie było to realizowane. Wykorzystanie koncepcji ciągłego rozkładu płaszczyzn osłabienia proponowali m.in. Pietruszczak i Mróz (2001) oraz Mróz i Maciejewski (2002). W pracach tych zakładano jednak, że jedynym parametrem identyfikującym położenie płaszczyzny krytycznej jest kąt  $\beta$ . W takiej sytuacji nie opisuje to zagadnienia trójwymiarowego a jedynie płaskie. Jednak dla cylindrycznych próbek poddanych testom trójosiowego ścisania konieczne jest rozważenie przypadku trójwymiarowego. W trakcie prac stwierdzono duży wpływ uwzględnienia kąta  $\omega$  na uzyskiwane wyniki, co potwierdza konieczność włączenia tego parametru do rozwiązania.

### 6.2.2. Procedura identyfikacji

W rozważaniach przyjęto występowanie 7 płaszczyzn osłabienia odchylonych od kąta orientacji warstwowania  $\alpha$  o kąt  $\beta$  równy, odpowiednio,  $0^\circ$ ,  $15^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $60^\circ$ ,  $75^\circ$  i  $90^\circ$ . Nachylenie  $\beta$  równe  $0^\circ$  odpowiada przebiegowi płaszczyzny osłabienia zgodnie z warstwowaniem a  $90^\circ$  nachyleniu prostopadłym do warstwowania. Procedurę identyfikacji przeprowadzono dwoma metodami. W pierwszej z nich, z wykorzystaniem badań laboratoryjnych określono obwiednie rozkładu parametrów materiału dla 7 przyjętych płaszczyzn osłabienia. Ze względu na dużą liczbę wyników laboratoryjnych obliczenia wykonano dla wartości średnich naprężenia  $\sigma_1$  dla każdego kąta orientacji  $\alpha$  i ciśnienia komorowego  $\sigma_3$ . Zestawienie wyników, które stanowiły podstawę analiz, przedstawiono w tabeli 6.6. Zgodnie z 6.21 wartość funkcji  $F$  dla danego  $\beta$ ,  $\phi(\beta)$ ,  $\omega$ ,  $\alpha$  i  $\sigma_3$ , nie może być większa niż  $c(\beta)$ . Korzystając z wyników z tabeli 6.9, dla każdej z rozważanych płaszczyzn



Tabela 6.9. Zestawienie wartości średnich naprężenia  $\sigma^E_1$ 

Kąt uwarstwienia $\alpha$ [°]	Ciśnienie komorowe $\sigma_3$ [kPa]					
	50	200	400	600	800	1000
0	158.8	554.8	995.1	-	1670.1	2199.0
15	161.1	503.1	903.1	1354.8	1478.9	1929.7
30	-	511.0	925.3	1299.4	1480.7	1986.1
45	106.3	452.3	852.2	1210.6	1556.3	1916.7
60	167.7	506.3	888.6	1243.7	1632.4	1943.3
75	-	547.8	968.8	1379.2	1590.4	2015.5
90	185.0	580.4	1026.1	1411.3	1854.8	2359.2

osłabienia  $\beta$  niezależnie, dokonano maksymalizacji funkcji  $F$  po kącie orientacji  $\alpha$  oraz kącie  $\omega$  – oddzielnie dla każdego ciśnienia komorowego  $\sigma_3$ , oraz po ciśnieniu komorowym  $\sigma_3$  i kącie  $\omega$  – oddzielnie dla każdego kąta orientacji  $\alpha$ , to jest:

$$\begin{aligned} \max_{\alpha, \omega} F(\sigma_1, \sigma_3, \alpha, \beta, \omega) &\leq c(\beta), \\ \max_{\sigma_3, \omega} F(\sigma_1, \sigma_3, \alpha, \beta, \omega) &\leq c(\beta). \end{aligned} \quad (6.22)$$

Na tej podstawie, przyjmując  $\tan\varphi(\beta)$  w zakresie od 0 do 0.7 z krokiem co 0.01, dla każdej analizowanej płaszczyzny osłabienia  $\beta$  wykreślono dwie serie wykresów odpowiadających maksymalizacji funkcji  $F$  po  $\alpha$  i  $\omega$  (por. Rys. 6.13a) lub  $\sigma_3$  i  $\omega$  (por. Rys. 6.13b). W efekcie otrzymano linie rozkładu parametrów. Obwiednie zarówno jednej jak i drugiej serii są jednakowe i odpowiadają maksymalizacji funkcji  $F$  po wszystkich tych trzech parametrach tj.  $\sigma_3$ ,  $\alpha$  i  $\omega$  (por. Rys. 6.13c):

$$\max_{\sigma_3, \alpha, \omega} F(\sigma_1, \sigma_3, \alpha, \beta, \omega) \leq c(\beta) \quad (6.23)$$

Jeśli parametry danej płaszczyzny osłabienia  $\varphi(\beta)$  i  $c(\beta)$  odpowiadają punktowi znajdującemu się na tej obwiedni to znaczy, że na danej płaszczyźnie osiągnany jest stan graniczny. Dla dowolnej próbki stan graniczny może być osiągnany na kilku płaszczyznach osłabienia jednocześnie. Zgodnie ze sformułowaniem 6.23 wszystkie punkty znajdujące się poniżej obwiedni dla danej płaszczyzny  $\beta$  są dopuszczalne, jednak nie będzie ona wtedy aktywna. Wartości wyższe są niedopuszczalne. Dobierając parametry na podstawie wykreślonych wcześniej wykresów można ustalić, dla których z analizowanych punktów (Tab. 6.9) dana płaszczyzna jest aktywna. Dobierając punkt z fragmentu obwiedni, który tworzą linie odpowiadające danemu  $\sigma_3$  (przy maksymalizacji po  $\alpha$  i  $\omega$ ) i  $\alpha$  (przy maksymalizacji po  $\omega$  i  $\sigma_3$ ) uzyskujemy pewność, że dla wyników uzyskanych przy danym ciśnieniu komorowym

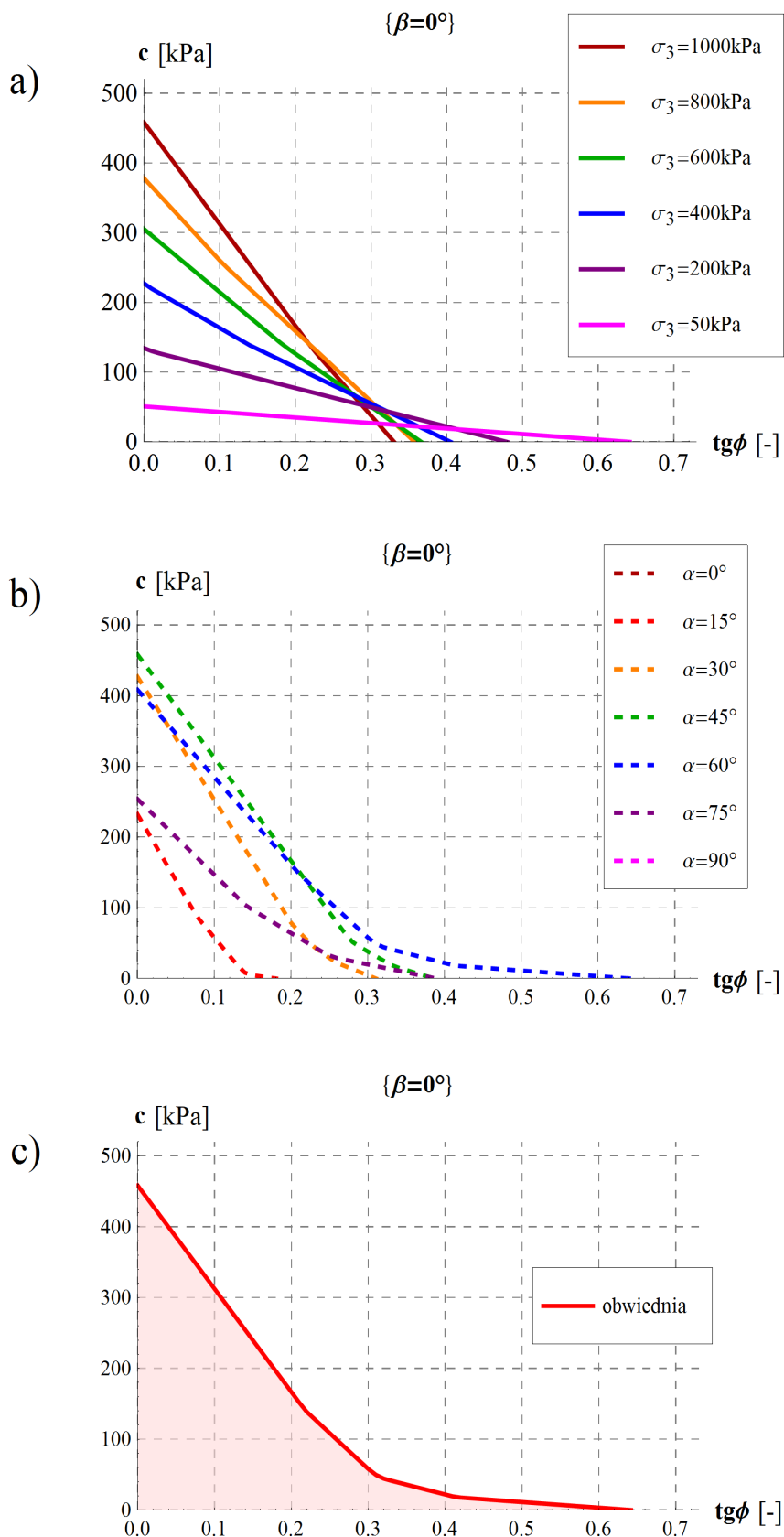
i orientacji rozpatrywana płaszczyzna osiąga stan graniczny. Najlepsze dopasowanie modelu do wyników eksperymentalnych można uzyskać poprzez wybór takich parametrów  $\varphi(\beta)$  i  $c(\beta)$ , by jak największa liczba punktów z danych eksperymentalnych była stowarzyszona ze zniszczeniem na obranych 7 płaszczyznach. Można to zrealizować poprzez odpowiedni dobór parametrów z obwiedni maksymalizacji funkcji  $F$  (6.23) np. w miejscu przecięcia kilku linii maksymalizacji funkcji odpowiednio po  $\alpha$  i  $\omega$  oraz  $\sigma_3$  i  $\omega$ . Niestety tak przeprowadzona identyfikacja nie jest obiektywna i nie pozwala na optymalne skalibrowanie kryterium. Po pierwsze, nie uwzględnia wszystkich wyników badań, ponieważ do oceny wybrano jedynie wartości średnie. Jednak ze względu na dużą ilość danych wykorzystanie wszystkich uzyskanych wyników spowodowałoby, że wykresy stałyby się nieczytelne. Po drugie, wymaga ręcznego dobierania parametrów poszczególnych płaszczyzn, więc nie gwarantuje uzyskania najlepszego dopasowania.

W wariacie drugim, identyfikację parametrów kryterium przeprowadzono z wykorzystaniem procedury bazującej na metodzie najmniejszych kwadratów. Tym razem wykorzystano wszystkie wyniki wytrzymałości uzyskane w trakcie badań laboratoryjnych. Jakość wpisania oparto, podobnie jak w poprzednich punktach, o współczynnik  $R$  tj. minimalną sumę kwadratów różnicy między wartościami  $\sigma^M_1/\sigma_3$  a danymi eksperymentalnymi  $\sigma^E_1/\sigma_3$  (6.3). Wstępny zakres parametrów  $\text{tg}\varphi(\beta)$  i  $c(\beta)$  ustalono na podstawie wyników uzyskanych poprzednią metodą. Optymalnego rozkładu parametrów wytrzymałości szukano w określonych przedziałach sprawdzając wszystkie potencjalne kombinacje tych parametrów dla 7 wybranych płaszczyzn osłabienia. Ze względu na długi czas obliczeń obliczenia wykonywano etapowo. W każdym etapie najpierw tworzą tablicę zawierającą wszystkie kombinacje parametrów  $\text{tg}\varphi(\beta)$  i  $c(\beta)$ . Korzystając z wcześniejszych analiz stwierdzono, że dla płaszczyzn o  $\beta$  równym  $45^\circ$ ,  $60^\circ$ ,  $75^\circ$  i  $90^\circ$  uzyskiwano bardzo podobne wyniki, więc kalibracji modelu dokonywano z założeniem, że na tych płaszczyznach wartości parametrów wytrzymałości są jednakowe. W początkowych stadiach sprawdzano wartości parametrów płaszczyzn dzielące przeszukiwany zakres na 8 równych przedziałów. W kolejnych, zakres dla spójności  $c(\beta)$  dzielono na 16 a dla  $\text{tg}\varphi(\beta)$  na 4 równe przedziały. Takie rozróżnienie wprowadzono ze względu na większą zmienność spójności uzyskiwaną w trakcie obliczeń. W obu przypadkach rozpatrywano  $64^4$  kombinacji parametrów. Dla każdego zestawu  $\text{tg}\varphi(\beta)$  i  $c(\beta)$  z rozwiązania 6.21 wyznaczano wartość  $\sigma^M_1/\sigma_3$  dla wszystkich wybranych wartości kąta orientacji i ciśnienia komorowego a następnie porównywano to z danymi eksperymentalnymi  $\sigma^E_1/\sigma_3$ . Na tej podstawie wyliczano  $R$ . W kolejnych krokach dokładność wyznaczenia stałych była zwiększana poprzez zmniejszenie przeszukiwanego zakresu. Wartość dla której ustalono

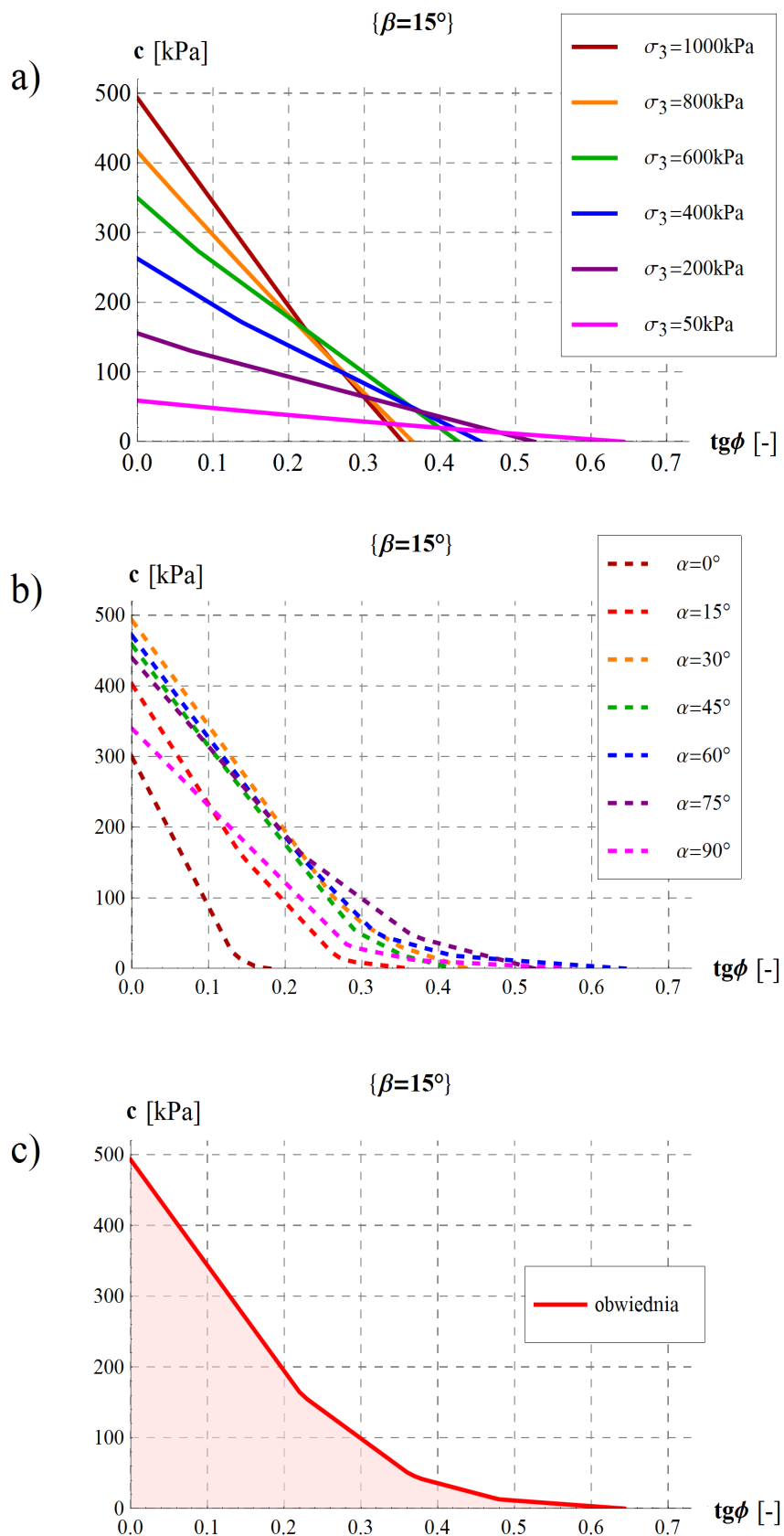
najniższe  $R$  stanowiła środek przedziału w kolejnym kroku. Obliczenia prowadzono do momentu aż kolejne zmniejszanie przedziałów nie skutkowało znaczącą poprawą sumy różnic kwadratów. W celu przyspieszenia obliczeń najpierw wyznaczano optymalne parametry przy wartości  $\omega$  zmiennej co  $5^\circ$  a następnie powtarzano obliczenia przy ustalonym zakresie  $\omega$  zmiennym co  $1^\circ$ . Jednak uzyskane wyniki pokazały, że dokładność kroku  $\omega$  równa  $5^\circ$  jest wystarczająca. Identyfikację rozkładu parametrów przeprowadzono z wykorzystaniem kodu zapisanego w środowisku Matlab. Czas obliczeń na komputerze o dużej mocy obliczeniowej w kolejnych etapach wyniósł ok. tygodnia (dla kroku  $\omega$  równego  $5^\circ$ ).

### 6.2.3. Wyniki modelowania

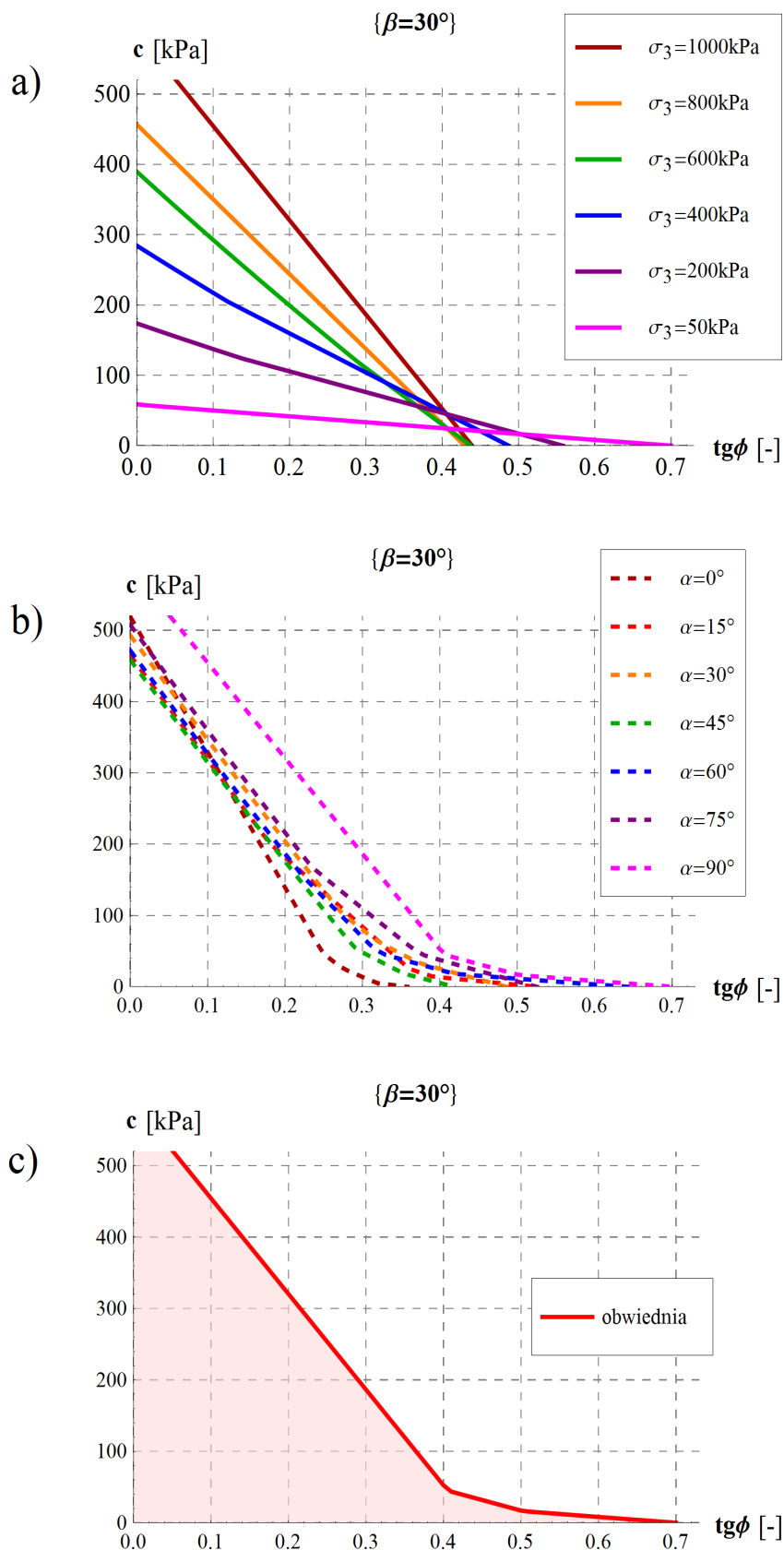
Na rysunkach 6.13-6.19 zestawiono linie maksymalizacji funkcji  $F$  dla 7 rozpatrywanych płaszczyzn osłabienia. Na części a) pokazano linie maksymalizacji funkcji  $F$  po orientacji uwarstwienia  $\alpha$  i  $\omega$  dla rozpatrywanych ciśnień okólnych  $\sigma_3$ . Linie maksymalizacji funkcji  $F$  po ciśnieniu okólnym  $\sigma_3$  i  $\omega$  dla rozpatrywanych orientacji uwarstwienia  $\alpha$  przedstawiono na części b). W części c) pokazano obwiednie maksymalizacji funkcji  $F$  po  $\sigma_3$   $\alpha$  i  $\omega$  (6.23) oraz zakres wartości parametrów dopuszczalnych. Na podstawie powyższych wykresów można stwierdzić, że największy wpływ na uzyskiwane wyniki mają płaszczyzny o  $\beta$  do  $45^\circ$ . Dla płaszczyzn o wyższej wartości kąta  $\beta$  uzyskiwane wyniki są do siebie zbliżone tj. decydujący wpływ na kształt obwiedni ma wynik uzyskany dla  $\alpha=90^\circ$  oraz  $\sigma_3=1000\text{kPa}$ . Zakres parametrów dla których uzyskiwano przecięcie obwiedni (a więc potencjalnie „najlepszych” punktów) to dla  $c(\beta)$  od 0 do 200kPa a dla  $\text{tg}\varphi(\beta)$  od 0.1 do 0.6. Na podstawie uzyskanych wykresów dokonano próby doboru optymalnych parametrów  $\text{tg}\varphi(\beta)$  i  $c(\beta)$  dla każdej z płaszczyzn wybierając punkty z obwiedni na przecięciu linii maksymalizacji. Procedurę powtarzano wielokrotnie szukając zestawu parametru, dla którego uzyskano by najniższą wartość  $R$ . Najlepszą jakość wpisania uzyskaną tą metodą osiągnięto dla parametrów przedstawionych w tabeli 6.10. Dla poniższych parametrów uzyskano  $R$  równe 12.90 a więc znacznie więcej niż w przypadku kryteriów Pariseau i Pariseau z płaszczyzną krytyczną. Na podstawie wygenerowanych wyników wyplotowano w sposób dyskretny wartości naprężenia maksymalnego  $\sigma^M_1$  dla orientacji  $\alpha$  w zakresie od  $0^\circ$  do  $90^\circ$  co  $1^\circ$ . Zestawienie danych eksperymentalnych  $\sigma^E_1$  z predykcją wytrzymałości na podstawie skalibrowanego modelu przedstawiono na rysunku 6.20. Widać wyraźnie, że otrzymane charakterystyki nie odwzorowują dobrze uzyskanych wyników badań. Największe różnice otrzymano dla orientacji  $\alpha$  równej  $0^\circ$  i  $15^\circ$  dla najwyższych ciśnień 800kPa i 1000kPa.



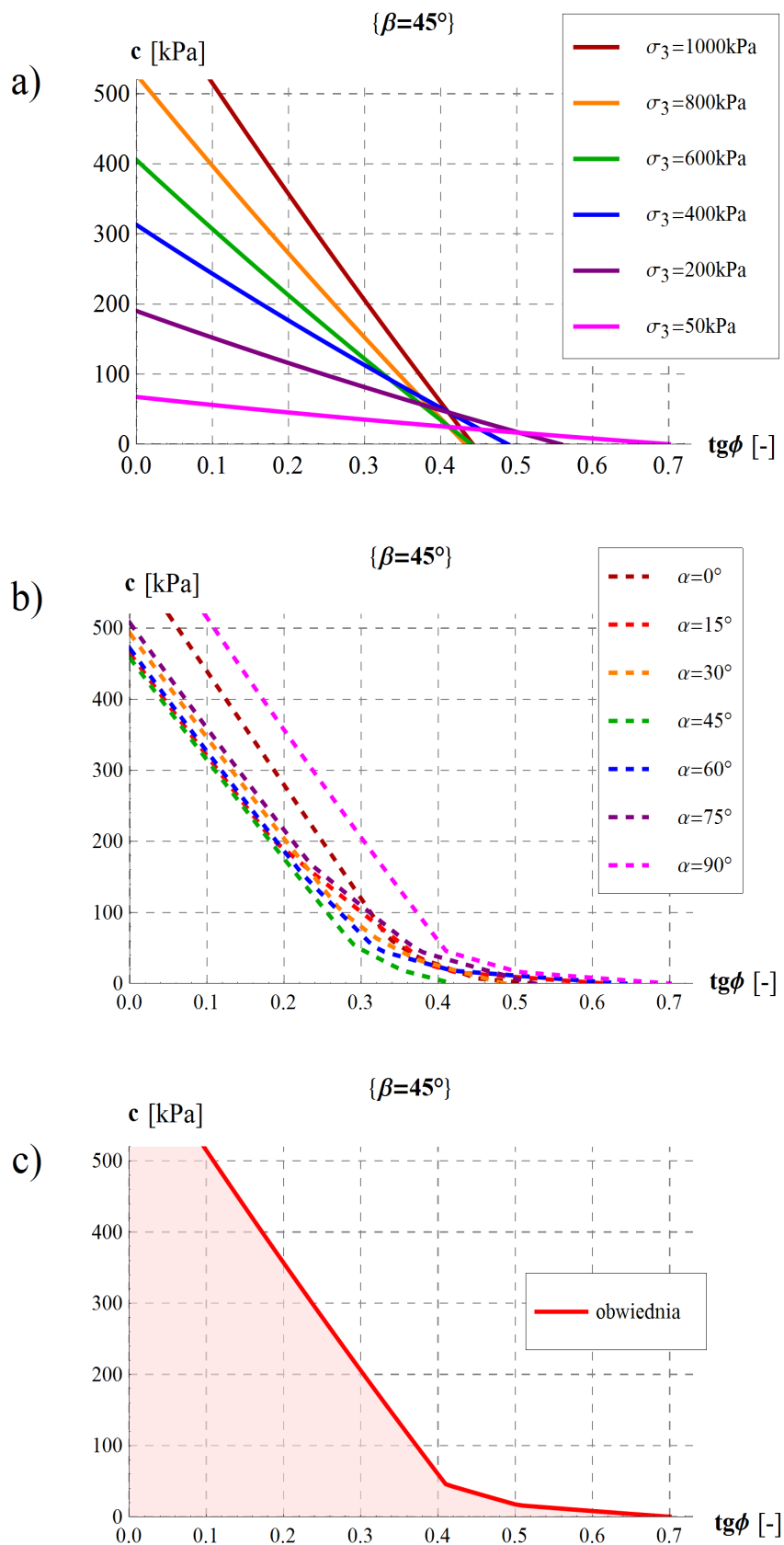
Rysunek 6.13. Obwiednie parametrów minimalizacji funkcji po a) orientacji, b) ciśnienia okólnego, c) globalna, dla płaszczyzny osłabienia o  $\beta=0^\circ$



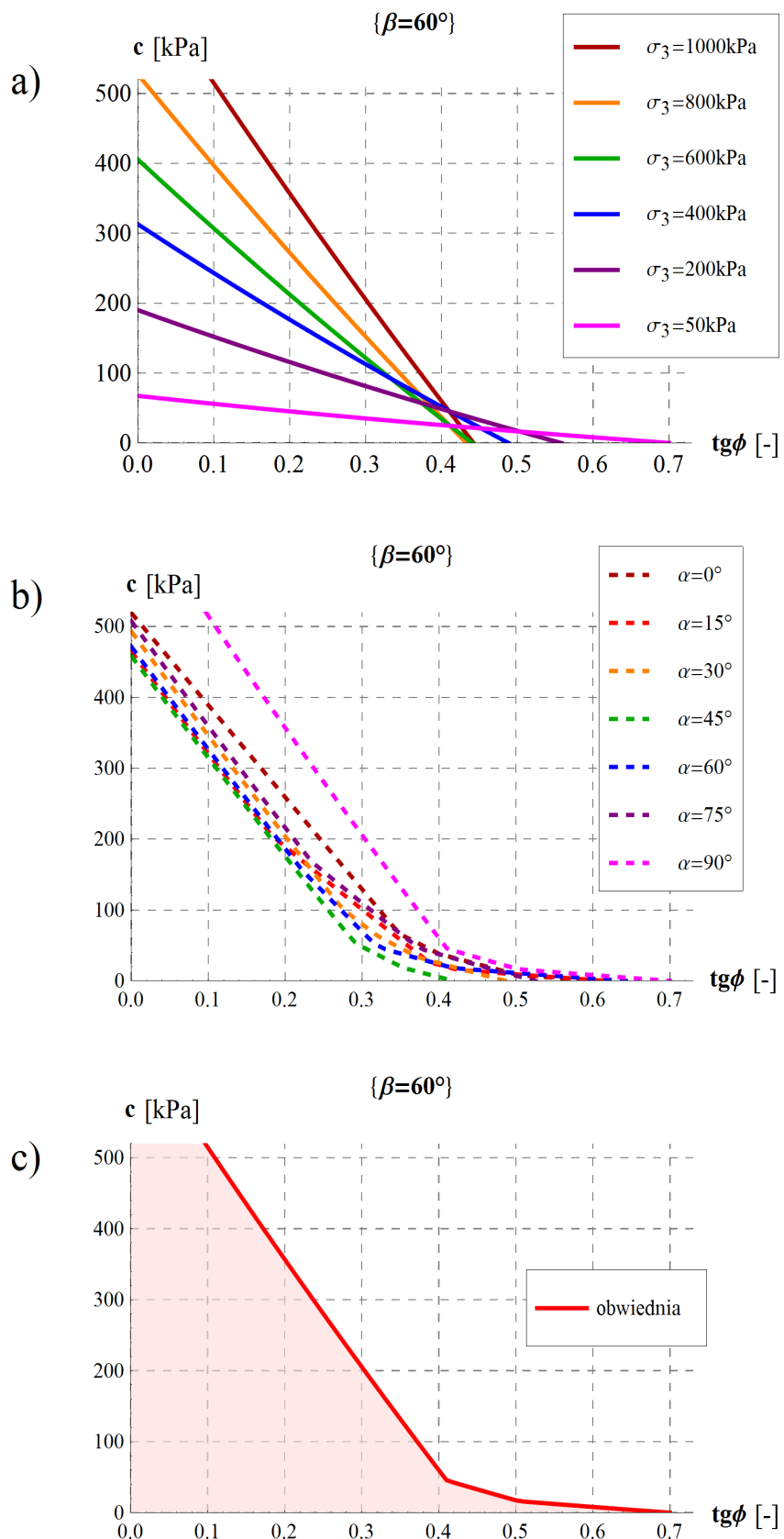
Rysunek 6.14. Obwiednie parametrów minimalizacji funkcji po a) orientacji, b) ciśnienia okólnego, c) globalna, dla płaszczyzny osłabienia o  $\beta=15^\circ$



Rysunek 6.15. Obwiednie parametrów minimalizacji funkcji po a) orientacji, b) ciśnienia okólnego, c) globalna, dla płaszczyzny osłabienia o  $\beta=30^\circ$

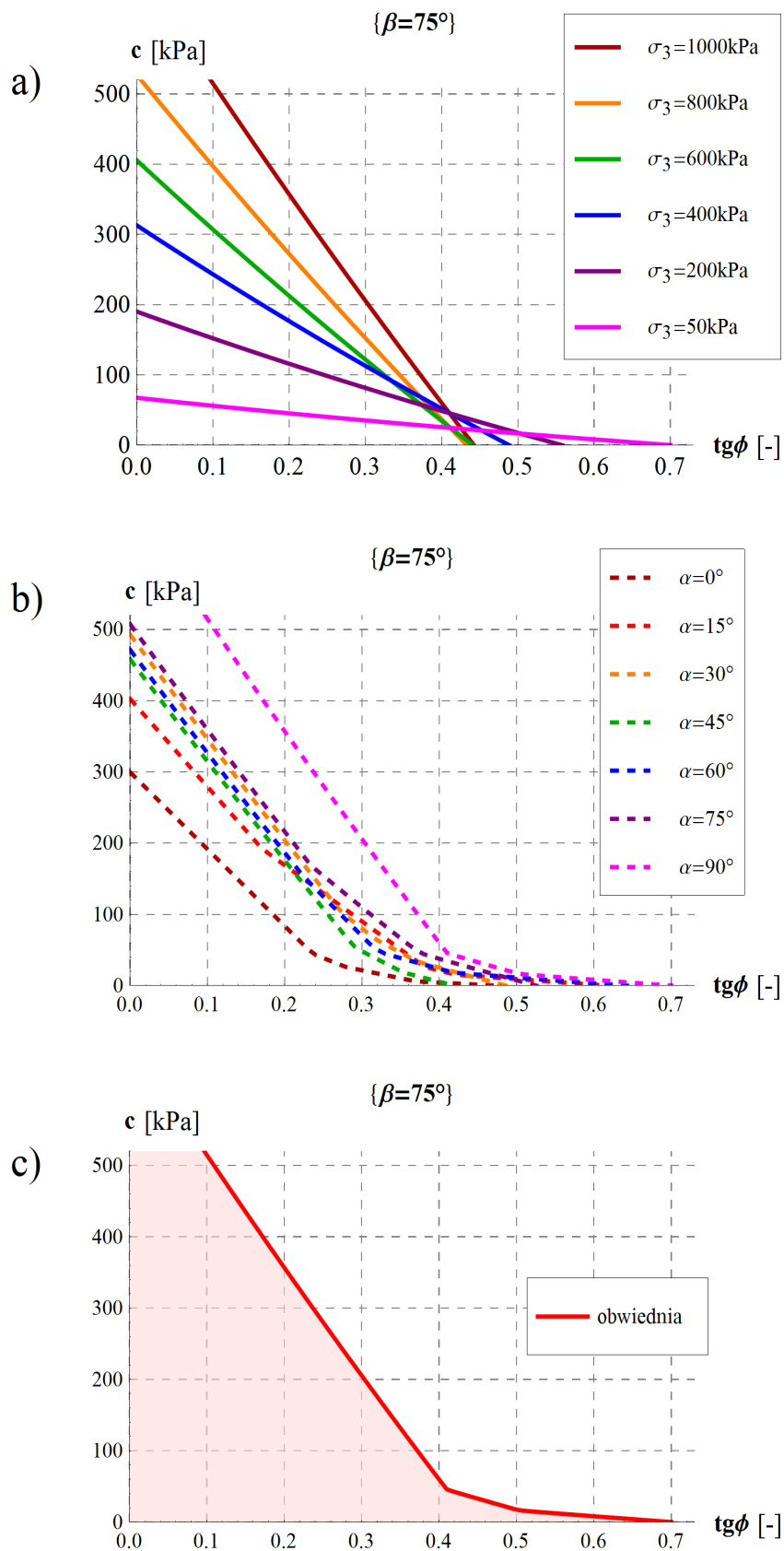


Rysunek 6.16. Obwiednie parametrów minimalizacji funkcji po a) orientacji, b) ciśnienia okólnego, c) globalna, dla płaszczyzny osłabienia o  $\beta=45^\circ$

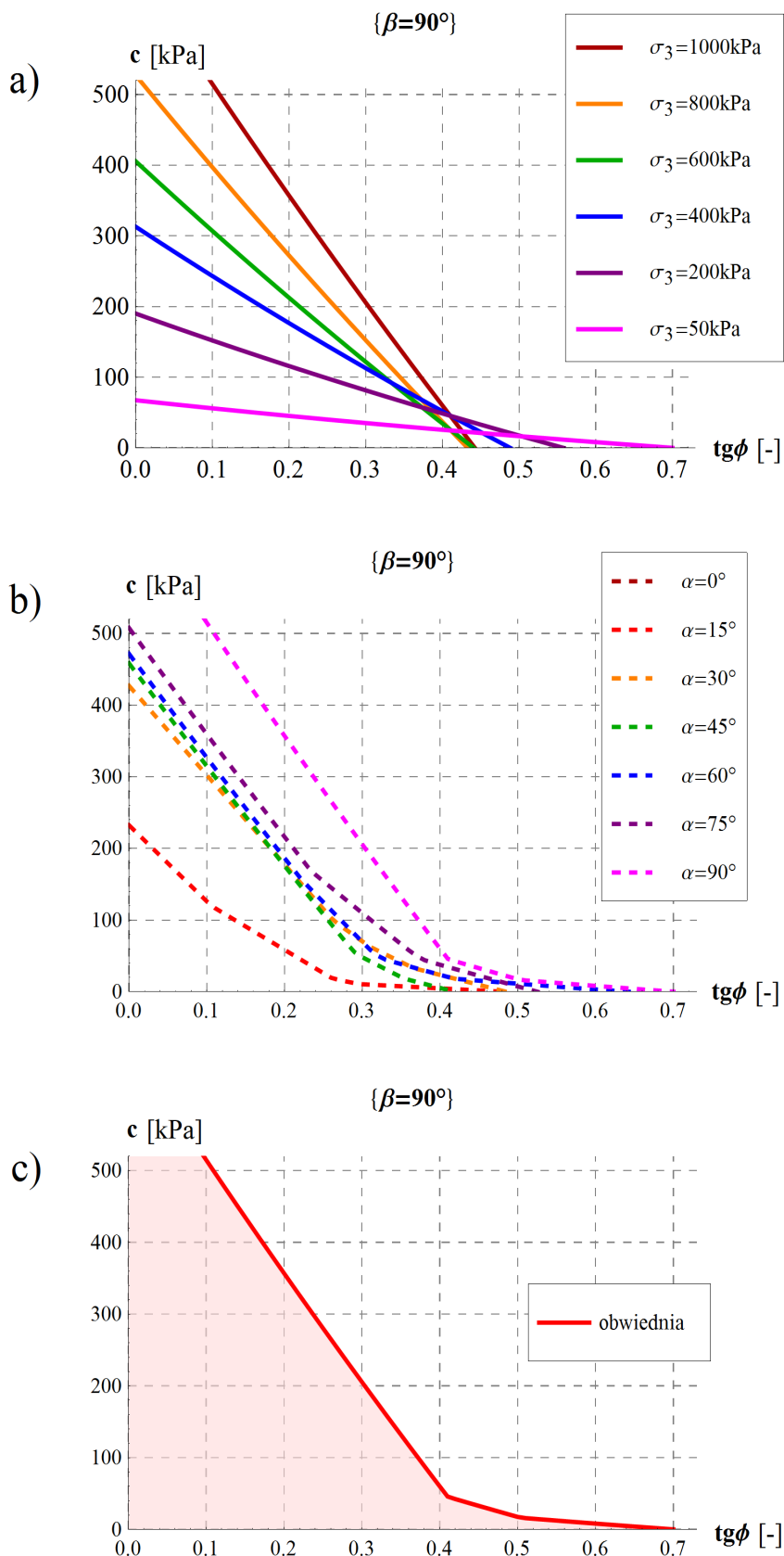


Rysunek 6.17. Obwiednie parametrów minimalizacji funkcji po a) orientacji, b) ciśnienia okólnego, c) globalna, dla płaszczyzny osłabienia o  $\beta=60^\circ$

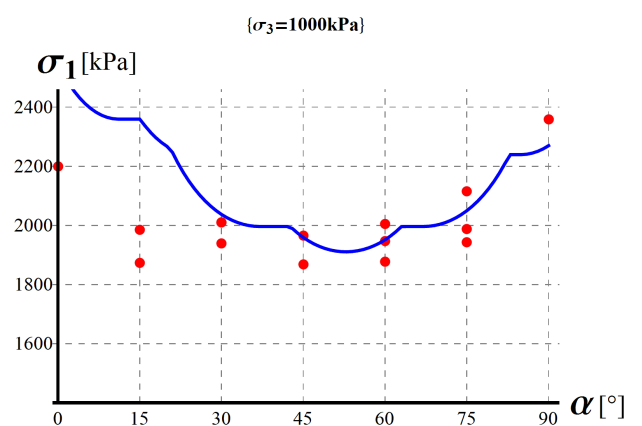
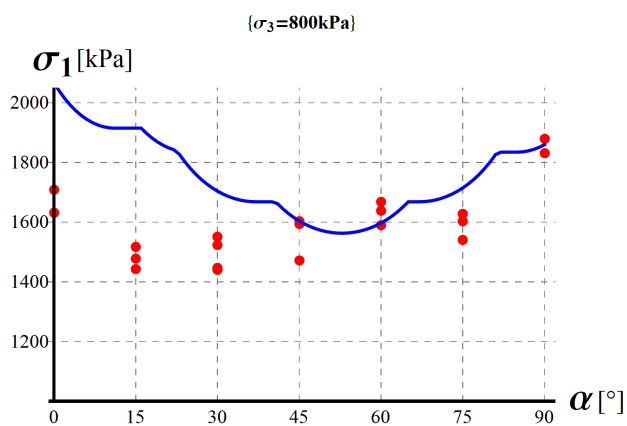
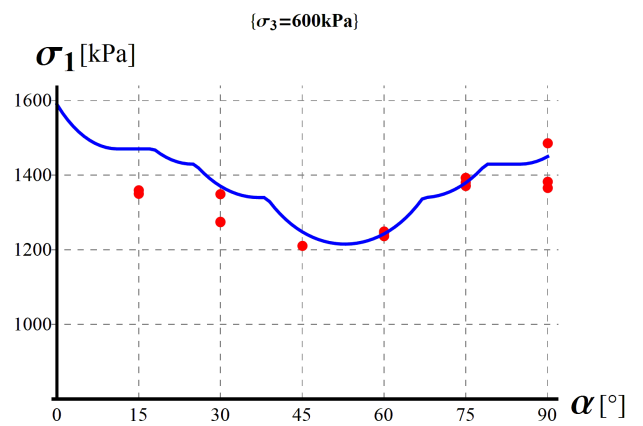
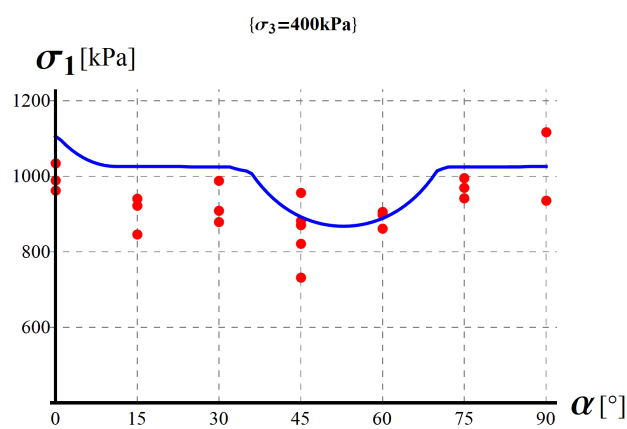
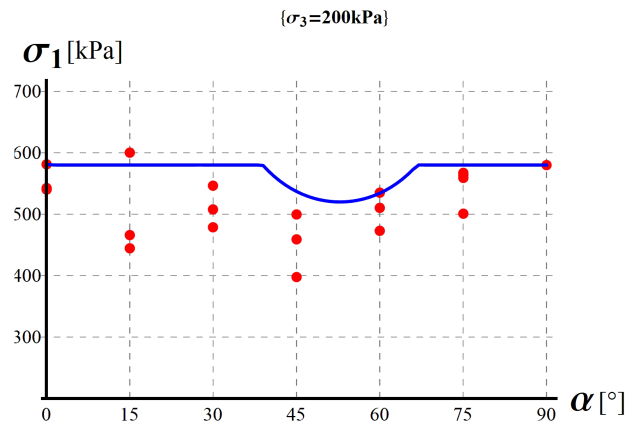
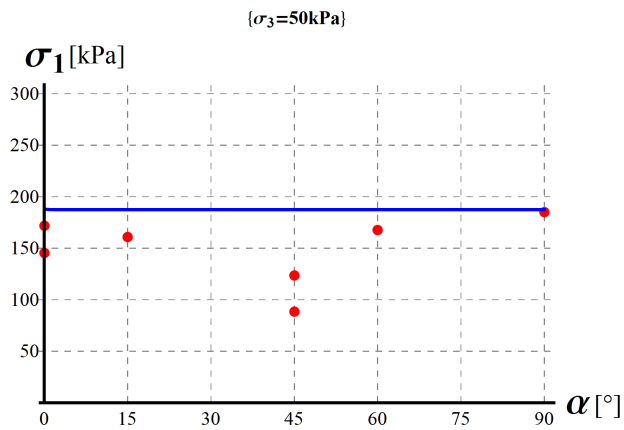




Rysunek 6.18. Obwiednie parametrów minimalizacji funkcji po a) orientacji, b) ciśnienia okólnego, c) globalna, dla płaszczyzny osłabienia o  $\beta=75^\circ$



Rysunek 6.19. Obwiednie parametrów minimalizacji funkcji po a) orientacji, b) ciśnienia okólnego, c) globalna, dla płaszczyzny osłabienia o  $\beta=90^\circ$



Rysunek 6.20. Zestawienie wyników eksperymentalnych i modelu z dyskretnym rozkładem płaszczyzn osłabienia, odpowiednio dla ciśnienia komorowego 50kPa, 200kPa, 400kPa, 600kPa, 800kPa, 1000kPa (wariant 1)

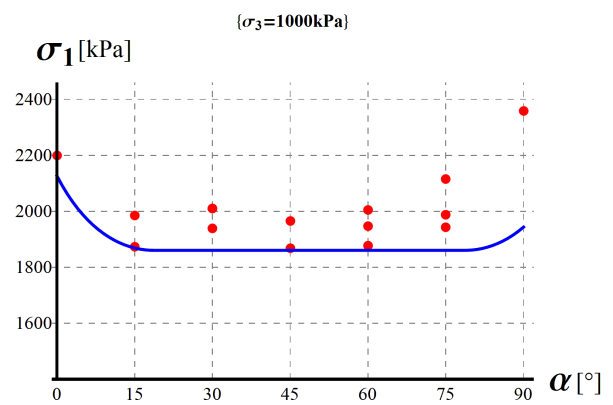
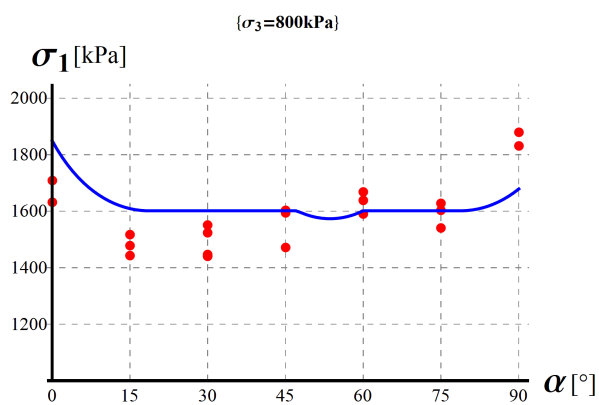
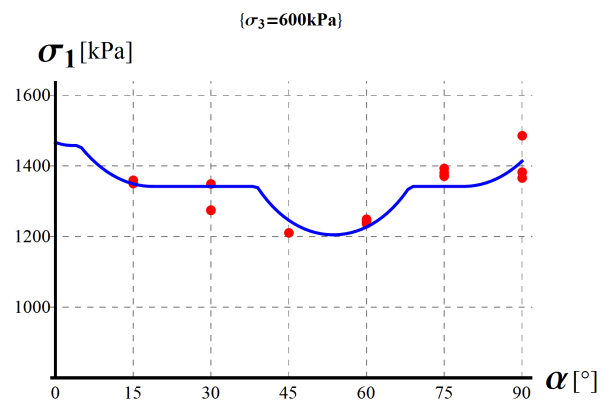
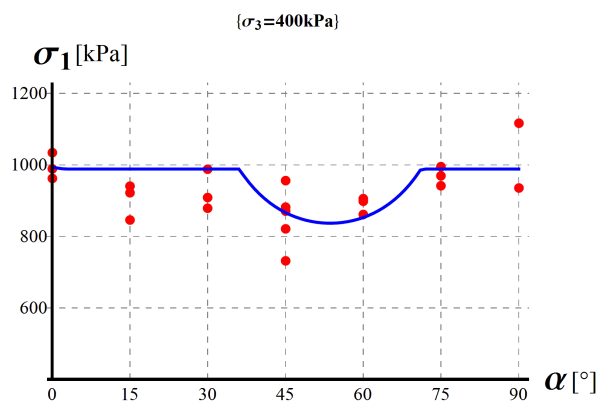
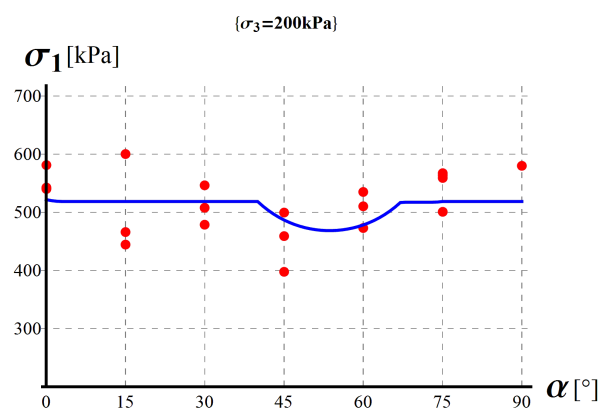
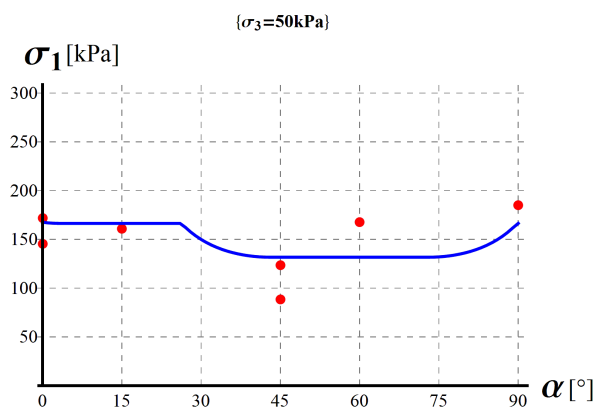
Tabela 6.10. Zestawienie wyznaczonych parametrów wytrzymałości  $g\phi(\beta)$  i  $c(\beta)$  (wariant 1)

Parametry wytrzymałości	Kąt orientacji płaszczyzny osłabienia $\beta$ [°]						
	0	15	30	45	60	75	90
Tangens kąta tarcia wewn. $tg\phi$ [-]	0.28	0.25	0.36	0.41	0.50	0.50	0.50
Kąt tarcia wewnętrznego $\phi$ [°]	15.6	14.0	19.7	22.3	26.6	26.6	26.6
Spójność $c$ [kPa]	65.4	139.0	75.6	46,0	17.5	17.5	17.5

Tabela 6.11. Zestawienie wyznaczonych parametrów wytrzymałości  $g\phi(\beta)$  i  $c(\beta)$  (wariant 2)

Parametry wytrzymałości	Kąt orientacji płaszczyzny osłabienia $\beta$ [°]						
	0	15	30	45	60	75	90
Tangens kąta tarcia wewn. $tg\phi$ [-]	0.31	0.49	0.13	0.44	0.44	0.44	0.44
Kąt tarcia wewnętrznego $\phi$ [°]	27.0	26.1	7.4	23.7	23.7	23.7	23.7
Spójność $c$ [kPa]	37	1	248	16	16	16	16

Wykorzystując drugą z przedstawionych procedur identyfikacji otrzymano parametry zestawione w tabeli 6.11. Wyznaczone wartości parametrów pokrywają się z zakresami parametrów uzyskanych z poprzedniej metody, jedynym wyjątkiem jest spójność dla płaszczyzny o  $\beta=30^\circ$ , która jest nieco wyższa. Na rysunku 6.21. przedstawiono zestawienie danych laboratoryjnych z wynikami teoretycznymi, które zostały wykreślone poprzez wyplotowanie w sposób dyskretny wartości naprężenia maksymalnego  $\sigma^M_1$  dla orientacji  $\alpha$  w zakresie od  $0^\circ$  do  $90^\circ$  co  $1^\circ$ . Uzyskana wartość współczynnika R dla tej metody wyniosła 4.31 a więc znacznie mniej niż w przypadku pierwszej metody i modelu empirycznego i trochę mniej niż w przypadku kryteriów: Pariseau i Pariseau z płaszczyzną krytyczną identyfikowanych w pełnym zakresie ciśnień komorowych. Porównując otrzymane wykresy z poprzednimi wynikami można zaobserwować duże podobieństwo do charakterystyk uzyskiwanych z modelu z pojedynczą płaszczyzną osłabienia. Dla niemal wszystkich ciśnień



Rysunek 6.21. Zestawienie wyników eksperymentalnych i modelu z ciągłym rozkładem płaszczyzn osłabienia, odpowiednio dla ciśnienia komorowego 50kPa, 200kPa, 400kPa, 600kPa, 800kPa, 1000kPa (wariant 2)

komorowych widać charakterystyczne obniżenie wartości kryterium dla orientacji  $\alpha$  ok.  $45^\circ$ . Sam trend zależności wytrzymałości od orientacji uwarstwienia nie do końca odzwierciedla wyniki laboratoryjne pomimo uzyskania najlepszego dopasowania. Dokonywano prób wprowadzenia dodatkowych płaszczyzn osłabienia, jednak nie uzyskano w ten sposób lepszego dopasowania. Samo podejście, choć nowatorskie, wymaga w tym ujęciu bardzo dużej mocy i długiego czasu obliczeniowego.

#### **6.2.4. Wnioski**

Dla prezentowanego kryterium uzyskano minimalną wartość sumy różnic kwadratów a zatem – najlepsze wpisanie. Jest to związane z bardzo konsekwentnym podejściem do identyfikacji i wzięciem pod uwagę potencjalnych powierzchni osłabienia w pełnym spektrum obrotu względem wektora normalnego do powierzchni warstwowania. Uzyskana charakterystyka zależności wytrzymałości od orientacji warstwowania bardzo przypomina charakterystyki uzyskiwane dla kryteriów z jedną rodziną płaszczyzn osłabienia. Najgorsze dopasowanie uzyskano dla ciśnienia komorowego 1000kPa, dla którego wytrzymałość określona doświadczalnie jest wyraźnie wyższa. W prezentowanym modelowaniu przyjęto jedynie 7 płaszczyzn osłabienia o nachyleniu od  $0^\circ$  do  $90^\circ$ , co być może ogranicza dokładność dopasowania kryterium. Jednak ze względu na potrzebny czas obliczeniowy wprowadzanie większej ilości uznano za nieracjonalne. Mimo to prezentowane wyniki pokazują, że jest to wartość wystarczająca do uzyskania obiektywnie najlepszego dopasowania modelu spośród kalibrowanych tu kryteriów.

#### **6.5. Podsumowanie**

W rozdziale przedstawiono identyfikację stałych materiałowych 4 wybranych anizotropowych kryteriów wytrzymałości. Ostatnie z prezentowanych kryteriów, tj. z dyskretnym rozkładem płaszczyzn osłabienia, zostało w tej postaci zaprezentowane po raz pierwszy. Ponadto, we wszystkich przypadkach zastosowano własną procedurę identyfikacji parametrów. Jako kryterium najlepszego wpisania w wyniki badań laboratoryjnych przyjęto współczynnik R definiowany jako sumę różnicy kwadratów wytrzymałości znormalizowanej. W tabeli 6.12. zestawiono najlepsze uzyskane wyniki tego parametru dla wszystkich rozpatrywanych kryteriów identyfikowanych w pełnym zakresie ciśnień komorowych. Najgorsze wpisanie w pełnym zakresie ciśnień okólnych uzyskano dla kryterium

empirycznego, co jest związane z niejednorodnością badanego materiału. Kryterium Pariseau oceniono jako przydatne do opisu wytrzymałości iłu warwowego w określonym zakresie ciśnień komorowych a kryterium z pojedynczą rodziną płaszczyzn osłabienia jako nieadekwatne dla analizowanego gruntu. Obiektywnie najlepsze wpisanie w wyniki eksperymentalne, tj. najmniejszą wartość R, uzyskano opisując wytrzymałość iłu warwowego z wykorzystaniem kryterium z dyskretnym rozkładem płaszczyzn osłabienia. Należy zwrócić uwagę, że stopień skomplikowania budowy oraz duża zmienność iłu warwowego na różnych poziomach (zarówno pojedynczych warstw jak i ich układu, co opisano w rozdziale 4) ma ogromny wpływ na uzyskiwane wyniki testów wytrzymałościowych. W przypadku tego materiału samo określenie orientacji uwarstwienia, ze względu na krzywiznę powierzchni warstwowania, jest niezwykle trudne a nawet niewielki błąd przy jej wyznaczaniu będzie znacząco wpływać na uzyskiwane wyniki. Pomimo to, szeroki zakres wykonanych badań wytrzymałościowych pozwolił na kalibrację anizotropowych kryteriów wytrzymałości i dobór adekwatnego modelu do opisu mechanicznego zachowania iłu warwowego.

Tabela 6.12. Zestawienie współczynnika R dla różnych wariantów identyfikacji

	Kryterium			
	Pariseau	Pariseau z jedną rodziną płaszczyzn osłabienia	Kryterium empiryczne	Dyskretny rozkład płaszczyzn osłabienia
R [-]	5.56	5.53	14.08	4.31





## 7. Podsumowanie

W pracy przedstawiono doświadczalną weryfikację wybranych anizotropowych kryteriów wytrzymałości dla gruntu z mikrostrukturą warstwową. Badanym ośrodkiem był il warwowy – materiał charakteryzujący się widoczną budową warstwową. Najpierw, na podstawie badań laboratoryjnych, dokonano identyfikacji kierunkowych charakterystyk wytrzymałości badanego gruntu. Następnie, na podstawie uzyskanych wyników, przeprowadzono kalibrację wybranych kryteriów wytrzymałości oraz dokonano oceny ich przydatności do opisu właściwości mechanicznych analizowanego ośrodka.

Prezentowane badania eksperymentalne obejmują charakterystykę podstawowych cech fizycznych materiału, badania mikrostrukturalne oraz wytrzymałościowe. Wszystkie zaprezentowane testy zostały wykonane przez autora w celu wykorzystania w niniejszej pracy. Badania mikrostrukturalne obejmowały powierzchniową identyfikację cech strukturalnych wykonaną z użyciem aparatu SEM, przestrzenną identyfikację cech strukturalnych z wykorzystaniem mikrotomografu komputerowego oraz identyfikację mikrostrukturalnych cech mechanicznych badanego gruntu z wykorzystaniem nanoindentera. Wykorzystane techniki pozwoliły na lepsze zrozumienie budowy badanego materiału oraz jej wpływu na uzyskane wartości wytrzymałości. Prezentowane wyniki wskazują na dużą niejednorodność materiału oraz nieregularność budowy. Obserwowano dużą zmienność zarówno w obrębie pojedynczej warwy jak i całego układu a powierzchnia warstwowania okazała się być zakrzywiona, co utrudnia opis takiego ośrodka i interpretację wyników testów wytrzymałościowych. Badania wytrzymałościowe przeprowadzono na dużej ilości próbek (120) i obejmowały serię badań jednoosiowego oraz trójosiowego ściskania. Testy wykonano dla 7 orientacji uwarstwienia oraz 6 różnych wartości ciśnienia okólnego. Zaobserwowano występowanie zmiennej wytrzymałości w zależności od orientacji próby. Efektem prac są wykresy kierunkowej zależności wytrzymałości gruntu od orientacji uwarstwienia. W trakcie badań szczególną uwagę poświęcono mechanizmom zniszczenia próbek w testach mechanicznych oraz ich wpływowi na uzyskiwaną wartość wytrzymałości, co również zostało uwzględnione w niniejszej pracy. Ponadto krzywe z badań w aparacie trójosiowego ściskania wykorzystano do wyznaczenia modułów odkształcalności ośrodka. Tym samym przedstawiono kompleksowy opis ilu warwowego. Uzyskane wyniki badań jednoznacznie wskazują na anizotropię wytrzymałości badanego gruntu. W związku z tym zaleca się wykonywanie badań wytrzymałościowych z określeniem kąta orientacji uwarstwienia. Ze

względu na złożoną i niejednorodną budowę ośrodka należy zachować jednak dużą uważność przy pobieraniu próbek do badań i wyznaczaniu orientacji mikrostruktury.

Charakterystyki wytrzymałości gruntu wyznaczone na podstawie badań laboratoryjnych wykorzystano następnie do identyfikacji stałych materiałowych wybranych anizotropowych kryteriów wytrzymałościowych. Do kalibracji wybrano cztery anizotropowe kryteria tj. kryterium Pariseau, koniunkcję kryterium Pariseau z koncepcją płaszczyzny krytycznej, kryterium empiryczne oraz kryterium z dyskretnym rozkładem płaszczyzn osłabienia. Ostatnie z wymienionych, tj. kryterium bazujące na koncepcji ciągłego rozkładu płaszczyzn osłabienia zostało w tej postaci po raz pierwszy sformułowane w niniejszej pracy i stanowi oryginalny wkład w badania nad matematycznym opisem ośrodka anizotropowego. Przedstawione rozwiązanie może być z powodzeniem aplikowane również dla innych materiałów anizotropowych. Ponadto dla wszystkich rozpatrywanych modeli przedstawiono oryginalne procedury kalibracji opracowane indywidualnie dla badanego gruntu, które mogą być wykorzystane również dla innych kryteriów oraz materiałów. Na podstawie skalibrowanych modeli wyplotowano wykresy predykcji wartości wytrzymałości i porównano je z wytrzymałością wyznaczoną doświadczalnie. Prezentowane zestawienie danych eksperymentalnych oraz wartości wyznaczonych dla zidentyfikowanych modeli wskazują, że kryterium z dyskretnym rozkładem płaszczyzn osłabienia pozwala na najlepszy jakościowo opis wytrzymałości iltu warwowego. Kryterium Pariseau oceniono jako przydatne w określonym zakresie ciśnień komorowych. Kryterium Pariseau z pojedynczą rodziną płaszczyzn osłabienia ze względu na niewielki wpływ płaszczyzny krytycznej na przebieg charakterystyk wytrzymałościowych uznano jako nieadekwatne dla tego materiału. Z kolei kryterium empiryczne, ze względu na procedurę identyfikacji, jest wrażliwe na rozrzuty uzyskiwanych wyników, co dla analizowanego materiału skutkowało uzyskaniem nietypowych charakterystyk wytrzymałości.

Ił warwowy jest gruntem warstwowym o wieloskalowej budowie a proces jego formowania skutkuje nieregularną budową i dużą zmiennością na różnych poziomach obserwacji. Ma to znaczący wpływ na uzyskiwane wyniki testów wytrzymałościowych. W konsekwencji, identyfikacja adekwatnego kryterium jest niezwykle trudna. W pracy przedstawiono kompleksowy opis badanego materiału oraz wyniki badań wytrzymałościowych wykonane dla znacznej rozpiętości ciśnień komorowych i dla dużej liczby orientacji uwarstwienia. Taki zakres badań pozwolił na właściwą kalibrację szeregu anizotropowych kryteriów wytrzymałości i ocenę ich przydatności do opisu analizowanego ośrodka gruntowego.

## Literatura

1. Abdi, H., Evgin, E., Laboratory characterization, modeling, and numerical simulation of an excavation damaged zone around deep geologic repositories in sedimentary rocks. *Final report for Canadian Nuclear Safety Commission*. 2013
2. Abdi, H., Labrie, D., Nguyen, T. S., Barnichon, J. D., Su, G., Evgin, E., Fall, M. *Laboratory investigation on the mechanical behaviour of Tournemire argillite*, Canadian Geotechnical Journal, 52(3), 2014,268-282.
3. Abelev, A. V., Lade, P. V., *Effects of cross anisotropy on three-dimensional behavior of sand. I: Stress-strain behavior and shear banding*. Journal of Engineering Mechanics, volume 129 issue 2, 2003, 160-166
4. Abelev, A. V., Lade, P. V., *Characterization of failure in cross-anisotropic soils*. Journal of Engineering Mechanics, volume 130 issue 5, 2004, 599-606
5. Al-Rawas, A. A., McGown, A., *Microstructure of Omani expansive soils*, Canadian Geotechnical Journal, 36(2), 1999, 272-290.
6. Amadei, B., *Importance of anisotropy when estimating and measuring in situ stresses in rock*, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, Vol. 33, No. 3, 1996, 293-325.
7. Ambrose J., Failure of Anisotropic Shales under Triaxial Stress Conditions, PhD thesis, Imperial College London, 2014
8. Anandarajah A., *On influence of fabric anisotropy on the stress–strain behavior of clays*, Computers and geotechnics, volume 27 issue 1, 2000, 1-17.
9. Atkinson, J. H., *Anisotropic elastic deformations in laboratory tests on undisturbed London clay*, Geotechnique, volume 25, issue 2, 1975, 357-374.
10. Atkinson J. H., Bransby P. L., *The Mechanics of Soils – An Introduction to Critical State Soil Mechanics*, McGraw-Hill Book Company, 1978
11. Bathija A.P., Elastic properties of clays, PhD thesis, Colorado School of Mines, 2009
12. Bazant Z. P., Oh B. H., *Microplane model for progressive fracture of concrete and rock*, Journal of Engineering Mechanics, volume 111, issue 4, 1985, 559-582.
13. Bemben S.M., *Brittle Behavior of a Varved Clay During Triaxial Undrained Shear Strength Tests*, Geotechnical Properties, Behavior, and Performance of Calcareous Soils, ASTM, 1982, 252-276

14. Bertrand, F., Collin, F., *Anisotropic modelling of Opalinus Clay behaviour: From triaxial tests to gallery excavation application*, Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 2017, 435-448
15. Bobko, C., Ulm, F. J., *The nano-mechanical morphology of shale*, Mechanics of Materials, 40(4), 2008, 318-337.
16. Boehler J.P., Sawczuk A., *On Yielding of Oriented Solids*, Acta Mechanica, nr 27, 1977, 185-206
17. Bruker: [www.bruker.com](http://www.bruker.com)
18. Bruker mCT, *SkyScan1172. Desktop X-ray microtomograph. Instruction Manual*, 2005
19. Burland J. B., *On the compressibility and shear strength of natural clays*, Geotechnique, volume 40 issue 3, 1990, 329-378.
20. Cazacu O., Cristescu N. D., Shao J. F., Henry J. P., *A New Anisotropic Failure Criterion for Transversely Isotropic Solids*, Mechanics of Cohesive-Frictional Materials, volume 3 issue 1, 1998, 89-103
21. Chen C. S., Pan E., Amadei B., *Determination of deformability and tensile strength of anisotropic rock using Brazilian tests*, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 35(1), 1998, 43-61.
22. Chen, L., Shao, J. F., Zhu, Q. Z., Dubeau, G., *Induced anisotropic damage and plasticity in initially anisotropic sedimentary rocks*, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, volume 51, 2012, 13-23
23. Chen, Y. F., Wei, K., Liu, W., Hu, S. H., Hu, R., & Zhou, C. B., *Experimental Characterization and Micromechanical Modelling of Anisotropic Slates*, Rock Mechanics and Rock Engineering, 49(9), 2016, 3541-3557.
24. Chenevert, M. E., Gatlin, C., *Mechanical anisotropies of laminated sedimentary rocks*, Society of Petroleum Engineers Journal, 5(01), 1965, 67-77
25. Collins, K. T., McGown, A., *The form and function of microfabric features in a variety of natural soils*, Geotechnique, 24 (2), 1974, 223-254.
26. Constantinides, G., Ulm, F. J., Van Vliet, K., *On the use of nanoindentation for cementitious materials*, Materials and structures, 36(3), 2003, 191-196.
27. Crawford, B. R., DeDontney, N. L., Alramahi, B., Ottesen, S., *Shear strength anisotropy in fine-grained rocks*, 46th US Rock Mechanics/Geomechanics Symposium, American Rock Mechanics Association, 2012
28. CSM Instruments, *Handbook on Instrumented indentation*

29. CSM Instruments: [www.csm-instruments.com](http://www.csm-instruments.com)
30. Cudny, M., *Some aspects of the constitutive modelling of natural fine grained soil*, praca habilitacyjna, 2013
31. Cudny M., Vermeer P.A., *On the modelling of anisotropy and destructuration of soft clays within the multi-laminate framework*, Computers and Geotechnics, volume 31, 2004, 1-22
32. Dafalias Y. F., Papadimitriou A. G., Li X. S., *Sand plasticity model accounting for inherent fabric anisotropy*, Journal of Engineering Mechanics, volume 130, issue 11, 2004, 1319-1333.
33. Dan D. Q., Konietzky H., Herbst, M., *Brazilian tensile strength tests on some anisotropic rocks*, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 58, 2013, 1-7.
34. Daphalapurkar N.P., Wang F., Fu B., Lu H., Komanduri R., *Determination of Mechanical Properties of Sand Grains by Nanoindentation*, Experimental Mechanics, 51, 2011, 719-728
35. Debecker, B., Vervoort, A., *Experimental observation of fracture patterns in layered slate*, International Journal of Fracture, 159(1), 2009, 51-62.
36. De Boer, D. H., Crosby, G., *Evaluating the potential of SEM/EDS analysis for fingerprinting suspended sediment derived from two contrasting topsoils*, Catena, 24(4), 1995,243-258.
37. DeGroot D.J., Lutenegeger A.J., *Characterization by Sampling and In Situ Testing – Connecticut Valley Varved Clay*, Studia Geotechnica et Mechanica, volume 27 issue 3-4, 2005, 107-120
38. DeGroot D.J., Lutenegeger A.J., *Engineering Properties of Connecticut Valley Varved Clay*, Characterisation and Engineering Properties of Natural Soils, volume 1, Balkema, 2003, 695-724
39. DeJong, M. J., Ulm, F. J., *The nanogranular behavior of CSH at elevated temperatures (up to 700 C)*, Cement and Concrete Research, 37(1), 2007, 1-12.
40. DeJong, J. T., Yafrate, N. J., DeGroot, D. J., *Evaluation of undrained shear strength using full-flow penetrometers*, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, volume 137 issue 1, 2010, 14-26.
41. Delage, P., Lefebvre, G., *Study of the structure of a sensitive Champlain clay and of its evolution during consolidation*, Canadian Geotechnical Journal, 21 (1), 1984, 21-35.

42. Dohnalik, M. *Zwiększenie możliwości wyznaczania parametrów zbiornikowych skał z wykorzystaniem rentgenowskiej mikrotomografii komputerowej*, praca doktorska, Akademia Górniczo-Hutnicza, 2013
43. Dołżyk K., *Warunki stanu granicznego dla ośrodków rozdrobnionych*, Civil and Environmental Engineering / Budownictwo i Inżynieria Środowiska, nr 2, 2011, 123-128
44. Domański J., *Niektóre cechy petrograficzne itów warwowych z Opalenia (k. Tczewa)*, Annales Societatis Geologorum Poloniae, vol. 31, nr2-4, 1961, 335-355
45. Donath, F. A., *Strength variation and deformational behavior in anisotropic rock*, State of Stress in the Earth's Crust, 1964, 281-297.
46. Duthoit J., *A micromechanics based method for off-axis strength prediction of unidirectional laminae – Approach for a nonlinear rubber based lamina*, 1999, Msc thesis
47. Duveau G., Shao J. F., Henry J. P., *Assessment of Some Failure Criteria for Strongly Anisotropic Geomaterials*, Mechanics of Cohesive-Frictional Materials, volume 3, issue 1, 1998, 1-26
48. Eden W. J., *Laboratory study of varved clay from Steep Rock Lake, Ontario*, American Journal of Science, 253, 1955, 659-674
49. Eigenbrod K. D., Wurmnest W. H., *Pore-water pressure response during undrained isotropic load changes in layered soils*, Canadian Geotechnical Journal, volume 36, issue 3, 1999, 544-555
50. Feldkamp, L. A., Davis, L. C., Kress, J. W., *Practical cone-beam algorithm*. JOSA A, 1(6), 1984, 612-619.
51. Fischer-Cripps A. C., *Nanoindentation*, Springer, 2011
52. Fischer-Cripps A. C., *Critical review of analysis and interpretation of nanoindentation test data*, Surface & Coatings Technology, 200, 2006, 4153–4165
53. Fliegier-Szymańska M., Machowiak K., *Podstawowe parametry geologiczno-inżynierskie itów warwowych występujących w dolinie Strumienia Junikowskiego*, Nauka Przyroda Technologie, tom 5, zeszyt 5, 2011, #80
54. Florkiewicz A., *Nośność graniczna podłoża o cechach skokowo zmiennych*, Politechnika Poznańska – Rozprawy, nr 224, 1990
55. Florkiewicz A. Kostrzewski W., *O interpretacji badań i opisie wytrzymałości osadów (itów) warwowych*, Zeszyty Naukowe Politechniki Poznańskiej, Nr 40, 1995, 9-20

56. Francavilla, A., Zienkiewicz, O. C., *A note on numerical computation of elastic contact problems*, International Journal for Numerical Methods in Engineering, 9(4), 1975, 913-924.
57. Gao Z., Zhao, J., *Efficient approach to characterize strength anisotropy in soils*, Journal of Engineering Mechanics, volume 138, issue 12, 2012, 1447-1456
58. Gao Z., Zhao J., Yao Y., *A generalized anisotropic failure criterion for geomaterials*, International Journal of Solids and Structures, volume 47, issue 22, 2010, 3166-3185
59. Gasparre A., *Advanced laboratory characterization of London clay*, PhD thesis, Imperial College London, 2005
60. Giraud, A., Antoine, P., Van Asch, T. W., Nieuwenhuis, J. D., *Geotechnical problems caused by glaciolacustrine clays in the French Alps*, Engineering Geology, volume 31, issue 2, 1991, 185-195.
61. Glazer Z., *Mechanika gruntów*, Wydawnictwa Geologiczne, 1985
62. Goldenblat I. I., Kopnov V. A., *Strength of glass-reinforced plastics in the complex stress state*, Polymer Mechanics, volume 1, issue 2, 1965, 54-59.
63. Goldstein, J., Newbury, D. E., Echlin, P., Joy, D. C., Romig Jr, A. D., Lyman, C. E., Fiori C., Lifshin, E., *Scanning electron microscopy and X-ray microanalysis: a text for biologists, materials scientists, and geologists*. Springer Science & Business Media, 2012
64. Gregor, T., Kochova, P., Eberlova, L., Nedorost, L., Prosecka, E., Liska, V., Mirka, H., Kachlik, D., Pirner, I., Zimmermann, P., Kralickova, A., Kralickova, M., Tonar, Z., *Correlating Micro-CT Imaging with Quantitative Histology*, Injury and Skeletal Biomechanics, 2012
65. Gruszka, B., *The Pleistocene glaciolacustrine sediments in the Bełchatów mine (central Poland): Endogenic and exogenic controls*, Sedimentary Geology, 193(1), 2007, 149-166.
66. Guo, P. J., Stolle, D. F. (2005). *On the failure of granular materials with fabric effects*, Soils and Foundations, volume 45, issue 4, 2005, 1-12
67. Hall S. A., Bornert M., Desrues J., Pannier Y., Lenoir N., Viggiani, G., Bésuelle P., *Discrete and continuum analysis of localised deformation in sand using X-ray  $\mu$ CT and volumetric digital image correlation*, Geotechnique, 60(5), 2010, 315-322.
68. Head K. H., *Manual of Soil Laboratory Testing*, volume 1: *Soil Classification and Compaction Tests*, Pentech Press, 1992
69. Head K. H., *Manual of Soil Laboratory Testing*, volume 2: *Permeability, Shear Strength and Compressibility Tests*, Halsted Press, 1994

70. Head K. H., *Manual of Soil Laboratory Testing*, volume 3: *Effective Stress Tests*, Pentech Press, 1986
71. Heijs A.W.J., de Lange J., *Determination of pore networks and water content distributions from 3-D computed tomography images of a clay soil*, *Bioimaging*, 5, 1997, 194-204
72. Herkal R. N., Vatsala A., Srinivasa Murthy B. R., *Triaxial Compression and Shear Tests on Partly Saturated Soils*, *Unsaturated Soils*, volume 1, A.A. Balkema, 1995
73. Hicher P. Y., Wahyudi, H., Tessier, D., *Microstructural analysis of inherent and induced anisotropy in clay*, *Mechanics of Cohesive-frictional Materials*, Volume 5, issue 5, 2000, 341-371.
74. Hill R., *A theory of yielding and plastic flow of anisotropic metals*, *Proceedings of the Royal Society of London, Series A*, 1948, 93-281
75. Hinchberger, S.D., Qu, G., Lo, K.Y., *Constitutive approach for rate-sensitive anisotropic structured clays*, *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, volume 34, issue 17, 2010, 1797-1830.
76. Hitachi High-Technologies: [www.hitachi-hightech.com](http://www.hitachi-hightech.com)
77. Hoek E., Brown, E. T., *Empirical strength criterion for rock masses*, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 106 ASCE, 1980
78. Homand F., Morel E., Henry J. P., Cuxac P., Hammade E., *Characterization of the moduli of elasticity of an anisotropic rock using dynamic and static methods*, *International journal of rock mechanics and mining sciences & geomechanics abstracts*, Vol. 30, No. 5, 1993, 527-535
79. Jaeger J. C. , *Shear failure of anisotropic rocks*, *Geological Magazine*, Vol. 27, 1960, 65-72
80. Jokinen, S. A., Virtasalo, J. J., Kotilainen, A. T., Saarinen, T., *Varve microfabric record of seasonal sedimentation and bottom flow-modulated mud deposition in the coastal northern Baltic Sea*, *Marine Geology*, 366, 2015, 79-96.
81. Kaczyński, R., Matysiak, S. J., *Modelling of mechanical behaviour of some layered soils*, *Geological Quarterly*, 37(4), 1993, 631-644.
82. Kawa M., *Stany graniczne ośrodków gruntowych i skalnych z mikrostrukturą warstwową*, praca doktorska, Politechnika Wrocławska, 2007
83. Kawa M., Łydźba, D., *Kryterium wytrzymałości geomateriałów z mikrostrukturą warstwową*, *Górnictwo i Geoinżynieria*, 32, 2008 ,177-185.



84. Kawa M., Pietruszczak, S., Shieh-Beyg, B., *Limit states for brick masonry based on homogenization approach*, International Journal of Solids and Structures, volume 45, issue 3, 2008, 998-1016
85. Ketcham, R.A., Carlton, W.D., *Acquisition, optimization and interpretation of X-ray computed tomographic imagery: applications to the geosciences*, Computers & Geosciences 27, 2001, 381-400
86. Khemissa, M., *Characterization of the anisotropy of a normally consolidated soft clay*, Studia Geotechnica et Mechanica, volume 33 issue 2, 2011, 41-65.
87. Kociszewska-Musiał G., *Surowce mineralne czwartorzędu*, Wydawnictwo Geologiczne, 1988
88. Kohv, M., Talviste, P., Hang, T., Kalm, V., Rosentau, A., *Slope stability and landslides in proglacial varved clays of western Estonia*, Geomorphology, volume 106, issue 3, 2009, 315-323.
89. Koliji A., Vulliet L., Laloui L., *Structural characterization of unsaturated aggregated soil*, Canadian Geotechnical Journal, 47, 2010, 297-311
90. Kong Y., Zhao J., Yao Y., *A failure criterion for cross-anisotropic soils considering microstructure*, Acta Geotechnica, volume 8, issue 6, 2013, 665-673.
91. Kozydra Z., Wyrwicki R., *Surowce ilaste*, Wydawnictwa Geologiczne, 1970
92. Kwaśniewski M., *Mechanical Behavior of Anisotropic Rocks*, Comprehensive Rock Materials, volume 1, 1993, 285-312
93. Lacasse, S. M., Ladd, C. C., Barsvary, A. K., *Undrained behavior of embankments on New Liskeard varved clay*, Canadian Geotechnical Journal, volume 14 issue 3, 1977, 367-388.
94. Ladd, C. C., Wissa, A. E., *Geology and Engineering Properties of Connecticut Vally Varved Clays with Special Reference to Embankment Construction*. Soils Publication No .264, 1970
95. Lade P. V., *Modeling failure in cross-anisotropic frictional materials*, International Journal of Solids and Structures, volume 44, issue 16, 2007, 5146-5162.
96. Lee, Y. K., Pietruszczak, S., *Application of critical plane approach to the prediction of strength anisotropy in transversely isotropic rock masses*, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, volume 45, issue 4, 2008, 513-523.
97. Lenoir, N., Bornert, M., Desrues, J., Bésuelle, P., Viggiani, G., *Volumetric digital image correlation applied to X-ray microtomography images from triaxial compression tests on argillaceous rock*, Strain, 43(3), 2007, 193-205.

98. Lindner L. i inni, *Czwartorzęd. Osady. Metody Badań, Stratygrafia*, Wydawnictwo PAE, 1992
99. Lu, Y., Tan, Y., Lin, G., *Characterization of thick varved-clayey-silt deposits along the Delaware River by field and laboratory tests*, Environmental earth sciences, 69(6), 2013, 1845-1860.
100. Łydźba D., Pietruszak S., Shao J.F., *On anisotropy of stratified rocks: homogenization and fabric tensor approach*, Computers & Geotechnics, Vol. 30, 2003, 289-302
101. Łydźba D., Tankiewicz M., *Preliminary Study of Failure Anisotropy Characterization of Varved Clay*, AGH Journal of Mining and Geoengineering, vol. 36, nr 2, 2012, 229-234
102. Marko, K., Tiit, H., Peeter, T., Volli, K., *Analysis of a retrogressive landslide in glaciolacustrine varved clay*, Engineering Geology, 116(1), 2010, 109-116.
103. McLamore R., Gray K. E., *The Mechanical Behavior of Anisotropic Sedimentary Rocks*, Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME, 1967, 62-76
104. Milligan V., Soderman L.G., Rutka A., *Experience with canadian varved clays*, Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division, Vol. 88, No. 4, 1962, 31-67
105. Mitchell J.k., Soga K., *Fundamentals of Soil Behavior*, John Wiley & Sons, 2005
106. Mogi, K., *Flow and fracture of rocks under general triaxial compression*, Applied Mathematics and Mechanics, volume 2, issue 6, 1981, 635-651.
107. Mojski J.E., *Europa w plejstocenie. Ewolucja środowiska przyrodniczego*, Wydawnictwo PAE, 1993
108. Mortara, G., *A new yield and failure criterion for geomaterials*. Géotechnique, volume 58, issue 2, 2008, 125-132.
109. Mróz, Z., Maciejewski, J., *Failure criteria of anisotropically damaged materials based on the critical plane concept*, International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, volume 26, issue 4, 2002, 407-431
110. Mróz, Z., Maciejewski, J., *Critical Plane Approach to Analysis of Failure Criteria for Anisotropic Geomaterials*, Bifurcations, Instabilities and Degradations in Geomaterials, 2011, 69-89.
111. Myślińska E., *Laboratoryjne badania gruntów*, Wydawnictwo Naukowe PWN, 1998
112. Myślińska E., *Wpływ warunków sedymentacji i diagenety iłów warwowych zlodowacenia środkowopolskiego na obszarze Mazowsza na ich właściwości inżyniersko-geologiczne*, Biuletyn Geologiczny, tom 7, 1965

113. Nadeau P. H., *An experimental study of the effects of diagenetic clay minerals on reservoir sands*, Clays and Clay Minerals, volume 46, issue 1, 1998, 18-26.
114. Nasser, M. H. B., Rao, K. S., Ramamurthy, T., *Anisotropic strength and deformational behavior of Himalayan schists*, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 40(1), 2003, 3-23.
115. Nishimura, S., Minh, N. A., Jardine, R. J., *Shear strength anisotropy of natural London Clay*, Geotechnique, volume 57, issue 1, 2007, 49-62.
116. Noll W., *A New Mathematical Theory of Simple Materials*, Archive for Rational Mechanics and Analysis, volume 48, issue 1, 1972, 1-50
117. Nova R., *The Failure of Transversely Anisotropic Rocks in Triaxial Compression*, International Journal of Rock Mechanics and Mining Science and Geomechanical Abstracts, volume 17 issue 6, 1980, 325-332
118. Oddział KWB Bełchatów: [www.kwbbelchatow.pgegiel.pl](http://www.kwbbelchatow.pgegiel.pl)
119. Oliver W. C., Pharr G. M., *An improved technique for determining hardness and elastic modulus using load and displacement sensing indentation experiments*, Journal of materials research, 7(06), 1992, 1564-1583.
120. Oliver, W. C., Pharr, G. M., *Measurement of hardness and elastic modulus by instrumented indentation: Advances in understanding and refinements to methodology*, Journal of materials research, 19(01), 2004, 3-20.
121. Pagliai, M., Vignozzi, N., Pellegrini, S., *Soil structure and the effect of management practices*, Soil and Tillage Research, 79(2), 2004, 131-143.
122. Pariseau, W.G., *Plasticity theory for anisotropic rocks and soils*, Proceedings of the 10th Symposium on Rock Mechanics, AIME, 1968, p. 267-295
123. Petterson, G., Renberg, I., Geladi, P., Lindberg, A., & Lindgren, F. *Spatial uniformity of sediment accumulation in varved lake sediments in northern Sweden*, Journal of Paleolimnology, 9(3), 1993, 195-208.
124. Pietruszczak S., *Fundamentals of Plasticity in Geomechanics*, CRC Press, 2010
125. Pietruszczak, S., Haghghat E., *Modeling of deformation and localized failure in anisotropic rocks*, International Journal of Solids and Structures, 2015
126. Pietruszczak S., Łydźba D., Shao J.F., *Modelling of inherent anisotropy in sedimentary rocks*, International Journal of Solids & Structures, Vol. 39, 2002, 637-648

127. Pietruszczak S., Mróz Z., *Formulation of Anisotropic Failure Criteria Incorporating a Microstructure Tensor*, Computers & Geotechnics, 26, 2000,105-112
128. Pietruszczak S., Mróz Z., *On failure criteria for anisotropic cohesive-frictional materials*, International journal for numerical and analytical methods in geomechanics, volume 25, issue 5, 2001, 509-524.
129. Pietruszczak, S., Pande, G. N., *Description of soil anisotropy based on multi-laminate framework*. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, volume 25, issue 2, 2001, 197-206.
130. Pisarczyk S., *Mechanika gruntów*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, 1991
131. PKN-CEN ISO/TS 17892, *Badania geotechniczne. Badania laboratoryjne gruntów*.
132. PN-B-02481, *Geotechnika. Terminologia podstawowa, symbole literowe i jednostki miar*.
133. PN-EN ISO 14688, *Badania geotechniczne. Oznaczanie i klasyfikowanie gruntów*.
134. Poltegor-Projekt, Pole Szczerców. Dokumentacja badań geologicznych, geologiczno-inżynierskich i hydrogeologicznych dla potrzeb uściślenia okonturowania wyrobiska, 2004
135. Pomeroy, C. D., Hobbs, D. W., Mahmoud, A. *The effect of weakness-plane orientation on the fracture of Barnsley Hards by triaxial compression*, In International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts Vol. 8, No. 3, 1971, 227-238
136. ProGiG, *Analiza rozprzestrzenienia serii zastoiskowych na polu Szczerców w rejonie wyrobiska udostępniającego ze szczególnym uwzględnieniem pochylni głównej oraz ich wpływ na stateczność skarp zbrocza północnego wyrobiska*, 2003
137. Rajczakowska M., Stefaniuk D., Łydzba D., *Microstructure Characterization by Means of X-ray Micro-CT and Nanoindentation Measurements*, Studia Geotechnica et Mechanica, 37(1), 2015, 75-84.
138. Ramamurthy T., *Strength and Modulus Responses of Anisotropic Rocks*, Comprehensive Rock Materials, volume 1, 1993, 313-329
139. Ramamurthy T., *Shear Stregth Response of some Geological Materials in Triaxial Compression*, International journal of Rock Mechanics and Mining Scienes, volume 38, issue 5, 2001, 683-697
140. Ramamurthy T., Rao G. V., Singh J., *A strength criterion for anisotropic rocks*, Australia-New Zealand Conference on Geomechanics, 5th, Sydney, 1988

141. Romero, E., Simms, P. H. (2008). *Microstructure investigation in unsaturated soils: a review with special attention to contribution of mercury intrusion porosimetry and environmental scanning electron microscopy*. Laboratory and Field Testing of Unsaturated Soils, Springer Netherlands, 2008, 93-115
142. Różycki S. Z., *Plejstocen Polski Środkowej na tle przeszłości w górnym trzeciorzędzie*, Państwowe Wydawnictwo Naukowe, 1972
143. Rymarz C., *Mechanika ośrodków ciągłych*, Wydawnictwo Naukowe PWN, 1993
144. Salager, S., François, B., Nuth, M., Laloui, L., *Constitutive analysis of the mechanical anisotropy of Opalinus Clay*, Acta Geotechnica, volume 8, issue 2, 2013, 137-154.
145. Sambhandhataksa, S., *Stress-Strain-Strength Anisotropy of Varved Clays*, ScD Thesis, MIT, 1977
146. Sawczuk A., Izbicki R. J., *Podstawy mechaniki ośrodków plastycznych*, Wydawnictwo Politechniki Wrocławskiej, 1984
147. Schweiger, H. F., Wiltafsky, C., Scharinger, F., Galavi, V., *A multilaminate framework for modelling induced and inherent anisotropy of soils*, Geotechnique, volume 59, issue 2, 2009, 87-101.
148. Shen W. Q., Shao J. F., *A micromechanical model of inherently anisotropic rocks*, Computers and Geotechnics, volume 65, 2015, 73-79.
149. Singh, J., Ramamurthy, T., Rao, G. V., *Strength anisotropies in rocks*. *Indian Geotechnical Journal*, 19(2), 1989, 147-166.
150. Skrzypek J., *Plastyczność i pełzanie. Teoria, zastosowania, zadania*, Państwowe Wydawnictwo Naukowe, 1986
151. Smith P. R., Jardine R. J., Hight, D. W., *The yielding of Bothkennar clay*, Géotechnique, volume 42, issue 2, 1992, 257-274.
152. Sneddon, I. N., *The relation between load and penetration in the axisymmetric Boussinesq problem for a punch of arbitrary profile*, International journal of engineering science, 3(1), 1965, 47-57.
153. Soga K., O'Sullivan C., *Modeling of geomaterials behavior*, Soils and Foundations, volume 50, issue 6, 2010, 861-875.
154. Sorensen, K. K., Baudet, B. A., Simpson, B., *Influence of structure on the time-dependent behaviour of a stiff sedimentary clay*, Géotechnique, 57(1), 2007, 113.
155. Stock S. R. *MicroComputed Tomography: Methodology and Applications*, CRC Press, 2008.

156. Stowarzyszenie Naukowe im. Stanisława Staszica, *Badania parametrów fizyko-mechanicznych i mineralogicznych próbek z wybranych serii geologiczno-inżynierskich w rejonie korytarza rzeki krasowej w wyrobisku Szczerców*, 2009.
157. Su, X., Nguyen, S., Haghghat, E., Pietruszczak, S., Labrie, D., Barnichon, J. D., Abdi, H., *Characterizing the mechanical behaviour of the Tournemire argillite*. Geological Society, London, Special Publications, 443, 2016.
158. Taud H., Martinez-Angeles R., Parrot J. F., Hernandez-Escobedo L., *Porosity estimation method by X-ray computed tomography*, Journal of petroleum science and engineering, 47(3), 2005, 209-217
159. Tien, Y. M., Kuo, M. C., Juang, C. H., *An experimental investigation of the failure mechanism of simulated transversely isotropic rocks*. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, volume 43, issue 8, 2006, 1163-1181
160. Tiljander, M., Ojala, A., Saarinen, T., & Snowball, I., Documentation of the physical properties of annually laminated (varved) sediments at a sub-annual to decadal resolution for environmental interpretation. *Quaternary International*, 88(1), 2002, 5-12.
161. Tovey, N. K., Krinsley, D. H., *Mapping of the orientation of fine-grained minerals in soils and sediments*. Bulletin of the International Association of Engineering Geology-Bulletin de l'Association Internationale de Géologie de l'Ingénieur, 46(1), 1992, 93-101.
162. Tsai S. W., Wu E. M., *A General Theory of Strength for Anisotropic Materials*, Journal of Composite Materials, volume 5, 1971, 58-80.
163. Tylmann, W., *Jeziorne osady rocznie laminowane w północnej Polsce: aktualny stan rozpoznania, postępy metodyczne i perspektywy badawcze*, Studia Limnologica et Telmatologica, 5(1), 2011, 23-41.
164. Walsh J. B., Brace, W. F., *A fracture criterion for brittle anisotropic rock*, Journal of Geophysical Research, volume 69, issue 16, 1964, 3449-3456.
165. Wiłun Z., *Zarys geotechniki*, WKŁ, 2005
166. Wysokiński L., *Komentarz do nowych norm klasyfikacji gruntów*, ITB, 2007
167. Vardanega P.J., Bolton M. D., *Strength mobilization in clays and silts*, Canadian Geotechnical Journal, 48, 2011, 1485-1503
168. Viggiani G., Lenoir N., Besuelle P., Di Michiel M., Marello S., Desrues J., Kretschmer M., *Xray microtomography for studying localized deformation in fine-grained geomaterials under triaxial compression*, C. R. Mecanique, 332, 2004, 819-826

169. Xu, M., Bogen, J., Wang, Z., Bønsnes, T. E., Gytri, S., *Pro-glacial lake sedimentation from jökulhlaups (GLOF), Blåmannsisen, northern Norway*, Earth Surface Processes and Landforms, 40(5), 2015, 654-665.
170. Zhong S.Y., Xu, W.Y., Ling D. S., *Influence of the parameters in the Pietruszczak–Mroz anisotropic failure criterion*, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, volume 48, issue 6, 2011, 1034-1037.
171. Zolitschka, B., *Varved lake sediments*, Encyclopedia of quaternary science. Elsevier, Amsterdam, 3105, 2007, 3114.
172. Zhu W., Hughes J. J., Bicanic N., Pearce C. J., *Nanoindentation mapping of mechanical properties of cement paste and natural rocks*, Materials characterization, 58(11), 2007, 1189-1198.

# **Weryfikacja doświadczalna anizotropowego kryterium wytrzymałości gruntów z mikrostrukturą warstwową**

Matylda Tankiewicz

## **Streszczenie:**

W geomateriałach, takich jak grunty i skały, często występuje mikrostruktura warstwowa, która jest związana z procesem ich formowania. Jest to układ periodycznie powtarzających się warstewek o odmiennych właściwościach mechanicznych. Efektem występowania takiej mikrostruktury jest anizotropia wytrzymałości środka. W pracy przedstawiono kompleksowy opis budowy, właściwości fizycznych oraz mechanicznych ośrodka o budowie warstwowej – iłu warwowego. Badaniom i analizom poddano grunt pobrany z okolic Bełchatowa. Uzyskane wyniki badań wytrzymałościowych wykorzystano do kalibracji 4 wybranych anizotropowych kryteriów wytrzymałości tj. kryterium Pariseau, koniunkcji kryterium Pariseau z jedną rodziną płaszczyzn osłabienia, kryterium empirycznego oraz kryterium bazującego na koncepcji ciągłego rozkładu płaszczyzn osłabienia. Celem pracy jest zaproponowanie adekwatnego kryterium wytrzymałości do opisu mechanicznego iłu warwowego.

W pierwszej kolejności zaprezentowano przegląd literaturowy i aktualny stan wiedzy w zakresie badania i modelowania wytrzymałości ośrodków warstwowych. W kolejnym rozdziale przedstawiono podstawowe cechy badanego gruntu, w tym pochodzenie geologiczne, lokalizację, z której pobrano próbki do badań, oraz wyznaczone podstawowe właściwości fizyczne iłów warwowych. W dalszej części zaprezentowano wyniki badań laboratoryjnych, które przeprowadzono w celu określenia mikrostrukturalnych właściwości badanego gruntu. W ramach tych badań przeprowadzono powierzchniową identyfikację cech strukturalnych gruntu z wykorzystaniem mikroskopu skaningowego, przestrzenną identyfikację z użyciem mikrotomografii komputerowej oraz wyznaczono mikrostrukturalne cechy mechaniczne z wykorzystaniem nanoindentacji. Następnie zamieszono rezultaty badań kierunkowych właściwości wytrzymałościowych i deformacyjnych iłu warwowego. W ramach pracy przeprowadzono serię testów jednoosiowego ściskania oraz standardowych testów trójosiowego ściskania dla 6 różnych wartości ciśnienia okólnego (50kPa, 200kPa, 400kPa, 600kPa, 800kPa, 1000kPa) oraz 7 orientacji uwarstwienia (0°, 15°, 30°, 45°, 60°, 75°, 90°). Uzyskane wyniki przedstawiono w postaci wykresów kierunkowej zależności



wytrzymałości gruntu od orientacji uwarstwienia oraz ciśnienia okólnego. W trakcie badań szczególną uwagę poświęcono mechanizmom zniszczenia próbek w trakcie testów mechanicznych. Opis i analizę obserwowanych mechanizmów zawarto w pracy. Ponadto, wyniki badań przeprowadzonych w aparacie trójosiowego ściskania posłużyły do określenia parametrów odkształcalności badanego ośrodka. Wszystkie wykonane badania wykorzystano następnie do identyfikacji stałych materiałowych wybranych anizotropowych kryteriów wytrzymałości tj. kryterium Pariseau, koniunkcję kryterium Pariseau z koncepcją płaszczyzny krytycznej, kryterium empiryczne oraz kryterium bazujące na koncepcji ciągłego rozkładu płaszczyzn osłabienia, które zostało w tej postaci zaprezentowane po raz pierwszy. W pracy zawarto opis zastosowanych oryginalnych procedur identyfikacji wybranych kryteriów oraz zestawienie wytrzymałości eksperymentalnej z predykcją wyznaczoną na podstawie skalibrowanych modeli. Podsumowanie kończy pracę.

# **Experimental verification of the anisotropic strength criterion for soils with layered microstructure**

Matylda Tankiewicz

## **Summary:**

In geomaterials, like soil and rocks, often occurs a layered microstructure, which is related to its formation process. It is a system of periodically repeated layers with different mechanical properties. The effect of such microstructure is the anisotropy of the strength of the material. The work presents a comprehensive description of the structure, physical and mechanical properties of a layered media – a varved clay. Examinations and analyzes were carried out for the soil taken from the city of Bełchatów. The results obtained in the strength tests have been used to calibrate 4 selected anisotropic strength criteria i.e. Pariseau criterion, conjunction of Pariseau criterion with critical plane approach, empirical criterion and criterion based on the concept of continuous distribution of critical planes. The purpose of the thesis is to propose an adequate strength criterion for the description of the mechanical behavior of the varved clay.

First, a literature review and current state of the knowlege in the field of strength testing and modeling of laminar media are presented. Next, the basic characteristic of tested soil, including the formation process, the location from which the specimens were collected, and the basic physical properties of the varved clay are described. To determine the microstructural properties of the soil the particular laboratory tests have been conducted. Within this study, surface identification of soil structural features with scanning microscope, spatial identification with computed microtomography have been carried out. Also the microstructural mechanical properties have been identified using nanoindentation procedure. The results of the examinations on the directional strength and deformation properties of varved clay are presented in the next chapter. A series of uniaxial compression test and standard triaxial compression test have been performed for 6 differen confining pressures (50kPa, 200kPa, 400kPa, 600kPa, 800kPa, 1000kPa) and 7 different lamination orientation (0°, 15°, 30°, 45°, 60°, 75°, 90°). The obtained outcomes are presented in the form of directional graphs of the soil strength dependence on the stratification orientation and the confining pressure. Special attention is paid to mechanisms of the failure in mechanical tests, which is included in the work. Based the results of the triaxial compression also the

deformability parameters of tested material have been estimated. Finally, all tests have been used to identify material parameters of selected anisotropic strength criteria I.e. the Pariseau criterion, the conjunction of Pariseau criterion with the critical plane approach, empirical criterion and the criterion based on the concept of continuous distribution of critical planes, which is presented for the first time in such form. The paper contains a description of the original procedures used for identification of selected criteria and a comparison of experimental data with prediction based on calibrated models. The summary ends the thesis.