

Univerza
v Ljubljani
Fakulteta
*za gradbeništvo
in geodezijo*

*Janova 2
1000 Ljubljana, Slovenija
telefon (01) 47 68 500
faks (01) 42 50 681
fgg@fgg.uni-lj.si*



Podiplomski program Gradbeništvo
Konstrukcijska smer

Kandidat:

Gregor Vilhar

**Odnos med napetostmi in deformacijami za
meljne peske v območjih od zelo majhnih do
velikih deformacij**

Doktorska disertacija št. 195

Mentor:

doc. dr. Vojkan Jovičič

Somentor:

prof. dr. Miha Tomaževič

Ljubljana, 14. 10. 2009

Univerza
v Ljubljani

Fakulteta za
*gradbeništvo in
geodezijo*



*PODIPLOMSKI ŠTUDIJ
GRADBENIŠTVA*

DOKTORSKI ŠTUDIJ

Kandidat:

GREGOR VILHAR, univ. dipl. inž. grad.

**ODNOS MED NAPETOSTMI IN DEFORMACIJAMI ZA
MELJNE PESKE V OBMOČJIH OD ZELO MAJHNIH
DO VELIKIH DEFORMACIJ**

Doktorska disertacija števil.: 195

**THE STRESS-STRAIN BEHAVIOUR OF SILTY SANDS
IN THE RANGE OF VERY SMALL TO LARGE STRAINS**

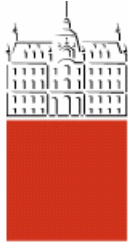
Doctoral thesis No.: 195

Temo doktorske disertacije je odobrila Komisija za doktorski študij po pooblastilu s
16. seje Senata Univerze v Ljubljani z dne 4. julija 2007 in imenovala mentorja
doc.dr. Vojkana Jovičiča ter somentorja prof.dr. Miha Tomaževiča.

Ljubljana, 14. oktober 2009

Univerza
v Ljubljani

Fakulteta za
gradbeništvo in
geodezijo



Komisijo za oceno ustreznosti teme doktorske disertacije v sestavi
doc. dr. Janko Logar,
prof. dr. Miha Tomaževič,
doc. dr. Vojkan Jovičič,
prof. dr. Bojan Majes,
prof.dr. Antun Szavits-Nossan, Građevinski fakultet Sveučilišta v
Zagrebu.

je imenoval Senat Fakultete za gradbeništvo in geodezijo na 6. redni seji dne
28. marca 2007.

Komisijo za oceno doktorske disertacije v sestavi
doc. dr. Janko Logar,
prof. dr. Bojan Majes,
prof.dr. Antun Szavits-Nossan, Građevinski fakultet Sveučilišta v
Zagrebu.

je imenoval Senat Fakultete za gradbeništvo in geodezijo na 2. redni seji dne
2. julija 2009.

Komisijo za zagovor doktorske disertacije v sestavi
prof.dr. Matjaž Mikoš, dekan,
doc. dr. Janko Logar,
prof. dr. Miha Tomaževič,
doc. dr. Vojkan Jovičič,
prof. dr. Bojan Majes,
prof.dr. Antun Szavits-Nossan, Građevinski fakultet Sveučilišta v
Zagrebu.

je imenoval Senat Fakultete za gradbeništvo in geodezijo na 3. redni seji dne
30. septembra 2009.

Univerza
v Ljubljani

Fakulteta za
*gradbeništvo in
geodezijo*



IZJAVA O AVTORSTVU

Podpisani **GREGOR VILHAR, univ.dipl.inž.grad.** izjavljam, da sem avtor doktorske disertacije z naslovom: »**ODNOS MED NAPETOSTMI IN DEFORMACIJAMI ZA MELJNE PESKE V OBMOČJIH OD ZELO MAJHNIH DO VELIKIH DEFORMACIJ**«.

Ljubljana, 14. oktober 2009

.....
(podpis)

BIBLIOGRAFSKO-DOKUMENTACIJSKA STRAN IN IZVLEČEK

UDK: 553.623:620.17(043.3)
Avtor: Gregor Vilhar
Mentor: doc. dr. Vojkan Jovičić
Somentor: prof. dr. Miha Tomaževič
Naslov: Odnos med napetostmi in deformacijami za meljne peske v območjih od zelo majhnih do velikih deformacij
Obseg in oprema: 334 str., 15 pregl., 259 sl., 219 en.
Ključne besede: meljasti peski, laboratorijske preiskave, konstitutivno modeliranje

Izvleček

V disertaciji se ukvarjamo s preučevanjem zvez med napetostmi in deformacijami dveh rekonstituiranih granularnih materialov v območjih od zelo majhnih do velikih deformacij in standardnih do visokih napetosti. Obravnavamo meljast pesek iz Boštanja in karbonatni pesek Dogs Bay. Pomembna lastnost meljastega peska iz Boštanja je visoka vsebnost meljastih frakcij (okoli 30% masnega deleža), medtem ko je glavna lastnost peska Dogs Bay v tem, da je sestavljen iz izredno krhkih zrn, ki se drobijo že pri obremenitvah z nizkimi napetostmi. Mehansko obnašanje meljastega peska iz Boštanja laboratorijsko preučimo s standardnimi triosnimi celicami, Bishopovo in Wesleyevo triosno celico, triosno celico za obremenjevanje pri visokih napetostih in edometri za obremenjevanje s standardnimi in visokimi napetostmi. Drobljenje zrn obeh materialov kot posledico mehanskih obremenitev merimo s pomočjo aparata za dinamično analizo slike. Z rezultati laboratorijskih preiskav preverimo skladnost mehanskega obnašanja meljastega peska iz Boštanja s teoretičnim okvirom kritičnega stanja zemljin in dopolnitvami za peske ter ugotovimo neskladja kot posledico vpliva finih zrn v materialu. Prav tako dopolnimo obstoječo interpretacijo mehanskega obnašanja peska Dogs Bay. Med seboj primerjamo tri načine interpretacije merjenja strižne togosti materiala pri zelo majhnih deformacijah z bender elementi. Na koncu za simulacijo obnašanja meljastega peska iz Boštanja uporabimo elasto-plastični konstitutivni model avtorjev Taiebata in Dafaliasa in v njem uvedemo manjšo modifikacijo. Z modelom simuliramo obremenjevanje materiala med nedreniranimi triosnimi preiskavami in obremenitev materialne točke s potresom. Zaključimo, da je obnašanje meljastega peska iz Boštanja možno opisati s teoretičnim okvirom, ki je veljaven za čiste peske z določenimi posebnostmi, kot so: neenotnost in ukrivljenost črte kritičnih stanj pri kontrakcijskih vzorcih nad določenim količnikom por, prekrivajoča lega eno-dimenzionalne normalne kompresijske črte in črte kritičnega stanja in ukrivljena oblika zveze med drobljenjem in napetostjo. Zaključimo tudi, da obnašanje meljastega peska iz Boštanja lahko simuliramo z modelom Taiebata in Dafaliasa z manjšo modifikacijo ter da pri obremenitvah s potresom meljast pesek iz Boštanja v naravnem stanju lahko izkaže zelo velike pomike.

BIBLIOGRAPHIC-DOCUMENTALISTIC INFORMATION

UDC: 553.623:620.17(043.3)
Author: Gregor Vilhar
Supervisor: Asist. Prof. Vojkan Jovičič
Co-supervisor: Prof. Dr. Miha Tomaževič
Title: The stress-strain behaviour of silty sands in the range of very small to large strains
Notes: 334 p., 15 tab., 259 fig., 219 eq.
Key words: silty sands, laboratory tests, constitutive modelling

Abstract

The dissertation deals with the stress-strain behaviour of two reconstituted granular materials in the range of very small to large strains and standard to high pressures. Two materials are taken into consideration, namely Boštanj silty sand and carbonate Dogs Bay sand. The important feature of Boštanj silty sand is its high silt content (about 30% of dry mass), while the main feature of Dogs Bay sand is the fragility of its particles, consequently exhibiting particle crushing at low stresses during mechanical loading. The mechanical behaviour of Boštanj silty sand is investigated in the laboratory using the standard triaxial cells, Bishop and Wesley's triaxial cell, high pressure triaxial cell and oedometers for loading at standard and high pressures. The particle crushing as a consequence of mechanical loading is measured using the apparatus for the dynamic image analyses. The laboratory tests are used to verify the agreement between Boštanj silty sand behaviour and the critical state framework and its supplements for sands, while the effect of fines leads to deviations from the framework. The laboratory data are also used to supplement the established framework of Dogs Bay sand. Three different interpretation methods of bender element measurement are compared. At the end of thesis the elasto-plastic constitutive model by Taiebat & Dafalias with a minor modification is used to simulate the behaviour of Boštanj silty sand. Model is used for simulations of loading during the triaxial tests and earthquake loading of the material point. We conclude that the mechanical behaviour of Boštanj silty sand can be described through the critical state framework for clean sands, while there are the following deviations: non-unique and curved critical state line for contractive samples above certain void ratio, closeness of the one-dimensional normal compression line and the critical state line and the curved shape of breakage-stress line. We also conclude that the behaviour of Boštanj silty sand can be simulated by Taiebat & Dafalias's model with a minor modification. Moreover, during earthquake loading, the in-situ Boštanj silty sand can develop large deformations.

Zahvale

Iskreno se zahvaljujem mentorju doc.dr. Vojkanu Jovičiču in somentorju prof.dr. Mihi Tomaževiču za nenehno usmerjanje, podporo, spodbudo in pozitivizem. Zavedam se, da sem imel veliko sreče, da sem lahko delal z vama. Hvaležen sem vama za možnost študijskega izpopolnjevanja v Londonu.

Hvala prof.dr. Matthewu Coopu za možnost učenja, sodelovanja in raziskovanja v vrhunskem geomehanskem laboratoriju na Imperial Collegeu, v sproščenem okolju in z ljudmi, ki jih nikoli ne bom pozabil.

Zahvaljujem se Javni agenciji za raziskovalno dejavnost Republike Slovenije, Zavodu za gradbeništvo Slovenije in Javnemu skladu za razvoj kadrov in štipendije Ad futura za financiranje študija. Zavodu za gradbeništvo Slovenije se zahvaljujem tudi za možnost uporabe laboratorijske opreme.

Še posebej se zahvaljujem svoji Nataši za ljubezen, nesebičnost, prilagodljivost, stoddostno podporo in trud. Srečen sem, da smo sedaj trije z našo Gajo Vido, ki bo na dan zagovora stara natanko 5 mesecev.

Zahvalil bi se rad staršem in sestri za podporo med študijem. Prav tako se zahvaljujem Nadi in Mitji za ogromno pomoč, še posebej v končnih trenutkih pred in po oddajanju disertacije.

Hvala dr. Stanislavu Lenartu za pomoč, usmerjanje in izbiro materiala v začetnih fazah disertacije in prav tako izr.prof.dr. Janku Logarju za usmerjanje v začetnih fazah. Za pomoč v začetnih fazah raziskovanja se zahvaljujem tudi osebju FGG na Katedri za mehaniko tal z laboratorijem in izr.prof.dr. Bojanu Žlendru za rezultate cikličnih triosnih preiskav.

Rad bi se zahvalil tudi ostalim sodelavcem in prijateljem na Zavodu za gradbeništvo, ki so pripomogli k nastanku disertacije: Zlatku Mehadžiču, Eriku Pagonu, mag. Primožu Pavšiču, Bernardi Istenič, Mariji Štefančič, Marku Brodniku, dr. Ani Mladenovič, mag. Mateji Golež in Alenki Mauko.

Hvala Gregorju Konjarju za odlično in izbrano glasbeno spremljavo ob pisanju disertacije. Gotovo jo bom pogrešal.

Hvala Vojkanu in Nataši za ogromno skrb in svetovanje glede odhoda v London in na sploh. Vsem trem skupaj z Bojanom želim vse naj v življenju.

Hvala dr. Lidiji Zdravković in prof.dr. Čedu Maksimoviću za prijaznost in veliko pomoč na Imperial Collegeu.

Zahvalil bi se rad prijateljem in sodelavcem na Imperial Collegeu v Londonu. Hvala Ramtinu Hosseiniju Kamalu za veliko prijateljstvo in pomoč v laboratoriju. Hvala Barbari Shipton in dr. Alessandri Carreri za učne ure upravljanja triosnih celic in izmenjavo znanj. Hvala Davidu Tabordi za odlične nasvete in predanost numeričnim metodam. Hvala dr. Fatin Altuhafi za pomoč pri aparatu za dinamično analizo slike. Hvala dr. Giovannyju Alvoradu za svetovanje glede merjenja z bender elementi in upravljanja z visokotlačno triosno celico. Zahvala gre tudi tehnikom na Imperial Collegeu: Stevu Ackerleyu, Allanu Bolsherju in Grahamu Keefu. Zahvalil bi se rad tudi ostalim prijateljem za prijetno druženje in pomoč v času bivanja v Londonu: Ignaziu in Konstanzi Cavarretti, Reiniju Schuetzu, Joani Fonseci, Miguelu Carrionu, Saški Vidmar, dr. Valeriji Bandini, Fauzilah Ismail, Toniju Tugoresu, Amandine Brosse, Aikaterini Tsampousi, dr. Bitang Zhuju, dr. Danielu Barretu-Gonzalezu, dr. Zhongxuan Yangu, Stephenu Wilkinsonu, Chrisu Martinu, Tomoyi Saito, Juliji Bremer in Nicku Quadeju. Poleg tega bi se rad zahvalil tudi ostalemu osebju na Imperial Collegeu za izmenjavo znanj, prijetno vzdušje in možnost uporabe opreme: prof.dr. Richardu Jardinu, prof.dr. Davidu Pottsu, prof.dr. Johnu Burlandu, dr. Jamieju Standingu, dr. Catherine O'Sullivan in dr. Stavrouli Kontoe.

Posebna zahvala gre tudi gospe Evelyne Anaman za neskončno gostoljubnost in prijaznost v Londonu.

Žal mi je, da sem sigurno koga pozabil napisati. Vnaprej se ji/mu opravičujem.

KAZALO VSEBINE

1	UVOD	1
1.1	Cilji disertacije	3
2	PREGLED LITERATURE	5
2.1	Uvod	5
2.2	Teoretični okvir kritičnega stanja zemljin	5
2.2.1	Rekonstituirane gline in teoretični okvir kritičnega stanja	5
2.2.2	Naravne gline in teoretični okvir kritičnega stanja	13
2.2.3	Rekonstituirani peski in teoretični okvir kritičnega stanja	17
2.2.4	Napetost-razmikanje peskov	19
2.2.5	Parametri stanja pri peskih	23
2.2.6	Mejne ploskve možnih stanj pri peskih	26
2.2.7	Strukturirani peski	30
2.3	Črta kritičnega stanja (CSL)	35
2.3.1	Določitev lege in oblike črte kritičnega stanja	35
2.3.2	Prehodne zemljine	36
2.3.3	Neenotnost črte kritičnega stanja pri ostalih zemljinah	39
2.3.4	Vpliv drenažnih pogojev	45
2.3.5	Vpliv notranje strukture materiala	46
2.3.6	Vpliv načina obremenjevanja	51
2.3.7	Vpliv deleža finih zrn	54
2.3.8	Ostali vplivi	61
2.4	Mehansko obnašanje peskov in meljastih peskov	63

2.4.1	Vpliv načina priprave vzorcev	63
2.4.2	Vpliv deleža finih zrn	69
2.4.3	Največji in najmanjši količnik por, prehodni delež finih zrn	76
2.4.4	Popravljeni količniki por	79
2.4.5	Mehansko obnašanje meljev	85
2.4.6	Vpliv zgodovine obremenjevanja	85
2.4.7	Stanje nestabilnosti v nedreniranih pogojih	90
2.4.8	Drobljenje zrn	98

3 LABORATORIJSKA OPREMA, EKSPERIMENTALNE METODE IN PROGRAM PREISKAV **111**

3.1	Priprava materiala	111
3.1.1	Material za mehanske preiskave	111
3.1.2	Material za analizo drobljenja z aparatom QICPIC	112
3.2	Edometrske preiskave	113
3.2.1	Opis edometrov	113
3.2.2	Eksploimentalne metode in analiza meritev	115
3.3	Triosne preiskave	119
3.3.1	Uvod	119
3.3.2	Triosni aparat ELE	119
3.3.3	Triosni aparat B&W	122
3.3.4	Triosni aparat HP1	128
3.3.5	Eksploimentalne metode triosnih preiskav	133
3.3.6	Analiza meritev triosnih preiskav	140
3.4	Bender elementi	143
3.4.1	Predstavitev metode	143
3.4.2	Izmerjeni strižni moduli G_{ij}	146
3.4.3	Razvoj metode	147
3.4.4	Načini merjenja in interpretacije meritev	148
3.4.5	Analiza meritev v časovni domeni	156
3.4.6	Analiza meritev v frekvenčni domeni	160

3.4.7	Veličine v numerični analizi frekvenčne domene	169
3.4.8	Možnost povečanja zanesljivosti merjenja z bender elementi	170
3.5	Aparat QICPIC	171
3.5.1	Opis opreme	171
3.5.2	Eksperimentalne metode aparata QICPIC	172
3.6	Program preiskav	176
3.6.1	Uvod	176
3.6.2	Osnovne karakteristike materiala	177
3.6.3	Mineraloška sestava materiala	177
3.6.4	Edometrske preiskave	177
3.6.5	Triosne preiskave	177

4 ANALIZA REZULTATOV PREISKAV IN INTERPRETACIJA MEHANSKEGA OBNAŠANJA PREISKOVANIH MATERIALOV 181

4.1	Uvod	181
4.1.1	Osnovne karakteristike meljastega peska iz Boštanja	181
4.1.2	Osnovne karakteristike peska Dogs Bay	185
4.2	Odnos med napetostmi in deformacijami pri velikih deformacijah	188
4.2.1	Preiskave stisljivosti meljastega peska iz Boštanja	188
4.2.2	Triosne preiskave meljastega peska iz Boštanja	190
4.2.3	Preiskave stisljivosti peska Dogs Bay	204
4.2.4	Triosne preiskave peska Dogs Bay	206
4.3	Odnos med napetostmi in deformacijami pri majhnih in zelo majhnih deformacijah	211
4.3.1	Triosne preiskave meljastega peska iz Boštanja	211
4.3.2	Triosne preiskave peska Dogs Bay	223
4.4	Vpliv drobljenja zrn na povečanje deleža drobnih frakcij	231
4.4.1	Drobljenje zrn meljastega peska iz Boštanja pri preiskavah stisljivosti in triosnih preiskavah	231
4.4.2	Drobljenje zrn peska Dogs Bay pri preiskavah stisljivosti in triosnih preiskavah	234
4.4.3	Interpretacija drobljenja zrn za peske z visoko vsebnostjo finih zrn	237

4.5	Teoretični okvir za napetostno-deformacijsko obnašanje meljastega peska iz Boštanja	244
4.5.1	Uvod	244
4.5.2	Eno-dimenzionalna črta normalne kompresije (1D NCL)	245
4.5.3	Izotropna črta normalne kompresije (NCL)	247
4.5.4	Črta kritičnega stanja (CSL)	249
4.5.5	Roscoeova in Hvorsleva mejna ploskev v normalizirani napetostni ravnini	253
4.5.6	Mejne ploskve togosti G_0 in tangenta strižna togost G'	256
4.5.7	Ostali vidiki mehanskega odziva	262
4.5.8	Povzetek	263
5	SIMULACIJE MEHANSKEGA OBNAŠANJA MELJASTEGA PESKA IZ BOŠTANJA	265
5.1	Uvod	265
5.2	Osnovni koncepti formulacij elasto-plastičnih konstitutivnih modelov	266
5.2.1	Glavni sestavni deli formulacij	266
5.2.2	Formulacija elasto-plastične konstitutivne matrike $[D^{ep}]$	268
5.3	Konstitutivni modeli s kinematičnim utrjevanjem in mejno ploskvijo	270
5.4	Triosna formulacija modela Taiebat in Dafalias (2008)	274
5.4.1	Črta kritičnega stanja (CSL)	274
5.4.2	Elastičen del modela	274
5.4.3	Ploskev tečenja, kritična in mejna ploskev	274
5.4.4	Pravilo tečenja	276
5.4.5	Evolucijska enačba dp_0	277
5.4.6	Evolucijska enačba $d\alpha$	280
5.4.7	Plastičen modul K_p in skalarni množitelj L	281
5.5	Formulacija modela Taiebat in Dafalias (2008) v splošnem prostoru	282
5.5.1	Splošne zveze	282
5.5.2	Elastične zveze	283
5.5.3	Ploskev tečenja	283
5.5.4	Ostale ploskve	284

5.5.5	Pravilo tečenja	286
5.5.6	Evolucijska enačba dp_0	287
5.5.7	Evolucijska enačba $d\alpha$	287
5.5.8	Plastičen modul K_p in skalarni množitelj L	288
5.6	Modifikacija modela	288
5.7	Numerična integracija modela	290
5.7.1	Uporabljeni substepping algoritem	291
5.8	Kalibracija parametrov	296
5.9	Rezultati simulacij	304
5.9.1	Simulacije monotonih triosnih preiskav	304
5.9.2	Obnašanje modela pri dinamičnih obremenitvah	313
6	POVZETEK IN ZAKLJUČKI	321
6.1	Preučevana materiala in eksperimentalne metode	321
6.2	Mehansko obnašanje materialov v območjih zelo majhnih in majhnih deformacij	323
6.3	Mehansko obnašanje materialov v območju velikih deformacij	324
6.4	Drobljenje zrn med mehanskimi preiskavami	326
6.5	Simulacije mehanskega obnašanja meljastega peska iz Boštanja	327
6.6	Zaključki	328
6.7	Predlogi za nadaljnje raziskovalno delo	330
7	SUMMARY	331
	VIRI	335

KAZALO SLIK

2.1	Konture konstantnega količnika por dreniranih triosnih preiskav in napetostne poti nedreniranih triosnih preiskav gline Wiener Tegel	8
2.2	Konture konstantne vlažnosti dreniranih in nedreniranih triosnih preiskav gline Weald	9
2.3	Preiskave stisljivosti rekonstituiranih vzorcev estuarijske gline iz Gosporta	10
2.4	Obnašanje rekonstituiranih glin med izotropno kompresijo in razbremenjevanjem	10
2.5	Ploskve možnih stanj v prostoru $q - p' - v$	11
2.6	Pričakovane nedrenirane napetostne poti vzorcev z različnimi količniki prekonsolidacije in začetnimi stanji na isti razbremenilni črti	11
2.7	Mejna ploskev možnih stanj materiala v ravnini $q/p'_e - p'/p'_e$	12
2.8	Uporaba indeksa por I_v za normalizacijo intrinzičnih črt normalne kompresije (ICL)	15
2.9	Edometriška kompresija intaktnega in rekonstituiranega vzorca gline Bothkenar skupaj s črtama SCL in ICL	16
2.10	Izotropna kompresija in kritična stanja treh peskov	18
2.11	Zveza napetost-razmikanje za pesek Dogs Bay	19
2.12	Tri različni tipi nedreniranega triosnega odziva materiala glede na različni količnik por pri isti začetni napetosti p'	20
2.13	Vpliv začetne napetosti p' na nedrenirani triosni odziv materiala pri istem količniku por	21
2.14	Vpliv začetnega količnika por pri isti začetni napetosti p' na drenirani triosni odziv	22
2.15	Spreminjanje napetostnega razmerja v točki fazne transformacije η_{PT} s stanjem materiala	23
2.16	Napetostno razmerje v fazni transformaciji η_{PT} kot funkcija parametra stanja	24
2.17	Definicija parametrov za normalizacijo	25

2.18	Normalizacija podatkov med striženjem za pesek Dogs Bay	26
2.19	Normalizacija podatkov med striženjem za preperel granit in pesek Ham River	26
2.20	G_0 na črti NCL za različne peske	28
2.21	Spreminjanje G_0 z normaliziranim volumskim stanjem	29
2.22	Močna in šibka vezava zrn	31
2.23	Značilno obnašanje materiala med striženjem pri močnem vezanju	31
2.24	Značilno normalizirano obnašanje materiala med striženjem pri močnem vezanju	32
2.25	Značilno obnašanje materiala med striženjem pri šibkem vezanju	33
2.26	Značilno normalizirano obnašanje materiala med striženjem pri šibkem vezanju	33
2.27	Primerjava togosti G_0 za dva cementirana peska in ekvivalentni rekonstituirani zemljini	34
2.28	Izotropna kompresija, poti striženja in kritična stanja glinastega melja	37
2.29	Edometrska kompresija glinastega melja iz nasipov reke Pad z 8% glinastih frakcij	38
2.30	Neenotna kritična stanja kompaktiranih vzorcev peščenjaka Botucatu	38
2.31	Pas kritičnih stanj omejen s črtama UF in LF za pesek Dune	39
2.32	Pas kritičnih stanj omejen s črtama UF in LF za pesek WA	40
2.33	Pas kritičnih stanj omejen s črtama UF in LF za pesek Hostun	40
2.34	Pas kritičnih stanj omejen s črtama UF in LF za pesek Tailings	41
2.35	Pas kritičnih stanj omejen s črtama UF in LF za pesek Dune	41
2.36	Diagram stanj za pesek Kogyuk 350/2	42
2.37	Prikaz kritičnih stanj nedreniranih preiskav treh različnih gostot peska Nevada s 6% finimi zrni, ki ne tvorijo enotne črte	42
2.38	Neenotnost črte kritičnega stanja za pesek Nevada s 40% melja ATC	43
2.39	Neenotnost kritičnih stanj za meljast pesek Mai Liao ($FC = 50\%$)	43
2.40	Neenotnost črte CSL za pesek Host s 27% kaolinskega melja	44
2.41	Neenotnost črte CSL za preiskave, ki se začnejo na isti črti izotropne kompresije, vendar imajo različne drenažne pogoje	44
2.42	Enotnost črte CSL glede na različne vrste preiskav triosne kompresije in drenažne pogoje za pesek Dogs Bay	45
2.43	Vpliv drenažnih pogojev na črto CSL za pesek Erksak 330/0.7	46
2.44	Kritična stanja dreniranih in nedreniranih preiskav na pesku Monterey #0	46

2.45	Vpliv načina priprave vzorcev in drenažnih pogojev na črto CSL za triosne kompresijske preiskave na pesku Toyoura	47
2.46	Različni črti CSL za sedimentirane in mokro teptane vzorce	48
2.47	Vpliv načina priprave in drenažnih pogojev na kritična stanja za pesek Erksak 330/0.7	48
2.48	Vpliv načina priprave vzorcev na kritična stanja za pesek Toyoura	49
2.49	Vpliv načina priprave vzorcev na črto CSL in črto kvazi stacionarnega stanja za pesek Nevada v zelo rahlem stanju	49
2.50	Vpliv načina priprave vzorcev in vsebnosti finih zrn na črto CSL za pesek Ottawa z neplastičnim meljem Ottawa	50
2.51	Vpliv načina priprave vzorcev na količnik napetosti v kritičnem stanju M za čist pesek Ottawa	50
2.52	Črta CSL iz preiskav triosne kompresije, ekstenzije in čistega striga na pesku Monterey #0	51
2.53	Kritična stanja iz nedreniranih preiskav triosne kompresije, ekstenzije in čistega striga za pesek Toyoura	52
2.54	Kritična stanja peska Toyoura za triosno kompresijo in ekstenzijo	52
2.55	Kritična stanja peska Erksak 330/0.7 za triosno kompresijo in ekstenzijo	53
2.56	Efektivna napetostna stanja v kritičnem stanju, kvazi stacionarnem stanju in stanju fazne transformacije pri triosni kompresiji, ekstenziji, čistemu strigu in torzijskemu strigu	53
2.57	Odvisnost strižnega kota v kritičnem stanju od napetostnega razmerja glavnih napetosti za drenirano ravninsko deformacijsko kompresijo, drenirani čisti strig, nedrenirani čisti strig in triosno kompresijo	54
2.58	Statistična evaluacija vpliva vsebnosti finih zrn na parametre črte CSL	55
2.59	Črte CSL za pesek Kogyuk 350 z različnimi vsebnostmi melja	55
2.60	Črte CSL za pesek Dogs Bay in pesek Dogs Bay z dodani finimi zrni iz sadre ali karbonata	56
2.61	Črte CSL za pesek Foundry mešan z različnimi deleži neplastičnega finega zdrobljenega kremenca	57
2.62	Črte CSL za pesek Toyoura z različnimi vsebnostmi finih zrn iz zmletega peska Toyoura	58
2.63	Točke kritičnega stanja za pesek Hokksund z različnimi deleži neplastičnega melja Chengbei ($FC = 0 - 30\%$)	58

2.64	Točke kritičnega stanja za pesek Hokksund z različnimi deleži neplastičnega melja Chengbei ($FC = 50 - 94\%$)	59
2.65	Rezidualni koeficienti trenja v odvisnosti od glinene frakcije pri krožnem strižnem aparatu na mešanicah peska Ham river z bentonitom	59
2.66	Povprečni strižni kot v kritičnem stanju iz dreniranih triosnih kompresijskih preiskav na pesku Hokksund z različnimi deleži neplastičnega melja Chengbei	60
2.67	Neodvisnost strižnega kota glede na dodajanje necementiranih finih zrn čistemu pesku Dogs Bay	60
2.68	Naklon λ črte CSL kot funkcija razpona količnika por in zaobljenosti zrn	61
2.69	Vpliv visoke temperature na črto CSL	62
2.70	Strižni kot efektivnih napetosti v odvisnosti od začetnega efektivnega radialnega tlaka pri istem začetnem količniku por	62
2.71	Homogenost rekonstituiranih vzorcev	64
2.72	Primerjava odziva nedreniranega čistega striga intaktnega in-situ zamrznjenega vzorca in ekvivalentnega vodno sedimentiranega vzorca v identičnih stanjih	65
2.73	Rezultati nedreniranih triosnih preiskav srednje gostih vzorcev peska Nevada 50/200 z vsebnostjo melja 18%, pripravljenih z različnimi metodami	66
2.74	Vpliv metode priprave vzorca (strukture) na nedrenirani odziv čistega striga peska Syncrude	67
2.75	Vpliv strukture na odziv peska Fraser River v nedrenirani triosni kompresiji in ekstenziji	67
2.76	Primerjava kontaktne strukture zrn analizirane s tehniko SEM med vzorci pripravljenimi z različnima metodama	68
2.77	Vpliv deleža finih zrn (zdrobljen kremen) na nedrenirani odziv peska Ottawa	70
2.78	Povečanje tendence po kontrakciji s povečevanjem deleža finih zrn	72
2.79	Shema zrn meljastega peska v rahlem stanju	72
2.80	Štiri prepoznavno različni tipi nedreniranih efektivnih napetostnih poti za rahle meljaste peske	73
2.81	Hipotetični shemi zrn rahlega peska z visoko vsebnostjo finih zrn	73
2.82	Črte izotropne kompresije, ki kažejo na večjo stisljivost peska z večjim deležem finih zrn	74
2.83	Volumska deformacija ob poružitvi v odvisnosti od začetne radialne efektivne napetosti za različne čiste in meljaste peske	75

2.84	Efektivne napetostne poti nedreniranih triosnih kompresij normalno konsolidiranih glinastih peskov z različnimi vsebnostmi gline	75
2.85	Spreminjanje e_{max} in e_{min} z vsebnostjo finih zrn	77
2.86	Shema konfiguracij krogel enakih velikosti v najbolj rahlem in najbolj gostem stanju	78
2.87	Shema teoretičnega spreminjanja najmanjšega količnika por v odvisnosti deleža finih krogel v binarnih krogelnih sestavih	78
2.88	Prikaz vpliva materialnih lastnosti na $(e_{max} - e_{min})$	79
2.89	Črte CSL prikazane s količnikom por med grobimi zrn za pesek Host z različnimi deleži finih zrn kaolinita in zmletega kremena	80
2.90	Črte CSL z uporabo količnika por $(e_c)_{eq}$ in količnika por $(e_f)_{eq}$	81
2.91	Strižna trdnost v odvisnosti od ekvivalentnega količnika por med grobimi zrn za meljaste peske z različnimi finimi zrn	82
2.92	Črte CSL z ekvivalentnim količnikom por med grobimi zrn za pesek Toyoura z meljem	83
2.93	Trdnost v odvisnosti od ekvivalentnega količnika por med grobimi zrn za pesek Old Alluvium s finimi zrn	84
2.94	Vpliv majhne in velike predobremenitve z deformacijami na nedrenirani odziv peska Ottawa	87
2.95	Vpliv zgodovine obremenjevanja na nedrenirani odziv peska Dogs Bay	88
2.96	Točke kritičnih stanj normalno konsolidiranih vzorcev peska Old Alluvium z različnimi finimi zrn	88
2.97	Točke kritičnih stanj prekonsolidiranih vzorcev peska Old Alluvium z različnimi finimi zrn	89
2.98	Kolapsna ploskev skupaj s tipičnimi potmi napetost-količnik por v triosni nedrenirani kompresijski ravnini	91
2.99	Nedrenirane efektivne napetostne poti in črte nestabilnosti za morski pesek iz Singapurja	92
2.100	Strižni koti v točkah nestabilnosti za tri najmanjše relativne gostote peska Nevada (s 6% finih zrn)	93
2.101	Zveza med napetostnim razmerjem črte nestabilnosti in količnikom por med grobimi zrn za čisti in meljast pesek	94
2.102	Spreminjanje črte nestabilnosti v ravnini napetostnih poti za pesek Toyoura	94
2.103	Zveza med napetostnim razmerjem na vrhu in parametrom stanja na začetku striga	95

2.104	Splošni trend normaliziranega napetostnega razmerja v točkah nestabilnosti v odvisnosti od parametra stanja za peske in peske s finimi zrn	96
2.105	Spreminjanje območja nestabilnosti za pesek Hokksund z različnimi deleži neplastičnega melja Chengbei	97
2.106	Spremembe granulometrijskih krivulj peska Chattahoochee River	99
2.107	Edometrske preiskave koksa Petroleum	100
2.108	Razvoj granulometrijskih krivulj peska Dogs Bay v krožnem strižnem aparatu	101
2.109	Frekvenčne distribucije dolomita v vzorcih podledeniškega materiala, ki kažejo na postopno drobljenje materiala med transportom	101
2.110	Definicija parametra drobljenja B_r	102
2.111	Razvoj drobljenja med izotropno kompresijo in nedreniranim strigom v triosni celici	103
2.112	Drobljenje zrn med izotropno kompresijo in triosnim strigom	104
2.113	Vpliv pakiranja zrn (količnika por in širine granulometrijske krivulje) na B_r za pesek Dogs Bay	105
2.114	Vpliv širine granulometrijske krivulje na parameter B_r in zveza med parametroma λ in R_D za pesek Dogs Bay	106
2.115	Nekonvergiranje črt 1D NCL pri pesku Dogs Bay s fraktalno granulometrijsko sestavo	106
2.116	Vpliv napetosti in granulometrije na volumske deformacije	107
2.117	Relativno drobljenje B_r v odvisnosti od strižne deformacije in nivoja napetosti σ'_v	108
2.118	Končne točke strižnih preiskav pri konstantni napetosti p' na krogelnih aglomeratih	109
2.119	Ploskev kritičnega stanja v prostoru $I_G - e - \ln p'$	110
3.1	Shema edometra	114
3.2	Edometra za visoke in nižje napetosti	115
3.3	Sprememba količnika por s časom med edometrsko preiskavo pri različnih napetostnih stopnjah za meljast pesek iz Boštanja	117
3.4	Obremenilni indeks C_c in razbremenilni indeks C_s na krivulji stisljivosti v ravnini $e - \ln \sigma'_v$	118
3.5	Shema osnovnih sestavnih delov triosnega aparata ELE	120
3.6	Vzroki za napake pri zunanem merjenju osne deformacije	121
3.7	Triosni aparat B&W	123

3.8	Shema sestavnih delov in povezav triosnega aparata B&W	125
3.9	Povezava med merilnikom sile in kapo	126
3.10	Izmenjevalnik med zrakom in vodo triosnega aparata B&W	126
3.11	Inklinometer za merjenje osnih deformacij neposredno na vzorcu	127
3.12	Volumometer in izmenjevalnik zrak-voda tipa Imperial College	127
3.13	Triosni aparat za preiskave pri visokih tlakih	128
3.14	Shema sestavnih delov in povezav triosnega aparata za preiskave pri visokih tlakih	131
3.15	Shema merilnika LVDT za lokalno merjenje osnih deformacij	132
3.16	Shema čeljusti z LVDT merilnikom za lokalno merjenje radialnih deformacij .	132
3.17	Sukcijska kapa za pospešitev procesa saturacije	136
3.18	Vpliv penetracije membrane na volumsko spremembo vzorca pri zrnatih zemljinah	142
3.19	Piezoelektrični bender element	144
3.20	Shema gradnikov bender elementov in različna načina vezave	144
3.21	Par bender elementov, ki merijo vertikalno potujoče strižne valove v triosni celici	145
3.22	Tipični sestavni deli merjenja togosti z bender elementi v triosni celici	145
3.23	Konfiguracije merjenja togosti navzkrižno anizotropne zemljine pri osnosimetrični obtežbi	147
3.24	Fourierevi amplitudni spektri vhodnih in izhodnih signalov	150
3.25	Napetost izhodnih signalov glede na različne frekvence vzbujanja pri $p' = 200$ kPa	151
3.26	Napetost izhodnih signalov glede na različne frekvence vzbujanja pri $p' = 2800$ kPa	151
3.27	Vhodni in izhodni signali v časovni domeni	152
3.28	Pojav uhajanja signala, ki pokvari izhodni signal.	152
3.29	Vpliv parametra R_d na analitično rešitev gibanja v točki opazovanja	153
3.30	Vpliv disperzije zaradi bližine izvora pri suhi meljasti glini Pontida	154
3.31	Frekvenčna meja disperzije zaradi bližine izvora v odvisnosti od togosti G_0 za različne razdalje r	155
3.32	Tipičen signal na osciloskopu pri meritvi z bender elementi s sinusnim pulznim signalom	157
3.33	Tipični vhodni sinusni signali pri meritvah z bender elementi	157

3.34	Metoda določitve časa prihoda t_{arr} z vsiljenim nihanjem sprejemnega elementa z eno od lastnih naravnih frekvenc	158
3.35	Vhodni in izhodni signali meritev v izotropnem napetostnem stanju pri $p' = 200$ kPa	159
3.36	Vhodni in izhodni signali meritev v izotropnem napetostnem stanju pri $p' = 4.7$ MPa	160
3.37	Prenosna funkcija iz sinusnih pulznih in sinusnih kontinuiranih signalov za pesek Toyoura pri $p' = 220$ kPa	162
3.38	Navzkrižni amplitudni spektri $ G_{xy} $ pri različnih frekvencah sinusnih pulzov	163
3.39	Naloženi fazni spekter ϕ prenosne funkcije pri uporabi sinusnega pulznega signala s 15 kHz	164
3.40	Vhodni in izhodni signali, skupaj z lego izračunanih skupinskih časov (t_g)	165
3.41	Vpliv neprimerne izbire frekvenčnega intervala	166
3.42	Primerna izbira frekvenčnega intervala	166
3.43	Skupinski časi prihodov t_g izračunani iz naklonov premikajočih se oken	167
3.44	Normalizirana navzkrižna korelacija $CC_{xy}/CC_{xy,max}$ v odvisnosti od časa	168
3.45	Shema procesa slikanja zrn (prirejeno po Sympatec, 2009)	172
3.46	Nastavek GRADIS za suho analizo geometrijskih lastnosti zrn	173
3.47	Nastavek LIXELL in mešalni lonček za mokro analizo geometrijskih lastnosti zrn	173
3.48	Parameter <i>FERET</i>	174
3.49	Primerjava porazdelitev velikosti zrn dobljenih s sejalnimi in areometrijskimi analizami s parameterom $FERET_{min}$	174
3.50	Posamezni rezultati dobljeni z uporabo nastavka LIXELL na pesku Dogs Bay	176
4.1	Zrnnavostna krivulja meljastega peska iz Boštanja določena s sejalno in sedimentacijsko metodo	182
4.2	Fotografija zrn meljastega peska iz Boštanja z vrstičnim elektronskim mikroskopom pri povečavi $\times 35$	183
4.3	Fotografija zrn meljastega peska iz Boštanja z vrstičnim elektronskim mikroskopom pri povečavi $\times 130$	184
4.4	Zrnnavostna krivulja peska Dogs Bay	185
4.5	Fotografija zrn peska Dogs Bay z vrstičnim elektronskim mikroskopom pri povečavi $\times 35$	186

4.6	Fotografija zrn peska Dogs Bay z vrstičnim elektronskim mikroskopom pri povečavi $\times 130$	187
4.7	Krivulje stisljivosti edometriških preiskav meljastega peska iz Boštanja v ravnini $e - \sigma'_v$	189
4.8	Črte izotropne kompresije meljastega peska iz Boštanja v ravnini $e - p'$	191
4.9	Napetostne poti in napetostno-deformacijske zveze nedreniranih triosnih preiskav kontrakcijskih vzorcev meljastega peska iz Boštanja	193
4.10	Zveza med količnikom pornega tlaka in osno deformacijo kontrakcijskih vzorcev meljastega peska iz Boštanja	194
4.11	Napetostne poti in napetostno-deformacijske zveze nedreniranih triosnih preiskav dilatacijskih vzorcev meljastega peska iz Boštanja	195
4.12	Zveza med količnikom pornega tlaka in osno deformacijo dilatacijskih vzorcev meljastega peska iz Boštanja	196
4.13	Volumsko-napetostne poti nedreniranih triosnih preiskav meljastega peska iz Boštanja	197
4.14	Napetostne poti in napetostno-deformacijske zveze dreniranih triosnih preiskav pri standardnih napetostih na vzorcih meljastega peska iz Boštanja	199
4.15	Zveza med volumsko in osno deformacijo za drenirano triosno kompresijo vzorcev meljastega peska iz Boštanja pri standardnih napetostih	200
4.16	Napetostne poti in napetostno-deformacijske zveze dreniranih triosnih preiskav pri višjih napetostih na vzorcih meljastega peska iz Boštanja	201
4.17	Zveza med volumsko in osno deformacijo za drenirano triosno kompresijo vzorcev meljastega peska iz Boštanja pri višjih napetostih	202
4.18	Volumsko-napetostne poti dreniranih triosnih preiskav meljastega peska iz Boštanja	203
4.19	Krivulje stisljivosti edometriških preiskav peska Dogs Bay v ravnini $e - \sigma'_v$	205
4.20	Črte izotropne kompresije peska Dogs Bay v ravnini $e - p'$	208
4.21	Kritična stanja dreniranih triosnih preiskav in b) napetostne poti nedreniranih triosnih preiskav peska Dogs Bay pri standardnih napetostih	209
4.22	Napetostne poti triosnih preiskav peska Dogs Bay pri visokih tlakih	210
4.23	Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' za meljast pesek iz Boštanja med prvim obremenjevanjem v izotropni kompresiji	212
4.24	Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' za vzorec BO-I-J med izotropnim razbremenjevanjem	213

4.25	Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' za različne vzorce meljastega peska iz Boštanja izračunana z metodo FD	214
4.26	Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' izračunana po različnih metodah za vzorec BO-I-B	215
4.27	Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' izračunana po različnih metodah za vzorec BO-I-F	216
4.28	Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' izračunana po različnih metodah za vzorec BO-I-C	217
4.29	Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' izračunana po različnih metodah za vzorec BO-I-D	218
4.30	Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' izračunana po različnih metodah za vzorec BO-I-J	219
4.31	Relativna napaka E_{rr} pri izračunu G_0 po metodah FD in CC	220
4.32	Tangentna togost G v odvisnosti od deformacije ε_q med dreniranimi triosnimi preiskavami meljastega peska iz Boštanja	222
4.33	Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' za pesek Dogs Bay med prvim izotropnim obremenjevanjem	224
4.34	Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' za pesek Dogs Bay med izotropnim razbremenjevanjem	225
4.35	Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' izračunana po različnih metodah za vzorec DB-I-D	226
4.36	Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' izračunana po različnih metodah za vzorec DB-I-E	227
4.37	Tangentna togost v odvisnosti od strižne deformacije in srednje efektivne napetosti za pesek Dogs Bay	229
4.38	Spreminjanje parametrov A in n v odvisnosti od nivoja strižne deformacije za pesek Dogs Bay	230
4.39	Kumulativna porazdelitev velikosti zrn edometriških vzorcev meljastega peska iz Boštanja glede na parameter $FERET_{min}$	232
4.40	Kumulativna porazdelitev velikosti zrn triosnih vzorcev meljastega peska iz Boštanja glede na parameter $FERET_{min}$	233
4.41	Kumulativna porazdelitev velikosti zrn edometriških vzorcev peska Dogs Bay glede na parameter $FERET_{min}$	235
4.42	Kumulativna porazdelitev velikosti zrn triosnih vzorcev peska Dogs Bay v izotropni kompresiji glede na parameter $FERET_{min}$	236

4.43	Kumulativna porazdelitev velikosti zrn vzorcev meljastega peska iz Boštanja skupaj z možnima legama zgornje in spodnje meje drobljenja	238
4.44	Kumulativna porazdelitev velikosti zrn vzorcev peska Dogs Bay skupaj z možnima legama zgornje in spodnje meje drobljenja	239
4.45	Hardinovo indeks relativnega drobljenja v odvisnosti od srednje efektivne napetosti in načina obremenjevanja za meljast pesek iz Boštanja	240
4.46	Hardinovo indeks relativnega drobljenja v odvisnosti od srednje efektivne napetosti in načina obremenjevanja za pesek Dogs Bay	241
4.47	1D kompresijske krivulje obeh materialov	242
4.48	Primerjava izotropnih črt NCL za različne granularne materiale	248
4.49	Primerjava med črtami kritičnega stanja med preučevanima in ostalimi granularnimi materiali	251
4.50	Primerjava med normalnima kompresijskima črtama iz izotropne kompresije, edometra in črto kritičnega stanja	252
4.51	Normalizacija strižnih poti dreniranih in nedreniranih triosnih strižnih preiskav s parametrom p'_p	255
4.52	Primerjava med črto $G_{0(NCL)}$ za meljast pesek iz Boštanja in pesek Dogs Bay z ostalimi peski iz literature	258
4.53	Spreminjanje togosti G_0 z normaliziranim volumskim stanjem meljastega peska iz Boštanja	259
4.54	Spreminjanje tangentne togosti G v odvisnosti od napetosti p' in strižne deformacije meljastega peska iz Boštanja	260
4.55	Spreminjanje parametrov A in n v odvisnosti od nivoja strižne deformacije za meljast pesek iz Boštanja	261
4.56	Črte nestabilnosti nedreniranih preiskav meljastega peska iz Boštanja glede na povprečne količnike por	263
5.1	Shema ploskve tečenja	267
5.2	Shema plastičnega potenciala	268
5.3	Prikaz notranje in zunanje ploskve v okviru teorije plastičnosti z mejno ploskvijo	271
5.4	Prikaz vseh treh ploskev modela 3-SKH skupaj s translacijskim pravilom za kinematični ploskvi	272
5.5	Prikaz ploskev tečenja, razmikanja, mejne in kritične ploskve	273
5.6	Ploskev tečenja in ostale tri modelne ploskve v ravnini $q - p$	275

5.7	Shema ploskve tečenja in ostalih treh modelnih ploskev v π ravnini prostora (r_1, r_2, r_3) , skupaj s slikami $\alpha^{c,b,d}$ in pravili preslikav	284
5.8	Kritična stanja vzdolž treh črt glede na lego začetnih stanj v treh različnih območjih	289
5.9	Izračun modificiranega parametra stanja ψ_m glede na izbrano črto kritičnega stanja.	290
5.10	Štiri vozliščni osno-simetrični končni element uporabljen za simulacijo triosnih preizkusov	291
5.11	Začetno napetostno stanje v elastičnem območju in nesprijemljivo napetostno stanje po elastičnem prirastku $\{\Delta\varepsilon\}$ zunaj ploskve tečenja	292
5.12	Začetno napetostno stanje na ploskvi tečenja in plastifikacija pri $\alpha = 0$	293
5.13	Začetno napetostno stanje na ploskvi tečenja in plastifikacija pri $\alpha \neq 0$	293
5.14	Kalibracija parametra G_0 glede na rezultate meritev z bender elementi in zvezo Richart s sod. (1970).	297
5.15	Kalibracija parametra K_0 glede na čim boljše prileganje med simulacijo in preizkusom BO-I-J med izotropnim razbremenjevanem	298
5.16	Kalibracija parametra n^d s pomočjo naklona linearne regresije zveze $\ln(\alpha^d/\alpha^c) - \psi_{PT}$	299
5.17	Kalibracija parametrov h_0 in c_h s pomočjo linearne regresije glede na podatke $h^* - e$ za primer, ko je $G_0 = 100$ kPa	300
5.18	Kalibracija parametrov h_0 in c_h s pomočjo linearne regresije glede na podatke $h^* - e$ za primer, ko je $G_0 = 225$ kPa	301
5.19	Napetostne poti in napetostno-deformacijske zveze nedreniranih triosnih preiskav meljastega peska iz Boštanja	305
5.20	Volumsko-napetostni odziv meljastega peska iz Boštanja pri nedreniranih triosnih preiskavah v ravnini $e - \log p'$	306
5.21	Primerjava med podatki in simulacijami z modelom pri kontrakcijskih vzorcih pri $p' = 100$ in 200 kPa in materialnih parametrih s preglednice 5.1	307
5.22	Primerjava med podatki in simulacijami z modelom pri kontrakcijskih vzorcih pri $p' = 300$ in 400 kPa in materialnih parametrih s preglednice 5.1	308
5.23	Primerjava med podatki in simulacijami z modelom na dilatacijskih vzorcih pri $p' = 100, 200$ in 300 kPa in materialnih parametrih s preglednice 5.1	309
5.24	Primerjava med podatki in simulacijami z modelom pri kontrakcijskih vzorcih pri $p' = 100$ in 200 kPa in materialnih parametrih s preglednice 5.2	310

5.25	Primerjava med podatki in simulacijami z modelom pri kontrakcijskih vzorcih pri $p' = 300$ in 400 kPa in materialnih parametrih s preglednice 5.2	311
5.26	Primerjava med podatki in simulacijami z modelom na dilatacijskih vzorcih pri $p' = 100, 200$ in 300 kPa in materialnih parametrih s preglednice 5.2	312
5.27	Primerjava med eksperimentalno in simulirano napetostno potjo vzorca med ciklično triosno preiskavo, prikazana v ravnini $q - p'$	314
5.28	Primerjava med eksperimentalnim in simuliranim grafom napetost-deformacija vzorca med ciklično triosno preiskavo, prikazana v ravnini $q - \varepsilon_{ax}$	314
5.29	Primerjava med eksperimentalnim in simuliranim grafom količnik por-deformacija vzorca med ciklično triosno preiskavo, prikazana v ravnini $r_u - \varepsilon_{ax}$	315
5.30	Strižna napetost $\tau(t)$ izračunana iz časovnega zapisa pospeškov za potres v Petrovcu, 1979	316
5.31	Obremenitev končnega elementa s ciklično obtežbo τ na način, s katerim ohranimo konstantno normalno napetost σ_m na ravninah največje strižne napetosti	317
5.32	Nedrenirani odziv konstitutivnega modela na potresno obtežbo v ravnini $q - p'$	318
5.33	Nedrenirani odziv konstitutivnega modela na potresno obtežbo v ravnini $q - \varepsilon_{ax}$	319
5.34	Nedrenirani odziv konstitutivnega modela na potresno obtežbo v ravnini $r_u - \varepsilon_{ax}$	319

LIST OF FIGURES

2.1	Void ratio contours from drained tests and stress paths for undrained tests on Wiener Tegel clay	8
2.2	Contours of constant water content for drained and undrained tests on Weald clay	9
2.3	Compression tests on reconstituted samples of the estuarine clay from Gosport .	10
2.4	Behaviour of reconstituted clays during isotropic compression and swelling . .	10
2.5	State boundary surfaces in $q - p' - v$ space	11
2.6	Expected undrained stress paths for samples at different overconsolidation ratios starting from the same swelling line	11
2.7	State boundary surface in $q/p'_e - p'/p'_e$ plane	12
2.8	The use of void index I_v to normalize the intrinsic compression lines (ICL) . .	15
2.9	Oedometer compression for an undisturbed and reconstituted sample of Bothkennar clay along with SCL and ICL lines	16
2.10	Isotropic compression and critical state data for three sands	18
2.11	Stress-dilatancy data for Dogs Bay sand	19
2.12	Three general types of undrained triaxial compression response for a material at different void ratio and constant initial stress p'	20
2.13	The influence of initial effective stress p' on undrained triaxial response at equal void ratio	21
2.14	The influence of initial void ratio at the same initial effective stress p' on drained triaxial response	22
2.15	Variation in the phase transformation stress ratio η_{PT} with material state	23
2.16	Stress ratio at phase transformation η_{PT} as a function of the state parameter . .	24
2.17	Definition of the normalising parameters	25
2.18	Normalised shearing data for Dogs Bay sand	26
2.19	Normalised shearing data for decomposed granite and Ham River sand	26

2.20	G_0 on the NCL for various sands	28
2.21	Variation of G_0 with normalized volumetric state	29
2.22	Strong and weak bonding	31
2.23	Schematic illustration of typical shearing behaviour for strong bonding	31
2.24	Schematic illustration of typical normalised shearing behaviour for strong bonding	32
2.25	Schematic illustration of typical shearing behaviour for weak bonding	33
2.26	Schematic illustration of typical normalised shearing behaviour for weak bonding	33
2.27	Comparison of the stiffness G_0 for two cemented sands and the equivalent re- constituted soils	34
2.28	Isotropic compression, shearing paths and critical states for clayey silt	37
2.29	Oedometer compression curves of clayey silt (8% clay content) from Po river embankments	38
2.30	Non-unique critical states for compacted samples of Botucatu sandstone	38
2.31	Band of critical states bounded by UF and LF lines for Dune Sand	39
2.32	Band of critical states bounded by UF and LF lines for WA Sand	40
2.33	Band of critical states bounded by UF and LF lines for Hostun RF Sand	40
2.34	Band of critical states bounded by UF and LF lines for Tailings Sand	41
2.35	Band of critical states bounded by UF and LF lines for Dune Sand	41
2.36	State diagram for Kogyuk 350/2 sand	42
2.37	Critical state diagram from undrained tests on three densities of Nevada Sand with 6% fines showing nonunique CSLs	42
2.38	Non-uniqueness of the critical state line for Nevada sand with 40% ATC silt	43
2.39	Non-uniqueness of critical states for Mai Liao Silty Sand ($FC = 50\%$)	43
2.40	Non-uniqueness of the critical state line for the Host sand with 27% of kaolin silt	44
2.41	Non-uniqueness of the critical state line for the tests starting at the same isotropic compression line, but having different drainage conditions	44
2.42	Uniqueness of the critical state line regarding to different triaxial compression shearing modes and drainage conditions for Dogs Bay Sand	45
2.43	Effect of drainage conditions on the critical state line for Erksak 330/0.7 sand	46
2.44	Critical states for drained and undrained triaxial compression tests on Monterey #0 sand	46

2.45	Effect of sample preparation and drainage conditions on the critical state line from triaxial compression tests for Toyoura sand	47
2.46	Different CSLs for sedimented and moist tamped specimens	48
2.47	Effect of sample preparation and drainage conditions on critical state for Erksak 330/0.7 sand	48
2.48	Effect of sample preparation on critical state for Toyoura sand	49
2.49	Effect of sample preparation on critical and quasi steady state lines for Nevada sand in a very loose state	49
2.50	Effect of the sample preparation method and fines content on the CSL for Ottawa sand with Ottawa non-plastic silt	50
2.51	Effect of the depositional method on the critical state stress ratio M for clean Ottawa sand	50
2.52	Critical state line from triaxial compression, extension and simple shear tests on Monterey #0 sand	51
2.53	Critical state data from undrained triaxial compression, extension tests and simple shear tests for Toyoura sand	52
2.54	Critical state data from triaxial compression and extension tests for Toyoura sand	52
2.55	Critical state data from triaxial compression and extension tests for Erksak 330/0.7 sand	53
2.56	Effective stress states at critical state, quasi-steady state and phase transformation state in triaxial compression, extension, simple shear and torsional shear tests	53
2.57	Dependence of critical-state friction angle on principal stress ratio for drained plane strain compression, drained simple shear, undrained simple shear and triaxial compression tests	54
2.58	Statistical evaluation of the effect of fines content on CSL parameters	55
2.59	Critical state lines for Kogyuk 350 sand with different silt contents	55
2.60	Critical state lines for clean Dogs Bay sand as well as for Dogs Bay sand with added gypsum or carbonate fines	56
2.61	Critical state lines for Foundry sand mixed with different amounts of nonplastic crushed silica fines	57
2.62	Critical state lines for Toyoura sand with different ground Toyoura silt contents	58
2.63	Critical state points for Hokksund sand with various amounts of Chengbei non-plastic silt ($FC = 0 - 30\%$)	58

2.64	Critical state points for Hokksund sand with various amounts of Chengbei non-plastic silt ($FC = 50 - 94\%$)	59
2.65	Residual friction coefficients versus clay fraction derived using ring shear apparatus on mixtures of Ham river sand and bentonite	59
2.66	Average critical friction angle from drained triaxial compression tests on Hokksund sand with various amounts of Chengbei non-plastic silt	60
2.67	Independence of friction angle on addition of uncemented fines to clean Dogs Bay sand	60
2.68	Slope λ of critical state lines as a function of void ratio range and angularity of particles	61
2.69	Effect of high temperature on the critical state line	62
2.70	Effective stress friction angle versus initial effective confining pressure tested at the same initial void ratio	62
2.71	Uniformity of reconstituted specimens	64
2.72	Comparison of undrained simple shear response of undisturbed in situ frozen and equivalent water-pluviated sand at essentially identical states	65
2.73	Undrained triaxial test results for medium density Nevada 50/200 sand with 18% silt content prepared using different methods	66
2.74	Effect of reconstitution technique (fabric) on the undrained simple shear response of Syncrude sand	67
2.75	Influence of fabric on the undrained triaxial compression and extension response of Fraser River sand	67
2.76	Comparison of grain contact structure analysed using SEM between specimens formed by two different methods	68
2.77	Influence of fines content (crushed quartz) on undrained response of Ottawa sand	70
2.78	Increase of the contractive tendency with increasing fines content	72
2.79	Schematic diagram showing silty sand deposited in a loose state	72
2.80	Four distinctly different general types of undrained effective stress paths of loose silty sands	73
2.81	Schematic diagrams showing hypothesized particle structures for loose sand with high silt content	73
2.82	Isotropic compression curves showing more volumetric compressibility for sand with higher silt content	74

2.83 Volumetric strain at failure versus effective confining pressure for different clean and silty sands	75
2.84 Effective stress paths for undrained triaxial compression of normally consolidated clayey sands with varying clay content	75
2.85 Variation in e_{\max} and e_{\min} with fines content	77
2.86 Schematic illustration of packing of single-sized spheres in its loosest and densest state	78
2.87 Schematic diagram of theoretical variation of minimum void ratio in binary packings with % fines	78
2.88 Illustration of effects of material properties on $(e_{\max} - e_{\min})$	79
2.89 Critical state lines for the Host sand with different amounts of fines from kaolinit silt and ground silica using the intergranular void ratio	80
2.90 Critical state lines using equivalent intergranular $(e_c)_{eq}$ and interfine $(e_f)_{eq}$ void ratios	81
2.91 Shear strength against equivalent granular void ratio for silty sands with different fines	82
2.92 Critical state lines for Toyoura sand with silt using equivalent granular void ratio	83
2.93 Strength against equivalent granular void ratio for Old Alluvium sand with fines	84
2.94 Influence of small and large prestrain on the undrained response of Ottawa sand	87
2.95 Influence of the loading history on the undrained response of Dogs Bay sand . .	88
2.96 Critical state points for normally consolidated samples Old Alluvium sand with different types of fines	88
2.97 Critical state points for overconsolidated samples Old Alluvium sand with different types of fines	89
2.98 The collapse surface showing typical stress-void ratio paths in triaxial compression undrained plane	91
2.99 Undrained effective stress paths and instability lines for marine-dredged sand from Singapore	92
2.100 Instability friction angles of the three loosest relative densities of Nevada sand (containing 6% fines)	93
2.101 Relationship between the stress ratio of the instability line and the intergranular void ratio for both clean and silty sand	94
2.102 Varying instability line in stress path plane for Toyoura sand	94

2.103 Relationship between peak stress ratio and state parameter at the beginning of shearing	95
2.104 General trend of normalised stress ratio at instability points versus state parameter for sands and sand with fines	96
2.105 Varying instability regions for Hokksund sand with various amounts of non-plastic Chengbei silt	97
2.106 Grading changes of Chattahoochee River sand	99
2.107 Oedometer data on Petroleum coke	100
2.108 Evolution of particle size distribution in ring shear tests on Dogs Bay sand	101
2.109 Frequency distributions of dolomite in till samples showing the effect of progressive particle crushing during transport	101
2.110 Definition of relative breakage B_r	102
2.111 Development of particle breakage during isotropic compression and undrained shearing in triaxial cell	103
2.112 Particle breakage for isotropically compressed and sheared samples	104
2.113 Effect of packing of particles (void ratio and width of granulometric distribution) on B_r for Dogs Bay sand	105
2.114 Effect of the width of granulometric distribution on B_r and relation between λ and R_D for Dogs Bay sand	106
2.115 Non-convergence of 1D NCL lines for Dogs Bay sand with fractal grading curve	106
2.116 Influence of stress level and grading on volumetric strains	107
2.117 The influence of shear strain and applied vertical stress σ'_v on relative breakage B_r	108
2.118 End points of constant p' shearing tests on assemblies of agglomerates	109
2.119 Critical state surface in $I_G - e - \ln p'$ space	110
3.1 Schematic of the oedometer apparatus	114
3.2 Oedometer apparatuses for applying high and lower stresses	115
3.3 Void ratio versus time during the oedometer test at different stress levels for Boštanj silty sand	117
3.4 Compression index C_c and swelling index C_s on the compression curve in $e - \ln \sigma'_v$ plane	118
3.5 Schematic diagram of ELE triaxial apparatus	120
3.6 Sources of errors in external measurement of axial deformation	121

3.7	Bishop and Wesley triaxial cell	123
3.8	Schematic diagram of Bishop and Wesley triaxial cell	125
3.9	Connection between the load cell and the top cap	126
3.10	Air/water interface of Bishop and Wesley triaxial cell	126
3.11	Inclinometer for measuring local axial strain	127
3.12	Imperial College type volume gauge and air-water interface	127
3.13	High pressure triaxial cell	128
3.14	Schematic diagram of high pressure triaxial cell	131
3.15	Schematic diagram of LVDT transducer for local measurement of axial strain .	132
3.16	Schematic diagram of radial strain belt equipped with LVDT transducer	132
3.17	Suction cap to speed up the saturation process	136
3.18	Membrane penetration effect on volume change in granular soils	142
3.19	Piezoelectric bender element	144
3.20	Schematic of the bender element constituents and different types of connection	144
3.21	Pair of bender elements mounted in a triaxial-cell apparatus to measure verti- cally propagated shear waves	145
3.22	Typical bender element set-up for the measurement of stiffness in a triaxial test	145
3.23	Configuration for measurement of stiffness of a cross-anisotropic soil under axi-symmetric loading	147
3.24	Fourier spectra magnitudes of input and output signals versus frequency	150
3.25	Output signal voltage according to different excitation frequencies at $p' = 200$ kPa	151
3.26	Output signal voltage according to different excitation frequencies at $p' = 2800$ kPa	151
3.27	Input and output signals in time domain	152
3.28	Contamination of the output signal with the cross-talk.	152
3.29	Effect of R_d on the analytical solution of the motion at the monitoring point . .	153
3.30	Near-field effect of dry Pontida silty clay	154
3.31	Near-field frequency limit against stiffness G_0 for varying distances r	155
3.32	Typical oscilloscope signal from a bender element test with a sine pulse excitation	157
3.33	Typical input sinusoidal signals for bender element testing	157
3.34	Technique of arrival time t_{arr} determination by forcing the receiver element to oscillate in one of its natural frequencies	158

3.35	Input and output data of bender element probes at isotropic stress state of $p' = 200$ kPa	159
3.36	Input and output data of bender element probes at isotropic stress state of $p' = 4.7$ MPa	160
3.37	Transfer function for Toyoura sand at $p' = 220$ kPa calculated from sine pulse signals and sine continuous signals	162
3.38	Cross spectrum magnitudes $ G_{xy} $ versus frequency using input sine pulse signals at different frequencies	163
3.39	Stacked phase ϕ of transfer function versus frequency f using input sine pulse signal at 15 kHz	164
3.40	Input and output signals along with the positions of calculated group arrival times t_g	165
3.41	The effect of wrongly chosen frequency interval	166
3.42	The properly chosen frequency interval	166
3.43	Group time arrivals t_g calculated from slopes of moving windows	167
3.44	Normalised cross-correlation $CC_{xy}/CC_{xy,max}$ versus time	168
3.45	Schematic diagram of imaging process (adapted from Sympatec, 2009)	172
3.46	GRADIS adapter for the dry analysis of the geometrical properties of particles	173
3.47	Adapter LIXELL and mixing pot for the wet analysis of the geometrical properties of particles	173
3.48	<i>FERET</i> parameter	174
3.49	Comparison of particle size distribution curves using sieving-sedimentation analyses and $FERET_{min}$ parameter	174
3.50	Single results of using LIXELL adapter on Dogs Bay sand	176
4.1	Granulometric curve of Boštanj silty sand using the sieving and sedimentation analyses	182
4.2	Photo of Boštanj silty sand particles using SEM microscope at zoom of $\times 35$	183
4.3	Photo of Boštanj silty sand particles using SEM microscope at zoom $\times 130$	184
4.4	Granulometric curve of Dogs Bay sand	185
4.5	Photo of Dogs Bay sand particles using SEM microscope at zoom of $\times 35$	186
4.6	Photo of Dogs Bay sand particles using SEM microscope at zoom of $\times 130$	187
4.7	1D compression curves from oedometer tests on Boštanj silty sand in $e - \sigma'_v$ plane	189

4.8	Isotropic compression curves of Boštanj silty sand in $e - p'$ plane	191
4.9	Stress paths and stress-strain response of contractive samples of Boštanj silty sand during undrained triaxial compression tests	193
4.10	Pore pressure ratio versus axial strain for contractive samples of Boštanj silty sand	194
4.11	Stress paths and stress-strain response of dilative samples of Boštanj silty sand during undrained triaxial compression tests	195
4.12	Pore pressure ratio versus axial strain for dilative samples of Boštanj silty sand	196
4.13	Volume-stress paths of Boštanj silty sand in undrained triaxial compression tests	197
4.14	Stress paths and stress-strain response of Boštanj silty sand samples during drained triaxial compression tests at standard pressures	199
4.15	Volumetric versus axial strain for samples of Boštanj silty sand during drained triaxial compression at standard pressures	200
4.16	Stress paths and stress-strain response of Boštanj silty sand samples during drained triaxial compression tests at higher pressures	201
4.17	Volumetric versus axial strain for samples of Boštanj silty sand during drained triaxial compression at higher pressures	202
4.18	Volume-stress paths of Boštanj silty sand in drained triaxial compression tests	203
4.19	1D compression curves from oedometer tests on Dogs Bay sand in $e - \sigma'_v$ plane	205
4.20	Isotropic compression curves of Dogs Bay sand in $e - p'$ plane	208
4.21	Critical states of drained triaxial tests and stress paths of undrained triaxial tests on Dogs Bay sand at standard pressures	209
4.22	Stress paths for high pressure triaxial tests of Dogs Bay sand	210
4.23	Stiffness G_0 versus stress p' for Boštanj silty sand during isotropic compression first loading	212
4.24	Stiffness G_0 versus stress p' for sample BO-I-J during isotropic unloading	213
4.25	Stiffness G_0 versus stress p' for various samples calculated using frequency domain method	214
4.26	Stiffness G_0 versus stress p' for sample BO-I-B during isotropic compression loading calculated using different methods	215
4.27	Stiffness G_0 versus stress p' for sample BO-I-F during isotropic compression loading calculated using different methods	216
4.28	Stiffness G_0 versus stress p' for sample BO-I-C during isotropic compression loading calculated using different methods	217

4.29	Stiffness G_0 versus stress p' for sample BO-I-D during isotropic compression loading calculated using different methods	218
4.30	Stiffness G_0 versus stress p' for sample BO-I-J during isotropic compression loading calculated using different methods	219
4.31	Relative error E_{rr} in G_0 for the frequency domain (FD) and cross-correlation (CC) methods	220
4.32	Tangent stiffness G versus strain ε_q during drained triaxial tests on Boštanj silty sand	222
4.33	Stiffness G_0 versus stress p' for Dogs Bay sand during isotropic compression first loading	224
4.34	Stiffness G_0 versus stress p' for Dogs Bay sand during isotropic unloading	225
4.35	Stiffness G_0 versus stress p' for sample DB-I-D during isotropic compression loading calculated using different methods	226
4.36	Stiffness G_0 versus stress p' for sample DB-I-E during isotropic compression loading calculated using different methods	227
4.37	Tangent stiffness dependence on shear strain and mean effective stress for Dogs Bay sand	229
4.38	Variation of the parameters A and n with shear strain level for Dogs Bay sand	230
4.39	Cumulative distribution of particle sizes according to parameter $FERET_{min}$ for oedometer samples on Boštanj silty sand	232
4.40	Cumulative distribution of particle sizes according to parameter $FERET_{min}$ for triaxial samples on Boštanj silty sand	233
4.41	Cumulative distribution of particle sizes for oedometer samples of Dogs Bay sand according to $FERET_{min}$ parameter	235
4.42	Cumulative distribution of particle sizes for triaxial samples of Dogs Bay sand in isotropic compression according to $FERET_{min}$ parameter	236
4.43	Cumulative distribution of particle sizes for Boštanj silty sand samples along with the possible positions of the upper and lower comminution limit	238
4.44	Cumulative distribution of particle sizes for Dogs Bay sand samples along with the possible positions of the upper and lower comminution limit	239
4.45	Hardin's relative breakage index B_r versus mean effective stress p' and type of loading for Boštanj silty sand	240
4.46	Hardin's relative breakage index B_r versus mean effective stress p' and type of loading for Dogs Bay sand	241
4.47	1D compression curves for both materials	242

4.48	Comparison of isotropic NCL lines for various granular materials	248
4.49	Comparison of the critical state lines between the studied and other granular materials	251
4.50	Comparison between normal compression lines from isotropic compression and oedometer test and critical state line	252
4.51	Normalisation of shearing paths for drained and undrained triaxial shearing tests using the parameter p'_p	255
4.52	Comparison between $G_{0(NCL)}$ line for Boštanj silty sand and Dogs Bay sand with other published $G_{0(NCL)}$ lines for sands	258
4.53	Variation of stiffness G_0 with normalized volumetric state for Boštanj silty sand	259
4.54	Variation of tangent stiffness G with stress p' and shear strain for Boštanj silty sand	260
4.55	Variation of the parameters A and n with shear strain level for Boštanj silty sand	261
4.56	Instability lines according to average void ratios for undrained tests on Boštanj silty sand	263
5.1	Schematic representation of yield surface	267
5.2	Schematic representation of the plastic potential surface	268
5.3	Inner and outer surface in bounding surface plasticity	271
5.4	Sketch illustrating the three surfaces of 3-SKH model along with the principle of the translation rule for the kinematic surfaces	272
5.5	Schematic illustration of yield, dilatancy, bounding and critical surfaces	273
5.6	Yield surface and the other three model surfaces in $q - p$ plane	275
5.7	Schematic illustration of the yield surface and other three model surfaces in π plane of (r_1, r_2, r_3) space along with the images $\alpha^{c,b,d}$ and mapping definitions	284
5.8	Occurrence of critical states along three different lines according to the position of initial states in three different regions	289
5.9	Modified state parameter ψ_m calculation according to the chosen critical state line.	290
5.10	Four-noded axi-symmetric finite element used for simulations of triaxial tests .	291
5.11	Initial stress state in the elastic region and unacceptable stress state after the strain increment $\{\Delta\varepsilon\}$ outside the yield surface	292
5.12	Initial stress state on the yield surface and plastification by $\alpha = 0$	293
5.13	Initial stress state on the yield surface and plastification by $\alpha \neq 0$	293

5.14	Calibration of parameter G_0 according to bender element data and relation proposed by Richart et al. (1970).	297
5.15	Calibration of parameter K_0 according to the curve fitting of isotropic swelling test BO-I-J and model simulation	298
5.16	Calibration of parameter n^d according to the slope of linear regression curve fitting of the relation $\ln(\alpha^d/\alpha^c) - \psi_{PT}$	299
5.17	Calibration of parameters h_0 and c_h according to the linear regression line fitting of the data $h^* - e$ for the case of $G_0 = 100$ kPa	300
5.18	Calibration of parameters h_0 and c_h according to the linear regression line fitting of the data $h^* - e$ for the case of $G_0 = 225$ kPa	301
5.19	Stress paths and stress-strain response of undrained triaxial compression tests on Boštanj silty sand	305
5.20	Volume-stress response of Boštanj silty sand during undrained triaxial compression tests in $e - \log p'$ plane.	306
5.21	Comparison of experimental data and model simulations of contractive samples at $p' = 100$ and 200 kPa using material parameters from Table 5.1	307
5.22	Comparison of experimental data and model simulations of contractive samples at $p' = 300$ and 400 kPa using material parameters from Table 5.1	308
5.23	Comparison of experimental data and model simulations of dilative samples at $p' = 100, 200$ and 300 kPa using material parameters from Table 5.1	309
5.24	Comparison of experimental data and model simulations of contractive samples at $p' = 100$ and 200 kPa using material parameters from Table 5.2	310
5.25	Comparison of experimental data and model simulations of contractive samples at $p' = 300$ and 400 kPa using material parameters from Table 5.2	311
5.26	Comparison of experimental data and model simulations of dilative samples at $p' = 100, 200$ and 300 kPa using material parameters from Table 5.2	312
5.27	Comparison of experimental and simulated stress path of cyclic triaxial test shown in $q - p'$ plane.	314
5.28	Comparison of experimental and simulated stress-strain diagram of the cyclic triaxial test shown in $q - \varepsilon_{ax}$ plane.	314
5.29	Comparison of experimental and simulated pore pressure ratio-strain diagram of the cyclic triaxial test shown in $r_u - \varepsilon_{ax}$ plane.	315
5.30	Shear stress $\tau(t)$ calculated from Petrovac 1979 acceleration record	316
5.31	Application of cyclic load τ in a way to keep constant normal stress σ_m on the planes of maximum shear stress	317

5.32 Undrained response of the constitutive model to the earthquake loading in $q - p'$ plane.	318
5.33 Undrained response of the constitutive model to the earthquake loading in $q - \varepsilon_{ax}$ plane.	319
5.34 Undrained response of the constitutive model to the earthquake loading in $r_u - \varepsilon_{ax}$ plane.	319

KAZALO PREGLEDNIC

3.1	Uporabljeni masni deleži frakcij meljastega peska iz Boštanja	112
3.2	Uporabljeni masni deleži frakcij peska Dogs Bay	112
3.3	Območje in ločljivost merilnikov uporabljenih pri triosih aparatih ELE	122
3.4	Lastnosti merilnikov uporabljenih pri triosnem aparatu B&W	124
3.5	Lastnosti merilnikov uporabljenih pri triosnem aparatu HP1	130
3.6	Dimenzije uporabljenih bender elementov.	155
3.7	Seznam izvedenih edometriških preiskav za meljasti pesek iz Boštanja	178
3.8	Seznam izvedenih edometriških preiskav za pesek Dogs Bay	178
3.9	Seznam izvedenih triosnih preiskav meljastega peska iz Boštanja z aparatom ELE	179
3.10	Seznam izvedenih triosnih preiskav meljastega peska iz Boštanja z aparatom B&W in HP1	180
3.11	Seznam izvedenih triosnih preiskav peska Dogs Bay z aparatom B&W in HP1	180
4.1	Ocene Mohsovih trdot zrn in deleža zrn v prerezu za meljast pesek iz Boštanja	183
4.2	Ocene Mohsovih trdot zrn in deleža zrn v prerezu za pesek Dogs Bay	186
5.1	Materialni parametri za meljast pesek iz Boštanja, ko je $G_0 = 100$ kPa	302
5.2	Materialni parametri za meljast pesek iz Boštanja, ko je $G_0 = 225$ kPa	303

LIST OF TABLES

3.1	Mass ratios of fractions for Boštanj silty sand used in this study	112
3.2	Mass ratios of fractions for Dogs Bay sand used in this study	112
3.3	Capacity and resolution of the instrumentation used in the ELE triaxial apparatuses	122
3.4	Properties of the instrumentation used in the B&W triaxial apparatus	124
3.5	Properties of the instrumentation used in the HP1 triaxial apparatus	130
3.6	Dimensions of bender elements used in this study.	155
3.7	List of performed oedometer tests for Boštanj silty sand	178
3.8	List of performed oedometer tests for Dogs Bay sand	178
3.9	List of performed triaxial tests on Boštanj silty sand using ELE apparatus	179
3.10	List of performed triaxial tests on Boštanj silty sand using B&W and HP1 apparatuses	180
3.11	List of performed triaxial tests on Dogs Bay sand using B&W and HP1 apparatuses	180
4.1	Mohs hardness estimates for particles of Boštanj silty sand and their portion in the cross-section	183
4.2	Mohs hardness estimates for particles of Dogs Bay sand and their portion in the cross-section	186
5.1	Material parameters for Boštanj silty sand when $G_0 = 100$ kPa	302
5.2	Material parameters for Boštanj silty sand when $G_0 = 225$ kPa	303

1 UVOD

V literaturi je bilo do sedaj objavljenih ogromno rezultatov preiskav ter interpretacij mehanskega obnašanja glin in peskov, veliko manjšo pozornost pa se je posvečalo materialom z zrnastostno sestavo med glinami in peski. Mednje uvrščamo melje in peske mešane z melji ali/in glinami. Pojavnost čistih glin in peskov je v naravi redka, večkrat gre za mešanice med glinami, melji in peski, katerih lastnosti mehanskega obnašanja se je uvrščalo ali med lastnosti grobozrnatih ali pa fino-zrnatih materialov. Obnašanje meljev se je pogosto opredelilo z obnašanjem glin, kajti njihovo zrnastostno sestavo navadno določamo s sedimentacijsko metodo kot pri glinah. S tem, ko je postalo jasno, da teoretični okvir kritičnega stanja velja za peske in gline (Schofield in Wroth, 1968; Atkinson in Bransby, 1978), se je predpostavljalo, da se skladno s tem okvirom obnašajo tudi materiali s kombiniranimi zrnastostnimi sestavami. Zadnja leta pa se je izkazalo, da lahko mehansko obnašanje nekaterih materialov s kombiniranimi zrnastostnimi sestavami drastično odstopa od ustaljenega okvira kritičnega stanja. Takšne materiale so poimenovali 'prehodni' materiali (angl. transitional soils; Martins s sod., 2001). Sprva se je mislilo, da je prehodno obnašanje značilno le za peske s slabo stopnjevano zrnastostjo z glinami, nato pa se je izkazalo, da se tako lahko obnaša tudi material z dobro stopnjevano zrnastostjo. Gre za glinasti melj, pri čemer je njegovo obnašanje najbolj odstopalo od okvira kritičnega stanja pri zelo nizkih deležih zrn velikosti pod $2 \mu\text{m}$ (Nocilla s sod., 2006). Prav tako med 'prehodni' material uvrstijo meljast pesek (Shipton s sod., 2006), neskladja s teoretičnim okvirom kritičnega stanja pa se pojavljajo tudi pri nekaterih enakomerno zrnatih peskih in meljastih peskih (Konrad, 1990a; 1990b) ter meljastem pesku z dobro stopnjevano zrnastostjo (Thevanayagam in Mohan, 2000). Nepoznavanje dejavnikov, ki povzročajo odstopanja od ustaljenih okvirov obnašanja zemljin, je povečalo potrebo po nadaljnjem raziskovanju kombiniranih materialov. Raziskovalci se trudijo razumeti kompleksno interakcijo med finimi zrni in ogrođjem iz bolj grobih zrn, pri čemer so rezultati preiskav v določenih aspektih kontradiktorni.

V disertaciji preučujemo lastnosti mehanskega obnašanja dveh rekonstituiranih granularnih materialov, in sicer: meljastega peska iz Boštanja in peska Dogs Bay z Irske. V okviru študij stabilnosti nasipa železniške proge ob akumulaciji HE Boštanj (Lenart in Petkovšek B., 2004) in doktorske disertacije Lenart (2006b), se je izvedlo različne laboratorijske preiskave trdnosti in deformabilnosti meljastega peska iz Boštanja. Poudarek je bil predvsem na preučevanju dinamične občutljivosti materiala na likvifikacijo (angl. liquefaction) in ciklično mobilnost (angl.

cyclic mobility). Material se nahaja v železniškem nasipu in je v razmeroma rahlem stanju. Izgradnja akumulacijskega jezera hidroelektrarne je povzročila njegovo zasičenje z vodo, kar je poleg rahlega stanja potreben pogoj za nastop likvifikacije ob primerni mehanski obtežbi. V zvezi s tem v okviru disertacije s triosnimi preiskavami preučimo občutljivost materiala na t.i. statično likvifikacijo (angl. static liquefaction), oziroma na pojave nestabilnosti v statičnih nedreniranih pogojih. Dobljeni okvir mehanskega obnašanja materiala tudi numerično obdelamo z elasto-plastičnim konstitutivnim modelom.

Meljast pesek iz Boštanja je drobni pesek z okoli 30% masnega deleža neplastičnih meljastih zrn. Njegovi pomembni lastnosti sta visoka vsebnost meljastih frakcij in drobnost zrn peščenih frakcij. Glede na kombinirano zrnovostno sestavo med peski in melji ga lahko uvrstimo v skupino materialov, za katere ni jasno, ali se mehansko obnašajo v skladu s teoretičnim okvirom kritičnega stanja. Možno bi bilo, da se mehansko obnaša 'prehodno'. Eno od glavnih vprašanj je tudi prisotnost drobljenja med plastifikacijo materiala, kar je lastnost peskov. Na tem mestu postavimo hipotezo, da je mogoče s teoretičnim okvirom kritičnega stanja opisati tudi mehansko obnašanje meljastega peska iz Boštanja.

Pesek Dogs Bay je čisti pesek enakomerne zrnovosti. Njegovo mehansko obnašanje je bilo predhodno že podrobno preučeno in postavljeno v okvir kritičnega stanja zemljin (Coop, 1990; Jovičić in Coop, 1997). Ena od pomembnejših lastnosti materiala je izjemna krhkost zrn, zaradi česar se že pri nizkih napetostih med mehanskimi obremenitvami le-ta drobijo. Na ta način material zrnovostno zelo hitro preide iz območja čistih peskov v območje meljastih peskov. Poleg tega se določene lastnosti mehanskega obnašanja, ki so pri granularnih materialih vidne navadno pri zelo visokih napetostih, pokažejo že pri nižjih napetostih. Z laboratorijskimi preiskavami skušamo dopolniti obstoječi okvir mehanskega obnašanja in ga nadgraditi z zvezami med strižno togostjo pri zelo majhnih deformacijah (G_0) in drobljenjem.

Mehansko obnašanje obeh materialov preučimo s pomočjo specialne znanstveno-raziskovalne in komercialne laboratorijske opreme. Preiskave izvedemo v Geomehanskem laboratoriju na Imperial Collegeu v Londonu in Geomehanskem laboratoriju ZAGa Ljubljana. Pri tem uporabimo posebne edometerske celice, ki omogočajo obremenjevanje s standardnimi do visokimi napetostmi ($\sigma'_{v,max} \simeq 32$ MPa), triosno celico za višje napetosti ($\sigma_{r,max} \simeq 5$ MPa, Cuccovillo in Coop, 1998), Bishop in Wesleyevo triosno celico za standardne napetosti (Bishop in Wesley, 1975) ter komercialne triosne celice za standardne napetosti. Bishop in Wesleyeva celica ter celica za višje napetosti sta v podstavku in kapi opremljeni z bender elementi (Shirley in Hampton, 1977). Na ta način lahko med obremenjevanjem merimo strižno togost pri zelo majhnih deformacijah (G_0) v vertikalni smeri s horizontalno polarizacijo valov. Obe celici sta opremljeni tudi z lokalnimi merilniki deformacij, in sicer: z LVDTji (Cuccovillo in Coop, 1997a) in inklinometri (Jardine s sod., 1984), ter sukcijskimi kapami. Na ta način lahko merimo togost G_0 pri zelo majhnih deformacijah ($\varepsilon_q \leq 10^{-3}\%$, ocena Dyvik in Madshus, 1985) in tangentno strižno togost G v kontinuiranem območju od majhnih do velikih deformacij ($10^{-3}\% \leq \varepsilon_q \leq 30\%$) ter ju med seboj primerjamo. Zaradi še vedno nerešenega problema uporabe najustrežnejšega pristopa interpretacije meritev z bender elementi (Fonseca s sod.,

2009; Alvarado, 2007), primerjamo tri različne metode interpretacije in v ta namen napišemo računalniški program za analizo meritev G_0 .

Drobljenje zrn merimo z aparatom za dinamično analizo slike QICPIC (Sympatec, 2009), s čimer izboljšamo natančnost konvencionalnega merjenja drobljenja z uporabo sit in sedimentacijske metode. Izmerjene zrnastostne krivulje primerjamo med seboj glede na način obremenjevanja materiala in kvantificiramo drobljenje s Hardinovim indeksom B_r (Hardin, 1985). Material za vzorce sestavimo iz frakcij in s tem zmanjšamo variabilnost začetne zrnastostne sestave med njimi.

Napišemo računalniški program za numerično analizo mehanskega obnašanja zemljin po metodi končnih elementov. Vanj vgradimo elasto-plastičen konstitutivni model SANISAND (Taiebat in Dafalias, 2008), ki temelji na plastičnosti z mejno ploskvijo (angl. bounding surface plasticity; Dafalias, 1986) in je osnovan za simulacijo mehanskega obnašanja peskov. Model modificiramo glede na rezultate triosnih preiskav meljastega peska iz Boštanja in ga kalibriramo. Na ta način izboljšamo ujemanje med simulacijami in eksperimentalnimi podatki. Z modelom simuliramo nedrenirano monotono kompresijsko obremenjevanje materiala v triosni celici pri različnih količnikih por in začetnih izotropnih napetostnih stanjih. Prav tako z modelom simuliramo triosno nedrenirano ciklično preiskavo ter materialno točko obremenimo s predpostavljenim napetostnim stanjem v tleh med potresom iz akcelerograma Petrovac, 1979. Končna uporabnost konstitutivnega modela je v vgradnji v mrežo končnih elementov in s tem izvajanju numeričnih analiz v statičnih in dinamičnih pogojih.

V disertaciji najprej predstavimo pregled literature, ki zadeva obravnavano tematiko. Nato predstavimo uporabljeno laboratorijsko opremo, eksperimentalne metode in program preiskav. Rezultate preiskav analiziramo in interpretiramo ter nato s pomočjo konstitutivnega modela simuliramo izmerjeno mehansko obnašanje materiala.

1.1 Cilji disertacije

Cilji izvedbe laboratorijskih preiskav meljastega peska iz Boštanja so:

- okarakterizirati mehansko obnašanje materiala v območjih od zelo majhnih do velikih deformacij in prav tako standardnih do višjih napetosti in s tem dopolniti znanje o mehanskem obnašanju meljastih peskov,
- okarakterizirati občutljivost materiala na statično likvifikacijo oziroma nestabilnost v nedreniranih pogojih,
- meriti togost G_0 v odvisnosti od napetostnega stanja in pri tem primerjati različne metode interpretacije rezultatov,
- okarakterizirati prisotnost mehanizma plastifikacije pri meljastem pesku z drobljenjem

zrn in pri tem izboljšati natančnost in zanesljivost merjenja sprememb zrnave sestave materiala,

- potrditi ali ovreči postavljeno hipotezo o skladnosti mehanskega obnašanja s teoretičnim okvirom kritičnega stanja in poiskati morebitne neskladnosti in
- pridobiti podatke za kalibracijo elasto-plastičnega konstitutivnega modela.

Cilji izvedbe laboratorijskih preiskav peska Dogs Bay so:

- dopolniti obstoječi okvir mehanskega obnašanja materiala in plastifikacije z drobljenjem zrn (Coop, 1990; Jovičić in Coop, 1997) in
- nadgraditi okvir mehanskega obnašanja z zvezami med strižno togostjo pri zelo majhnih deformacijah (G_0) in drobljenjem.

Cilji simulacij mehanskega obnašanja meljastega peska iz Boštanj so:

- na podlagi meritev kalibrirati in če je potrebno modificirati elasto-plastičen konstitutivni model za peske,
- z modelom simulirati odziv materiala med nedreniranimi statičnimi triosnimi preiskavami pri različnih količnikih por in začetni srednji efektivni napetosti in ga primerjati z izmerjenimi podatki preiskav in
- z modelom simulirati odziv materiala med ciklično triosno preiskavo in simulirati odziv materiala v predpostavljenih terenskih pogojih potresne obtežbe.

2 PREGLED LITERATURE

2.1 Uvod

V poglavju se najprej lotimo predstavitve teoretičnega okvira kritičnega stanja zemljin v luči obnašanja rekonstituiranih glin, strukturiranih glin, rekonstituiranih peskov in strukturiranih peskov. Nato opisujemo dejavnike, ki vplivajo na obliko in lego črte kritičnega stanja, ki predstavlja enega od ključnih elementov teoretičnega okvira kritičnega stanja. Sledi opis dejavnikov, ki vplivajo na mehansko obnašanje peskov in meljastih peskov. Predstavljene so definicije popravljenega količnika por glede na vpliv finih zrn in koncepti interakcije med grobimi in finimi zrn. Nato predstavljamo še mehansko obnašanje meljev, vpliv zgodovine obremenjevanja in stanje nestabilnosti materiala v nedreniranih pogojih. Za konec predstavljamo problematiko drobljenja zrn, ki velja za enega od glavnih mehanizmov plastifikacije peskov.

2.2 Teoretični okvir kritičnega stanja zemljin

2.2.1 Rekonstituirane gline in teoretični okvir kritičnega stanja

Razvoj teoretičnega okvira kritičnega stanja zemljin se je pričel s preučevanjem mehanskega obnašanja rekonstituiranih glin. Rendulic je leta 1936 izvedel serijo dreniranih in nedreniranih triosnih preiskav na rekonstituiranih (angl. reconstituted) normalno konsolidiranih glinah. Takrat je bil prvič v zgodovini mehanike tal uporabljen triosni aparat. S preiskavami je dobil enotne konture konstantnih količnikov por ne glede na drenažne pogoje preiskav in prav tako enotno porušnico (slika 2.1), ki jo kasneje imenujejo črta kritičnega stanja (angl. critical state line, CSL). Črta CSL predstavlja enega od sestavnih delov teoretičnega okvira kritičnega stanja (Schofield in Wroth, 1968; Atkinson in Bransby, 1978). Rendulic glede na eksperimentalne rezultate oblikuje generaliziran princip učinkovitih napetosti, ki je veljaven za normalno konsolidirane gline pri poteh, ko se povečujeta napetosti q in p' : 'Za zemljino v določenem začetnem napetostnem stanju in z določeno napetostno zgodovino obstaja enotna zveza med količnikom por in učinkovito napetostjo pri majhnih spremembah napetosti.' Napetost p' je srednja normalna učinkovita napetost, napetost q pa deviatorična napetost. To sta napetostni invarianti, ki

sta definirani z enačbama:

$$p' = \frac{\sigma'_1 + \sigma'_2 + \sigma'_3}{3}, \quad (2.1)$$

$$q = \sqrt{\frac{1}{2} ((\sigma'_1 - \sigma'_2)^2 + (\sigma'_2 - \sigma'_3)^2 + (\sigma'_3 - \sigma'_1)^2)}, \quad (2.2)$$

pri čemer v osno-simetričnih napetostno-deformacijskih pogojih triosnega aparata velja:

$$p' = \frac{\sigma'_{ax} + 2\sigma'_r}{3}$$

in

$$q = \sigma'_{ax} - \sigma'_r, \quad (2.3)$$

kjer so napetosti σ'_i glavne efektivne napetosti, σ'_{ax} in σ'_r pa osna in radialna efektivna napetost. Rendulicevo delo ima dve pomanjkljivosti, in sicer: pri velikih deformacijah naj bi prišlo do velikih nehomogenosti vzorcev in vzorci so bili rekonstituirani pri relativno nizkih vlažnostih, tako da obnašanje verjetno ne sovпада popolnoma z obnašanjem normalno konsolidiranih glin.

Veliko kasneje Henkel (1960) v osnovi potrди rezultate Rendulica. Na sliki 2.2 so predstavljene konture konstantnih vlažnosti za drenirane in nedrenirane triosne preiskave. Jasno je, da so konture podobnih oblik med seboj in, da se pri nižjih nivojih deformacij ujemajo z Rendulicevimi konturami.

Skempton (1943) predstavi rezultate treh kompresijskih preiskav rekonstituirane estuarijske gline iz Gosporta, ki so imeli zelo različne začetne vlažnosti. Kljub tem razlikam so kompresijske krivulje konvergirale za tlake večje od 1 kg/cm^2 ($\simeq 100 \text{ kPa}$), kar je prikazano na sliki 2.3. Na ta način je Skempton postavil temelje normalni kompresijski črti (angl. normal compression line, NCL). V istem času Casagrande (1936) izvede serije dreniranih preiskav na peskih. Njegove in podobne preiskave pokažejo na možnost opisa mehanskega obnašanja peskov preko istega okvira kritičnega stanja z določenimi modifikacijami.

Roscoe in sod. (1958) predstavijo prvi teoretični okvir za opis mehanskega obnašanja zasičenih rekonstituiranih glin. V eno-dimenzionalni kompresiji lahko obnašanje normalno konsolidirane rekonstituirane gline opišemo z ravno črto v ravnini $e - \log \sigma'_v$, ki jo imenujejo 1D normalna kompresijska črta (angl. 1D normal compression line, 1D NCL). Z e označujemo količnik por (angl. void ratio), s σ'_v pa efektivno vertikalno, oziroma osno napetost. Podobno je v ravnini $w - \log p'$ (w je vlažnost materiala) obnašanje med izotropno kompresijo opisano z ravno črto imenovano normalna kompresijska (ali konsolidacijska) črta (angl. normal compression (consolidation) line, NCL) (slika 2.4), pri čemer zaradi linearne zveze $e = w G_s$ (G_s je specifična teža zrn) zasičenega materiala to velja tudi v ravninah $e - \log p'$ in $v - \log p'$. Z v označujemo specifični volumen in je enak:

$$v = e + 1. \quad (2.4)$$

Naklon črte NCL je označen s simbolom λ . Vz dolž črte NCL so prirastki volumske deformacije $d\varepsilon_v$ v veliki meri plastični in so posledica prerazporeditve zrn (angl. particle rearrangement).

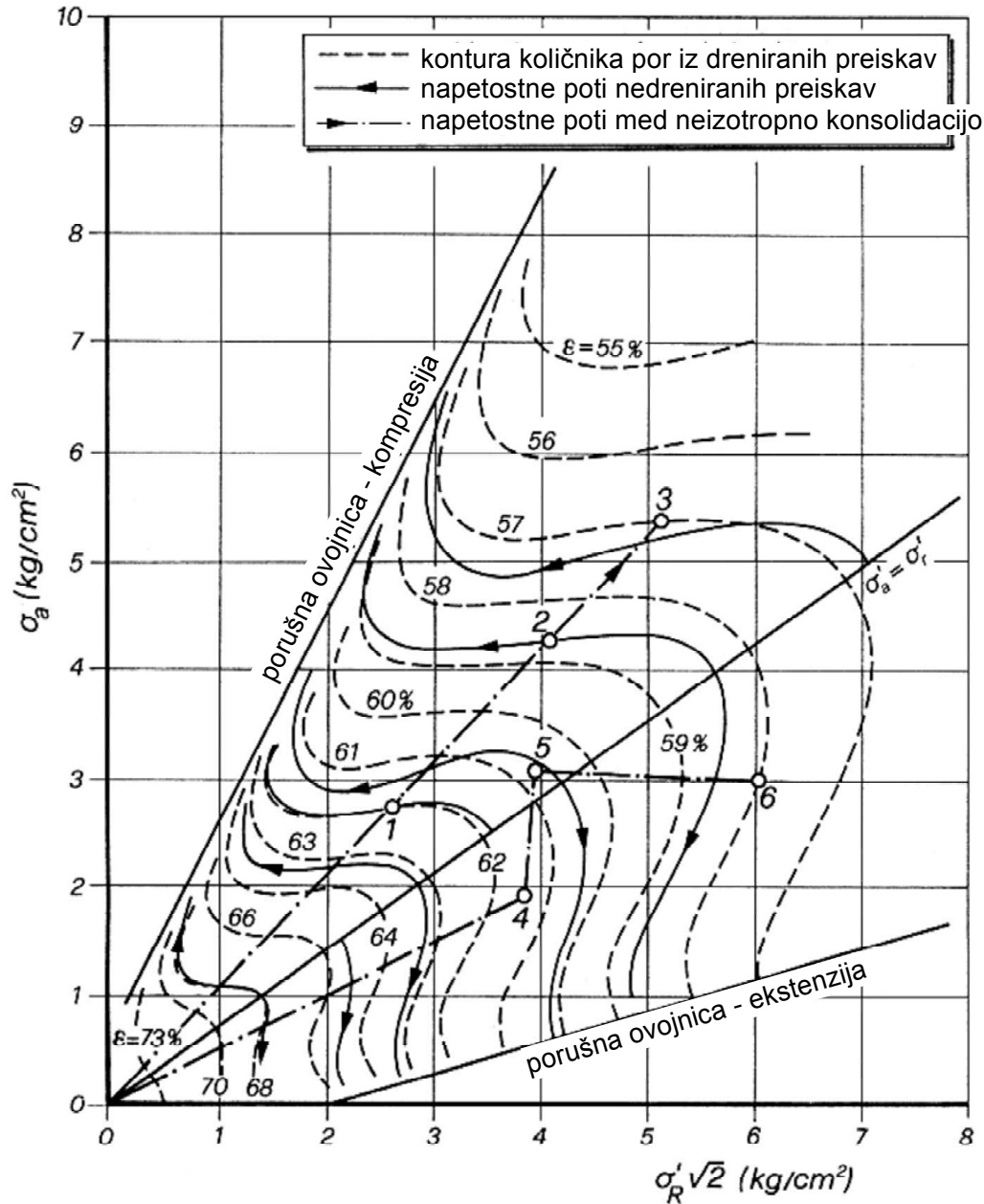
Na črtah razbremenjevanja (angl. swelling lines) z naklonom κ pa avtorji predpostavljajo, da so prirastki volumske deformacije elastični, saj se zrna ne morejo nazaj prerazporediti.

Med striženjem s triosnim aparatom v nedreniranih ali dreniranih pogojih se v prostoru $q - p' - v$ (ali $q - p' - e$) pot stanja povzpne na Roscoevo/Rendulicevo ploskev pri normalno konsolidiranih in rahlo prekonsolidiranih vzorcih, pri močno prekonsolidiranih pa na Hvorslevo ploskev (Hvorslev, 1937) (slika 2.5). Nato potuje po eni od obeh ploskev, dokler ne doseže črte kritičnega stanja (CSL), ki leži na stičišču obeh ploskev. Črta CSL povezuje stanja, v katerih se glina deformira v turbulentnem načinu pri konstantnem volumnu in efektivnih napetostih. Na sliki 2.5 je prikazana tudi natezna ploskev, ki omejuje stanja, pri katerih pride do porušitve z natezno napetostjo. Slika 2.6 prikazuje pričakovane napetostne poti nedreniranih vzorcev z različnimi količniki prekonsolidacije R_p in začetno lego na isti razbremenilni črti. Poti so na začetku navpične, kar pomeni da je predpostavljeno linearno elastično obnašanje materiala dokler stanje materiala ne doseže ene od ploskev.

Črta NCL predstavlja v ravnini $e - \log p'$ mejo med možnimi in nemožnimi stanji materiala. Če se stanje nahaja pod njo, gre za prekonsolidiran material, na njej pa za normalno konsolidiranega. Med striženjem se stanje materiala približuje črti CSL. Normalno konsolidirani vzorci ležijo desno od črte CSL v ravnini $e - \log p'$, na tako imenovani mokri strani črte CSL (angl. wet side) in se obnašajo med striženjem kontrakcijsko. Po drugi strani pa močno prekonsolidirani vzorci ležijo levo od črte CSL na suhi strani (angl. dry side) črte CSL in se med striženjem obnašajo dilatacijsko. Če bi izvedli serijo nedreniranih ali dreniranih triosnih preiskav pri različnih začetnih količnikih por in napetosti p' , bi končna stanja materiala ležala na ali blizu črte CSL v prostoru $q - p' - e$. Projekcija črte CSL v ravnini $q - p'$ in $e - \log p'$ je ravne oblike in poteka v ravnini $q - p'$ skozi koordinatno izhodišče, v ravnini $e - \log p'$ pa je vzporedna s črto NCL (slika 2.4).

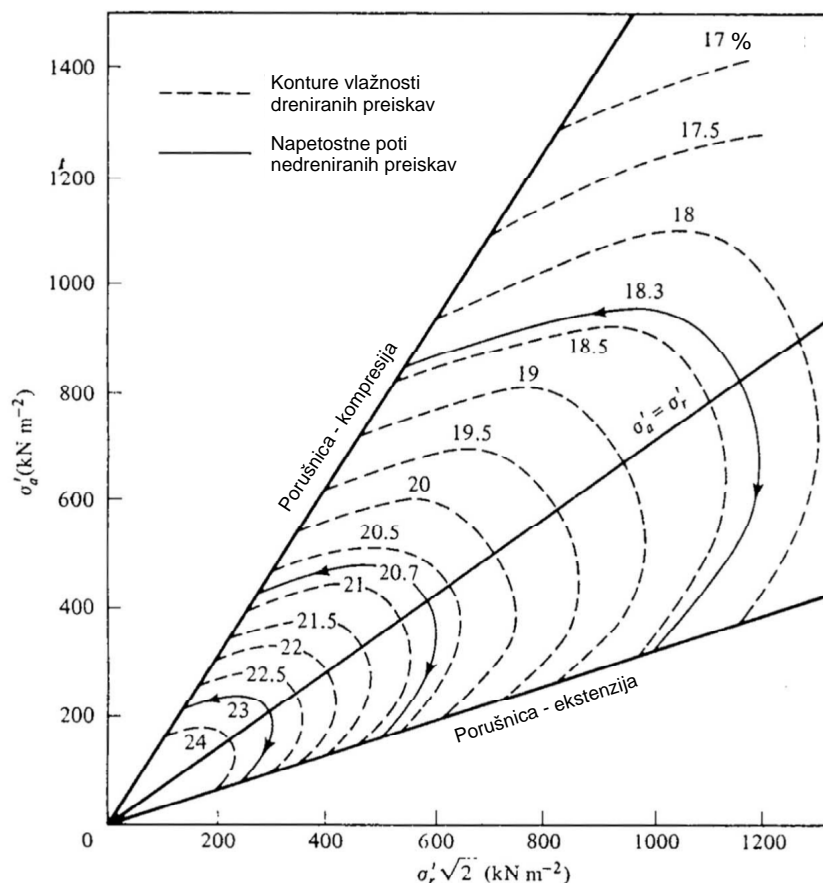
Roscoe in Pooroshasb (1963) opazita, da so nedrenirane napetostne poti in konture enakih vlažnosti dreniranih preiskav enakih oblik. Pokažeta, da zato z normalizacijo z ekvivalentno napetostjo p'_e (enačba (2.13) in slika 2.17 na strani 25) dobimo enotno črto, ki omejuje poti dreniranih in nedreniranih preiskav rekonstituirane gline (slika 2.7), ali z drugimi besedami v ravnini $q/p'_e - p'/p'_e$ dobimo mejno ploskev možnih stanj materiala (angl. state boundary surface). V teoretičnem smislu je tako dovolj izvesti le eno triosno preiskavo normalno konsolidirane rekonstituirane gline v dreniranih ali nedreniranih pogojih, da napovemo njeno popolno normalno konsolidirano obnašanje v smislu efektivnih napetosti, količnika por in pornega tlaka.

Opisani okvir mehanskega obnašanja zelo dobro deluje pri rekonstituiranih glinah nizke plastičnosti, pri glinah srednje in visoke plastičnosti pa v prekonsolidiranih pogojih prihaja do odstopanj, ki so verjetno posledica strukturnih sprememb na mikro nivoju (angl. micro fabric). Pri dilatacijskih in deformacijsko-mehčanih prekonsolidiranih vzorcih namreč pride do lokalizacije strižnih deformacij vzdolž strižnega pasu (angl. shear band) in tako nastane šibka strižna ravnina, zaradi česar merjenja osnih in volumskih deformacij ob predpostavki o homogenih deformacijah ne pridejo več v poštev.



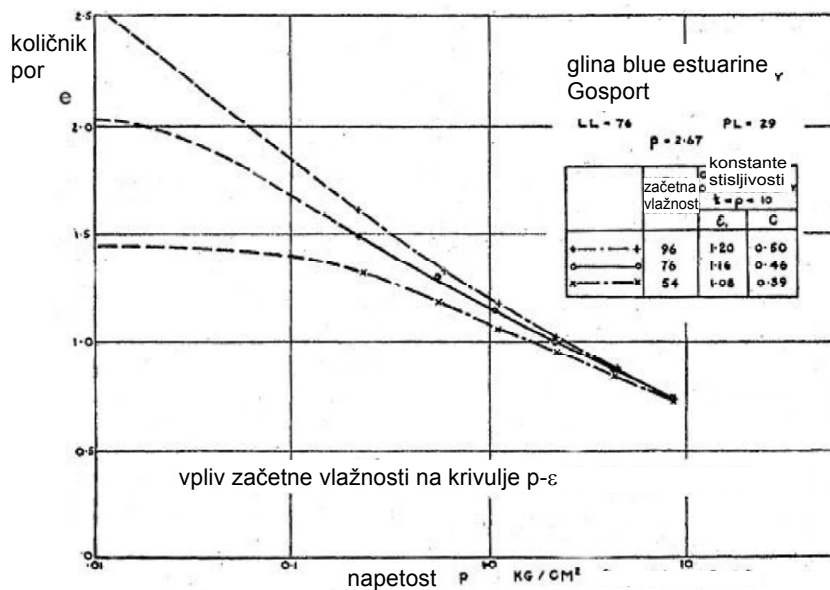
Slika 2.1: Konture konstantnega količnika por dreniranih triosnih preiskav in napetostne poti nedreniranih triosnih preiskav gline Wiener Tegel (prirejeno po Rendulic, 1936)

Figure 2.1: Void ratio contours from drained tests and stress paths for undrained tests on Wiener Tegel clay (adapted from Rendulic, 1936)

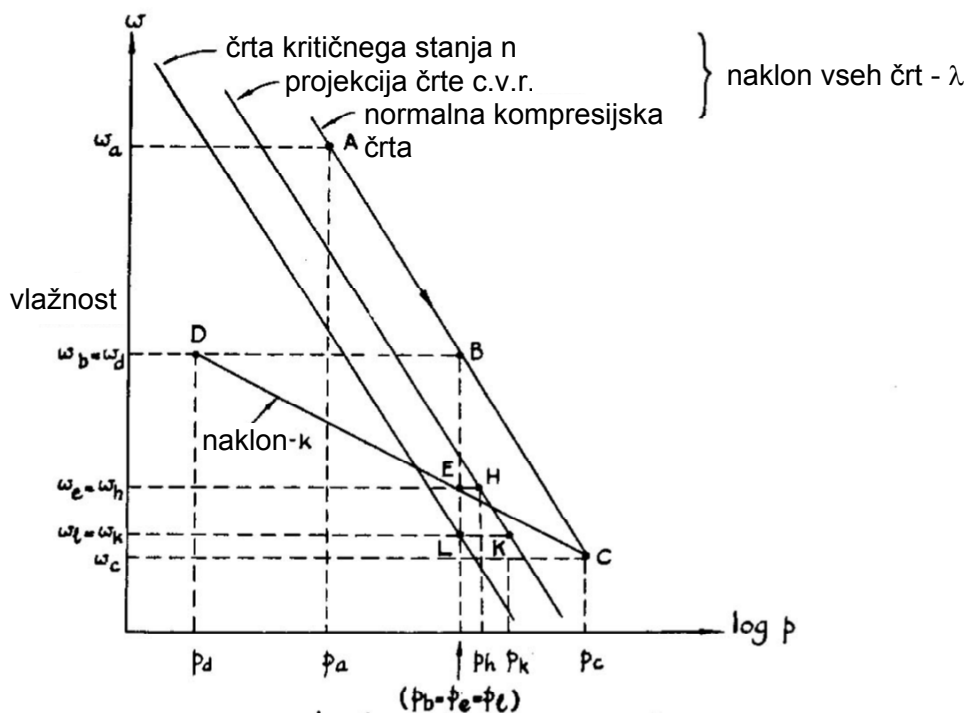


Slika 2.2: Konture konstantne vlažnosti dreniranih in nedreniranih triosnih preiskav gline Weald, o katerih poroča Henkel leta 1960 (prirejeno po Atkinson in Bransby, 1978)

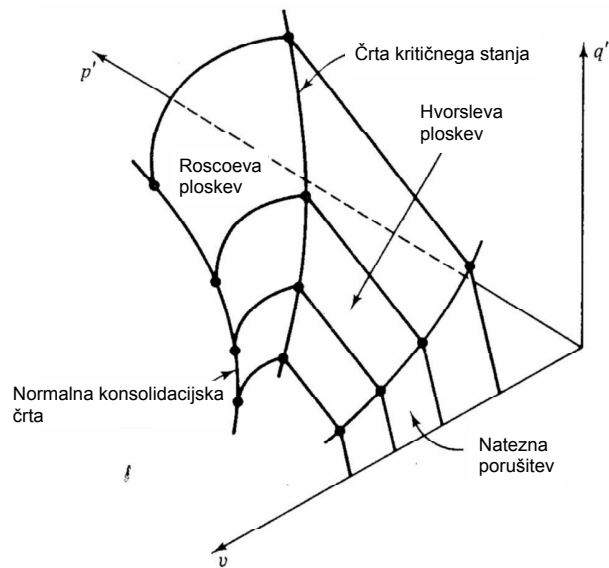
Figure 2.2: Contours of constant water content for drained and undrained tests on Weald clay observed by Henkel in 1960 (adapted from Atkinson and Bransby, 1978)



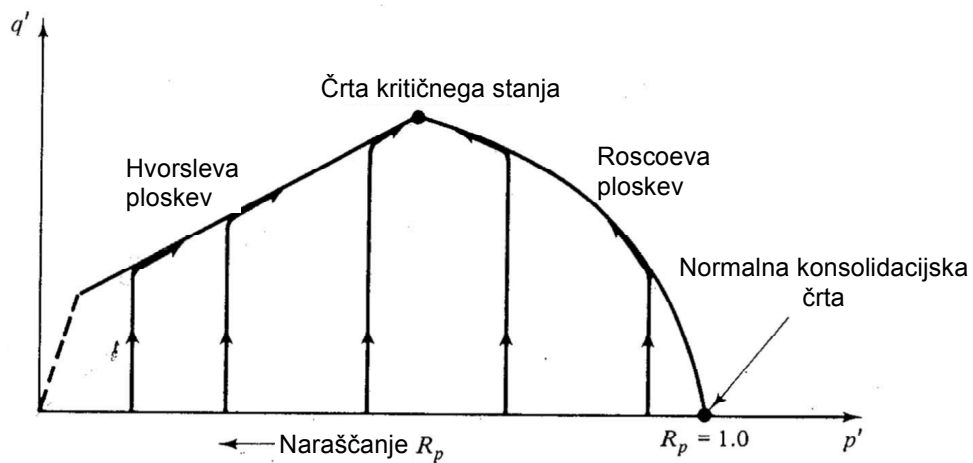
Slika 2.3: Preiskave stisljivosti rekonstituiranih vzorcev estaurijske gline iz Gosporta (prirejeno po Skempton, 1943)
 Figure 2.3: Compression tests on reconstituted samples of the estuarine clay from Gosport (adapted from Skempton, 1943)



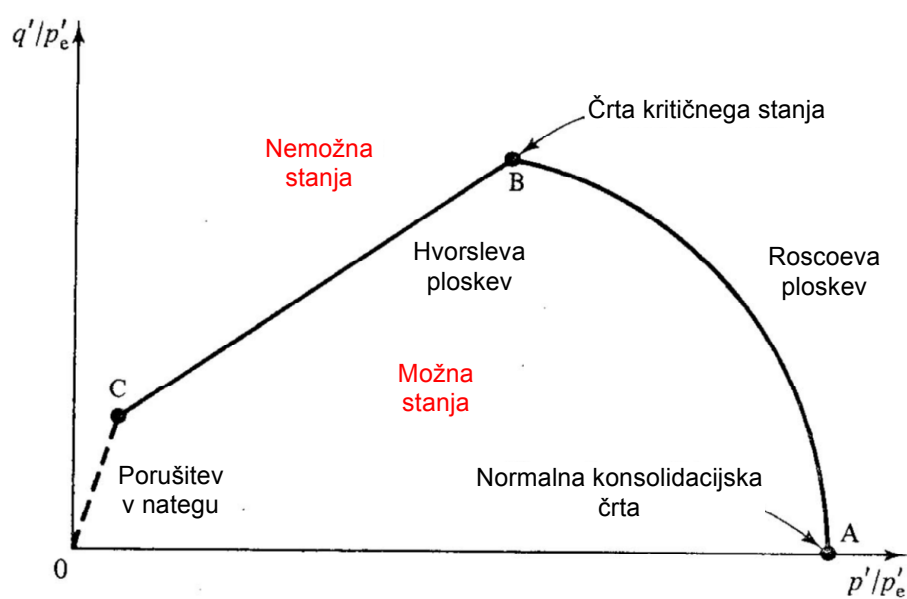
Slika 2.4: Obnašanje rekonstituiranih glin med izotropno kompresijo in razbremenjevanjem (prirejeno po Roscoe s sod., 1958)
 Figure 2.4: Behaviour of reconstituted clays during isotropic compression and swelling (adapted from Roscoe et al., 1958)



Slika 2.5: Ploskve možnih stanj v prostoru $q - p' - v$ (prirejeno po Atkinson in Bransby, 1978)
Figure 2.5: State boundary surfaces in $q - p' - v$ space (adapted from Atkinson and Bransby, 1978)



Slika 2.6: Pričakovane nedrenirane napetostne poti vzorcev z različnimi količniki prekonsolidacije in začetnimi stanji na isti razbremenilni črti (prirejeno po Atkinson in Bransby, 1978)
Figure 2.6: Expected undrained stress paths for samples at different overconsolidation ratios starting from the same swelling line (adapted from Atkinson and Bransby, 1978)



Slika 2.7: Mejna ploskev možnih stanj materiala v ravnini $q/p'_e - p'/p'_e$ (prirejeno po Atkinson in Bransby, 1978)

Figure 2.7: State boundary surface in $q/p'_e - p'/p'_e$ plane (adapted from Atkinson and Bransby, 1978)

2.2.2 Naravne glin in teoretični okvir kritičnega stanja

Teoretični okvir kritičnega stanja iz prejšnjega poglavja je veljaven za rekonstituirane glin, za opis mehanskega obnašanja naravnih glin (angl. naturally sedimented clays) pa ga je potrebno spremeniti. Burland (1990) išče povezave med naravnimi in rekonstituiranimi glinami. Pokaže, da so mehanske lastnosti rekonstituiranih glin odvisne od intrinzičnih lastnosti (angl. intrinsic properties), saj so le-te neodvisne od naravnega stanja materiala. Burland predlaga, da bi zaradi primerljivosti rezultatov do enotnih intrinzičnih lastnosti materiala prišli z enotno strukturo materiala, ki bi jo dosegli z rekonstitucijo pri vlažnosti med w_L in $1.5w_L$ (w_L je meja židkosti materiala) in nato izvedeno eno-dimenzionalno konsolidacijo, če je le mogoče. Predlaga tudi normalizacijo preiskav stisljivosti z indeksom por I_v (angl. void index) v vlogi normaliziranega količnika por, ki ga definira z zvezo:

$$I_v = \frac{e - e_{100}^*}{C_c^*} = \frac{e - e_{100}^*}{e_{100}^* - e_{1000}^*}, \quad (2.5)$$

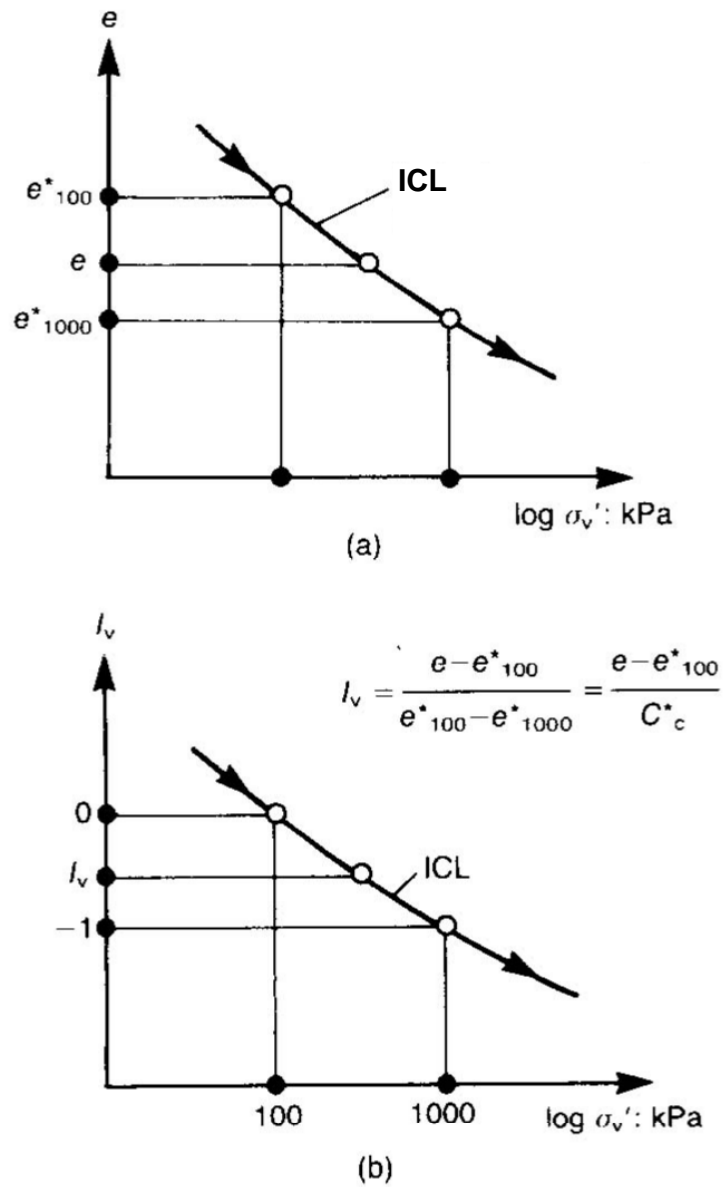
kjer je C_c^* kompresijski indeks rekonstituirane zemljine v normalno konsolidiranem stanju, e_{100}^* in e_{1000}^* pa sta količnika por normalno konsolidirane rekonstituirane zemljine med edometriko kompresijo pri vertikalni napetosti 100 in 1000 kPa.

Z uporabo indeksa por I_v poenotimo intrinzične črte normalne kompresije glin (angl. intrinsic compression lines, ICL) v edometru v eno intrinzično kompresijsko črto ICL. Prikazana je na sliki 2.8.

Pri naravnih glinah velja omeniti še eno črto v volumsko-napetostni ravnini, in sicer: sedimentacijsko kompresijsko črto (angl. sedimentation compression line, SCL). Gre za črto, ki povezuje in-situ stanja normalno konsolidiranega materiala z globino. Burland (1990) je določil črte SCL za mnoge normalno konsolidirane glin srednje občutljivosti (angl. sensitivity) vključno z glino Bothkennar na sliki 2.9. Pri večini naravnih glin leži črta SCL nad črto ICL, ker je naravna glina bolj občutljiva in krhka od rekonstituirane, oziroma ima bolj močno mikro-strukturo. Ko obremenimo intakten vzorec naravnega materiala, s povečevanjem obtežbe z običajno hitrostjo obremenjevanja v laboratoriju njegova krivulja stisljivosti ne sledi originalni črti SCL, ampak po točki tečenja strmo pada proti svoji črti ICL (slika 2.9). Črta SCL tako povezuje pravi prekonsolidacijski tlak materiala v odvisnosti od količnika por.

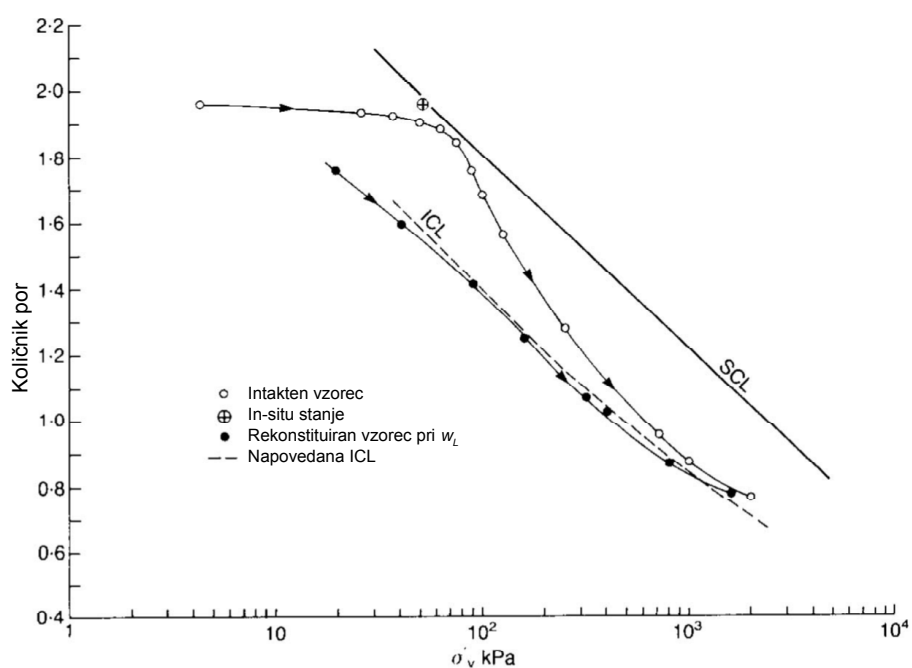
Naravna glina je strukturirana preko razporeditve zrn (angl. fabric) in privlačnih sil med njimi (angl. bonding) (Mitchell, 1976). Glede na to ločimo destrukturirane zemljine (angl. de-structured), ki so izgubile naravno strukturo z deformiranjem in nestrukturirane (angl. non-structured), ki nimajo originalne strukture zaradi rekonstitucije v laboratoriju. Rekonstituiran material služi kot referenčni material, glede na katerega ugotavljamo vplive strukture na mehansko obnašanje. Vaughan (1988), Burland (1990) in Leroueil in Vaughan (1990) predstavijo konceptualne okvire, preko katerih primerjajo obnašanje naravnih materialov z rekonstituiranimi in pripisujejo večjo togost in trdnost naravnih materialov posledici strukture. Rekonstituiran material tako predstavlja spodnjo mejo obnašanja naravnega materiala z določeno strukturo. Glede na to bi morala črta stisljivosti naravnega materiala s povečevanjem napetosti konvergirati k črti

ICL (slika 2.9). Vendar pa vedno do tega ne pride, saj se elementi začetne strukture materiala lahko ohranjajo še pri visokih napetostih (na primer pri močno prekonsolidiranih glinah zelo nizkih količnikov por: Amorosi, 1996; druge glin: Cotecchia in Chandler, 1998; Fearon in Coop, 2002) in tako niti rekonstitucija niti zelo visoke deformacije nekaterih glin ne pripeljejo do črte ICL. Mitchell in Houston (1969) ugotovita, da je sprememba razporeditve zrn v glinah povezana z njihovo občutljivostjo, kar vedno ne drži. Razporeditev zrn strukturno kompleksnih glin lahko privede tudi do tega, da njihova normalna kompresijska črta leži pod črto ICL namesto nad njo (Fearon in Coop, 2002), lahko pa prihaja do vzporednosti med kompresijskimi črtami naravnih in rekonstituiranih materialov.



Slika 2.8: Uporaba indeksa por I_v za normalizacijo intrinzičnih črt normalne kompresije (ICL) (prirejeno po Burland, 1990)

Figure 2.8: The use of void index I_v to normalize the intrinsic compression lines (ICL) (adapted from Burland, 1990)



Slika 2.9: Edometriška kompresija intaktnega in rekonstituiranega vzorca gline Bothkennar skupaj s črtama SCL in ICL (prirejeno po Burland, 1990)

Figure 2.9: Oedometer compression for an undisturbed and reconstituted sample of Bothkennar clay along with SCL and ICL lines (adapted from Burland, 1990)

2.2.3 Rekonstituirani peski in teoretični okvir kritičnega stanja

Mehansko obnašanje rekonstituiranih peskov lahko opišemo tudi s teoretičnim okvirom kritičnega stanja za glin, vendar pa je potrebno vpeljati določene modifikacije. Razlog zanje je predvsem v tem, da je eden glavnih mehanizmov plastičnega deformiranja materiala z drobljenjem zrn (Coop in Lee, 1993; McDowell in Bolton, 1998), za razliko od glin, kjer dominirajo mehanizmi elektro-statičnih sil med zrn.

Coop in Lee (1993) preučita mehansko obnašanje treh različnih tipov peskov: karbonatnega peska Dogs Bay, preperelega granita in kremenčevega peska Ham river. V izotropni kompresiji vsi peski ne glede na začetno gostoto zaradi začetka močnega drobljenja pri točki tečenja (angl. yield point) dosežejo enotno črto NCL (slika 2.10). Drobljenje zrn med kompresijo in strigom prikazujemo kasneje na sliki 2.112 (stran 104). Do podobnih zaključkov že prej prideta Vesic in Clough (1968) za kremenčev pesek Chattahoochee River. Rahli in gosti vzorci na koncu vsi dosežejo enotno črto NCL, pri čemer je pri gostejših vzorcih točka tečenja pri višjih napetostih kot pri bolj rahlih vzorcih. Razlog za to je v večjem številu kontaktov med zrn pri gostejšem materialu, kar zmanjša napetosti med zrn in s tem drobljenje (Coop in Lee, 1993).

Ena glavnih razlik med mehanskim obnašanjem glin in peskov je v tem, da pri peskih gostota vpliva na mehanski odziv v območju inženirskih napetosti. To se kaže tudi s skorajšnjo vzporednostjo črt stisljivosti preden dosežejo črto NCL. Pri glinah pa je drugače, saj so začetne razlike v gostotah hitro izbrisane, kajti enotna črta NCL je dosežena že pri zelo nizkih napetostih (pri okoli $\sigma'_v \geq 100$ kPa; Burland, 1990). Za razliko od tega je pri peskih enotna črta NCL navadno dosežena šele pri visokih napetostih, iz česar sledi, da so trenutna gostota in z njo vrhunska trdnost in togost odvisne od začetne gostote. Vpliv gostote in napetosti na mehanski odziv peskov je podrobneje opisan v poglavju 2.2.4.

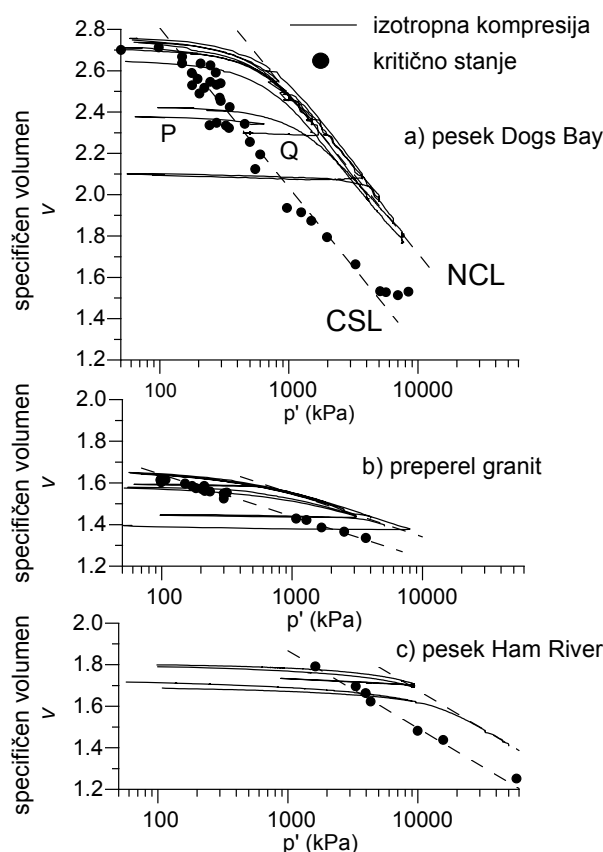
Med striženjem se stanje peskov približuje kritičnemu stanju konstantnih efektivnih napetosti, pornega tlaka in volumna, tako kot pri glinah. Kritična stanja so prav tako povezana v enotno črto kritičnega stanja (CSL) prostora $q - p' - e$ (slika 2.5), ki je pri granularnih materialih povezana z drobljenjem zrn. Projekciji črte CSL v ravnini $q - p'$ in $e - \log p'$ sta prav tako ravni črti. V napetostni ravnini $q - p'$ je črta CSL ravna z naklonom M , ki se ne spreminja z drobljenjem pri višjih napetostih (Coop, 2003). V ravnini $e - \log p'$ (ali $v - \log p'$) pa leži vzporedno s črto NCL (slika 2.10).

Obe črti lahko opišemo na preprost način s pomočjo naslednje enačbe:

$$v = \Gamma - \lambda \ln p', \quad (2.6)$$

kjer je λ gradient črte v ravnini $v - \ln p'$, Γ pa je vrednost $v (= e + 1)$ pri vrednosti $p' = 1$.

Črta NCL predstavlja mejo med možnimi in nemožnimi stanji materiala, črta CSL pa predstavlja stanja, ki jih material doseže, ko je strižen do zelo velikih deformacij (nad 30% strižne deformacije). Zaradi potrebnih velikih deformacij je dostikrat težko točno definirati lego kritičnih stanj.



Slika 2.10: Izotropna kompresija in kritična stanja treh peskov (prirejeno po Coop in Lee (1993) in Coop (2003))

Figure 2.10: Isotropic compression and critical state data for three sands (adapted from Coop and Lee (1993) and Coop (2003))

Pri nižjih napetostih se navadno črta CSL skrivi proti horizontali, zato je lahko predstavljena s krivuljo (npr. Verdugo in Ishihara, 1996; Li in Wang, 1998) ali bilinearno črto (npr. Konrad, 1998). Povečevanje naklona črte CSL pri višjih napetostih p' je povezano z začetkom drobljenja zrn med strigom, čeprav Luzzani in Coop (2002) poročata, da celo kremenčev pesek strižen pri nizkih napetostih izkazuje malo drobljenja (Coop, 2003).

Nekateri avtorji poročajo o omenjeni ukrivljenosti črte CSL v ravnini $e - \log p'$, ki je tipična za čiste peske, tudi za peske z melji (npr. Murthy s sod., 2007 na sliki 2.50 (stran 50); Thevanayagam s sod., 2002 na sliki 2.61 (stran 57); Zlatović in Ishihara, 1995 na sliki 2.62 (stran 58)). Prav tako za čiste melje poročajo o ukrivljenosti črte CSL Carrera (2008) in Thevanayagam s sod. (2002).

Legi in nakloni črt CSL in NCL so povezani z zrnovostno sestavo materiala, pri čemer imajo dobro stopnjevano zrnati materiali navadno nižje lege v ravnini $v - \log p'$ in manjše naklone λ , kar lahko jasno vidimo na slikah 2.10 in 2.60 (stran 56), kjer sta enakomerno zrnata karbonatni in kremenčev pesek in dobro stopnjevano zrnati prepereli granit. Naklon M pa je veliko manj občutljiv na zrnovostno sestavo (Coop in Atkinson, 1993).

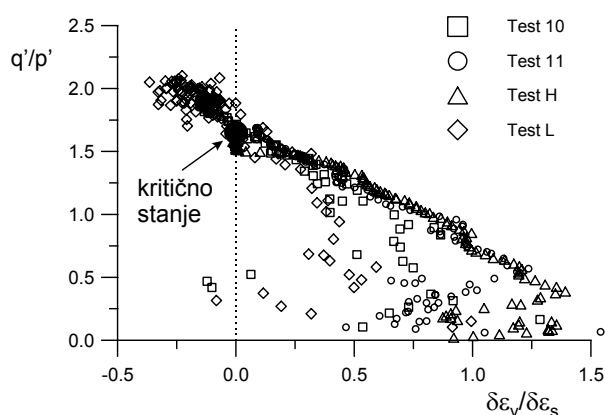
2.2.4 Napetost-razmikanje peskov

Razmikanje (angl. dilatancy) d je definirano kot:

$$d = \frac{\delta\varepsilon_v}{\delta\varepsilon_q}, \quad (2.7)$$

kjer sta $\delta\varepsilon_v$ in $\delta\varepsilon_q$ prirastka volumske in strižne deformacije. Razmikanje definira, ali se material med strigom obnaša kontrakcijsko ali dilatacijsko. Za to ima odločilno vlogo 'stanje materiala' v smislu lege glede na črto CSL v ravnini $e - p'$. Glede na okvir kritičnega stanja je stanje definirano z gostoto in napetostjo p' (Atkinson in Bransby, 1978; Li in Dafalias, 2000; Verdugo in Ishihara, 1996). Pesek v rahlem stanju, oziroma stanju nad črto CSL (angl. wet of critical) se obnaša kontrakcijsko, kar pomeni, da je $d > 0$, medtem ko se v gostem stanju, t.j. pod črto CSL (angl. dry of critical), obnaša dilatacijsko ($d < 0$). Kontrakcijsko obnašanje lahko vzporejamo z odzivom normalno konsolidiranih glin, dilatacijskega pa z odzivom prekonsolidiranih glin (Atkinson in Bransby, 1978).

Tipična zveza napetost-razmikanje za pesek je prikazana na sliki 2.11. Pri večjih deformacijah pride do značilnega ravnega trenda v ravnini $q/p' - \delta\varepsilon_v/\delta\varepsilon_q$, medtem ko se pri manjših deformacijah zveza ukrivljeno približuje ravnemu trendu (Coop, 2003).

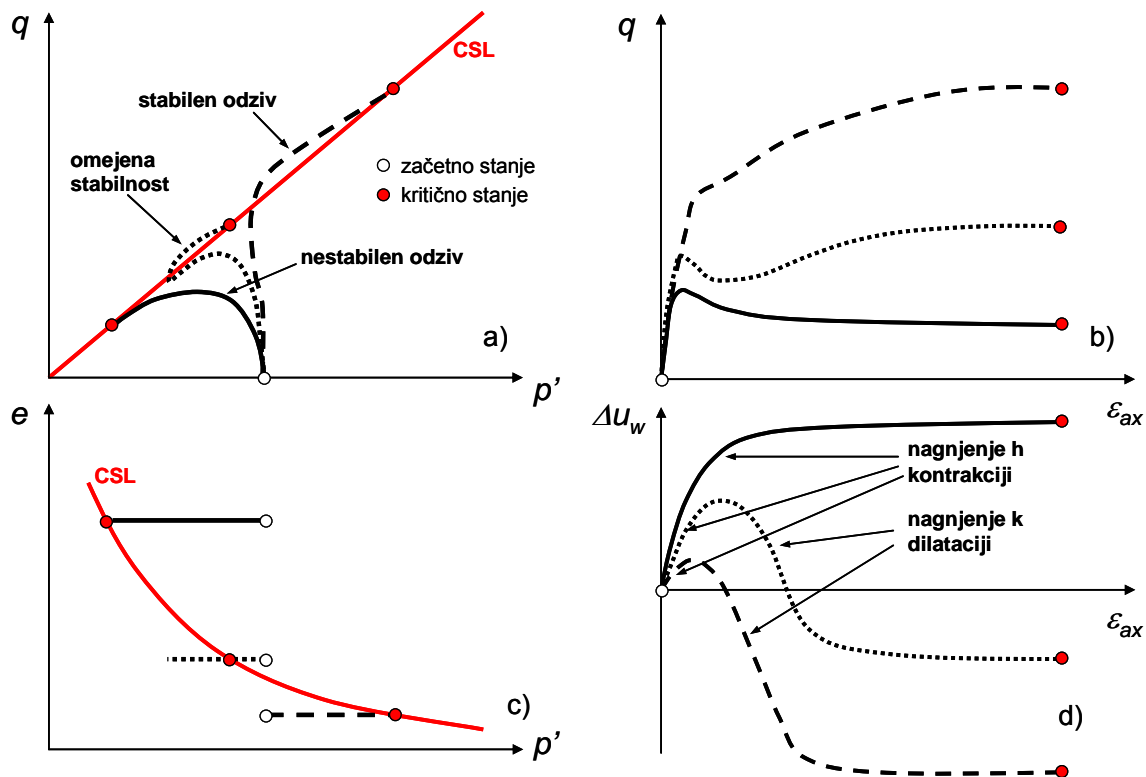


Slika 2.11: Zveza napetost-razmikanje za pesek Dogs Bay (prirejeno po Coop, 1990)
 Figure 2.11: Stress-dilatancy data for Dogs Bay sand (adapted from Coop, 1990)

V zvezi s stanjem materiala slika 2.12 prikazuje tri različne tipe nedreniranega odziva materiala glede na različni količnik por in isto začetno napetost p' . Zelo rahel material se obnaša nestabilno, bolj gost omejeno stabilno in gost stabilno. Kot lahko vidimo, gostotno stanje odločilno vpliva na odziv materiala. Na sliki 2.13 pa je prikazan vpliv začetne napetosti p' pri istih količnikih por. Tudi začetna napetost p' močno vpliva na odziv. Pri dovolj nizkem p' se material obnaša kot gost material, medtem ko se pri dovolj visokem p' obnaša kot rahel material.

Stanje materiala vpliva na njegov odziv tudi v dreniranih pogojih. Slika 2.14 prikazuje vpliv začetnega količnika por na drenirani odziv pri isti začetni napetosti p' . Gosti vzorci se razmikajo, medtem ko rahli krčijo. Vsi se z osno deformacijo asimptotično približujejo istemu

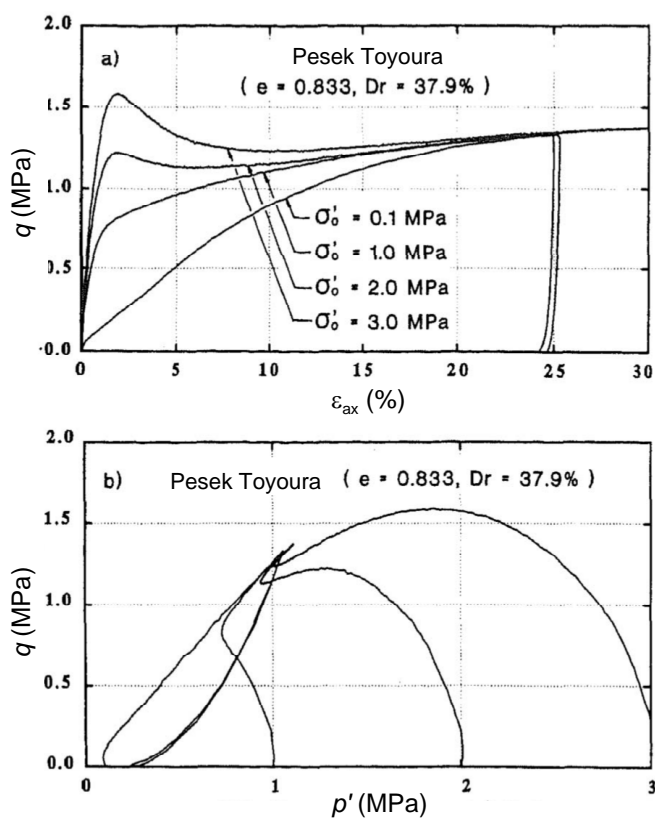
količniku por na črti CSL. To tudi pomeni, da imajo vsi trije vzorci v kritičnem stanju enake napetosti p' in q .



Slika 2.12: Tri različni tipi nedreniranega triosnega odziva materiala glede na različni količnik por pri isti začetni napetosti p' (prirejeno po Yoshimine in Ishihara, 1998)

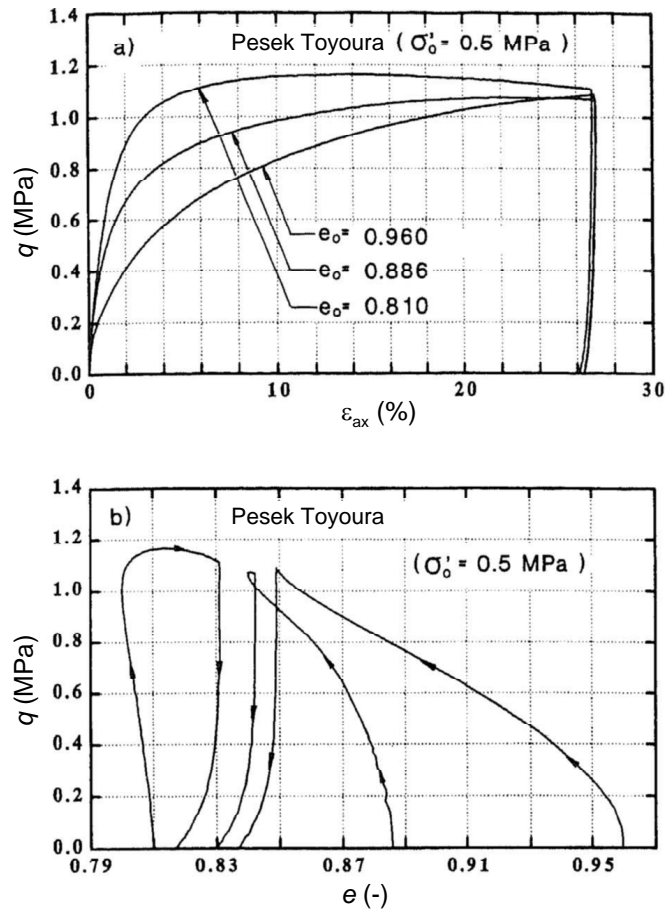
Figure 2.12: Three general types of undrained triaxial compression response for a material at different void ratio and constant initial stress p' (adapted from Yoshimine and Ishihara, 1998)

Vzorec, ki je na začetku v rahlem ali gostem stanju, ima v kritičnem stanju prirastek volumskih deformacij enak 0. Poleg tega se v kritičnem stanju material nahaja na črti CSL v ravninah $q - p'$ in $e - p'$.



Slika 2.13: Vpliv začetne napetosti p' na nedrenirani triosni odziv materiala pri istem količniku por (prirejeno po Verdugo in Ishihara, 1996)

Figure 2.13: The influence of initial effective stress p' on undrained triaxial response at equal void ratio (adapted from Verdugo and Ishihara, 1996)



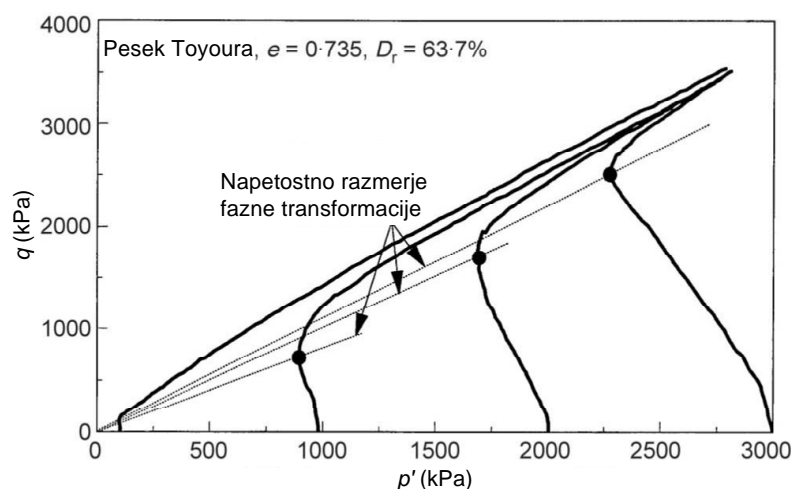
Slika 2.14: Vpliv začetnega količnika por pri isti začetni napetosti p' na drenirani triosni odziv materiala (prirejeno po Verdugo in Ishihara, 1996)

Figure 2.14: The influence of initial void ratio at the same initial effective stress p' on drained triaxial response (adapted from Verdugo and Ishihara, 1996)

Stanje fazne transformacije. Sprememba odziva materiala iz kontrakcijskega v dilatacijski se zgodi v t.i. stanju fazne transformacije (angl. phase transformation state) (Ishihara s sod., 1975). Pri nedreniranem obremenjevanju le-to nastopi pri lokalnem minimumu napetosti p' , oziroma na prevoju grafa $u_w - \varepsilon_{ax}$ (u_w -količnik por, ε_{ax} -osna deformacija), medtem ko nastopi pri dreniranem obremenjevanju na prevoju grafa $\varepsilon_v - \varepsilon_{ax}$ (ε_v -volumska deformacija). Zelo velik pomen za opis mehanskega obnašanja peskov in modeliranje imajo eksperimentalni rezultati na pesku Toyoura, pri katerih se je pokazalo, da stanja fazne transformacije ne tvorijo enotne črte v ravnini $e - p'$ (Yoshimine in Ishihara, 1998) in prav tako ne v ravnini $q - p'$ (Li in Dafalias, 2000). Glede na to Li in Dafalias (2000) predlagajo zvezo med napetostnim razmerjem v stanju fazne transformacije η_{PT} in razdaljo do črte CSL, izraženo s parametrom stanja (ψ_{PT}), v stanju fazne transformacije kot:

$$\eta_{PT} = M \exp [k_d \psi_{PT}], \quad (2.8)$$

kjer je k_d materialni parameter, M pa je naklon črte CSL v ravnini $q - p'$. Pomen parametra stanja ψ je razložen v poglavju 2.2.5. Slika 2.15 prikazuje spreminjanje η_{PT} s stanjem materiala. Vprašanje je, ali enačba (2.8) velja tudi za peske s finimi zrn. Murthy in sod. (2007) preučujejo njeno veljavnost za pesek Ottawa z dodajanjem neplastičnih finih zrn zmletega istega peska (slika 2.16). Za deleže finih zrn 0, 5 in 10% je enačba v skladu z eksperimentalnimi rezultati, medtem ko pri $FC = 15\%$ ne dobijo jasne zveze. Avtorji pišejo, da zna biti razlog za raztros podatkov v gostotni nehomogenosti vzorca.

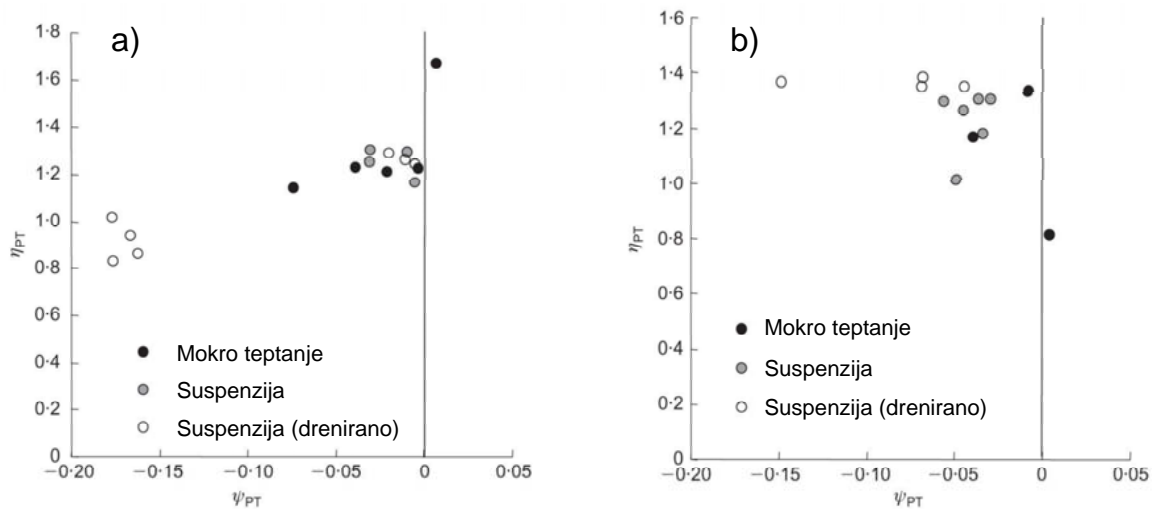


Slika 2.15: Spreminjanje napetostnega razmerja v točki fazne transformacije η_{PT} s stanjem materiala. Podatki iz Verdugo in Ishihara (1996). (prirejeno po Li in Dafalias, 2000)

Figure 2.15: Variation in the phase transformation stress ratio η_{PT} with material state. Data from Verdugo and Ishihara (1996). (adapted from Li and Dafalias, 2000)

2.2.5 Parametri stanja pri peskih

Mehansko obnašanje peskov je zelo odvisno od lege stanja materiala glede na referenčno stanje. Atkinson in Bransby (1978) v zvezi s tem predlagata uporabo parametra v_λ kot parameter stanja.



Slika 2.16: Napetostno razmerje v fazni transformaciji η_{PT} kot funkcija parametra stanja za pesek Ottawa z (a) 10% in (b) 15% neplastičnega melja (prirejeno po Murthy s sod., 2007)

Figure 2.16: Stress ratio at phase transformation η_{PT} as a function of the state parameter for Ottawa sand with (a) 10% and (b) 15% non-plastic silt (adapted from Murthy et al., 2007)

Definirata ga kot:

$$v_\lambda = v + \lambda \ln p', \quad (2.9)$$

kjer predstavlja λ gradient črte CSL v ravnini $v - \ln p'$. Najbolj razširjen pristop kvantificiranja stanja peskov je z uporabo parametra stanja ψ , ki ga definirata Been in Jefferies (1985). Parameter ψ predstavlja razdaljo med trenutnim volumsko-napetostnim stanjem materiala v ravnini $e - p'$ in črto CSL v smeri količnika por. Definiran je z naslednjo enačbo:

$$\psi = e - e_c, \quad (2.10)$$

kjer je e trenutni količnik por materiala, e_c pa je količnik por na črti CSL pri isti napetosti p' . Parameter ψ odločilno vpliva na mehanski odziv materiala od kontrakcijskega do dilatacijskega. Uporabljen je v konstitutivnih modelih definiranih z napetostnimi razmerji (npr. Manzari in Dafalias, 1997; Gajo in Muir Wood, 1999; Jefferies, 1993), pri čemer s parametrom ψ na primer računajo razmikanje d in plastični modul K_p . Muir Wood in sod. (1994) glede na eksperimentalne rezultate predlagajo zvezo za izračun trenutnega mejnega napetostnega razmerja M^b kot:

$$M^b = M - k_b \psi, \quad (2.11)$$

kjer je k_b materialni parameter, Manzari in Dafalias (1997) pa uporabita trenutno mejno napetostno razmerje M^d za izračun razmikanja kot:

$$M^d = M + k_d \psi, \quad (2.12)$$

kjer je k_d materialni parameter.

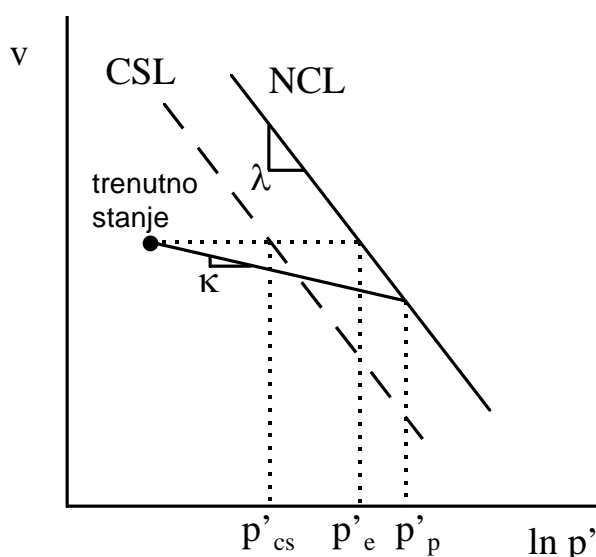
Tečenje (angl. yielding) je pri peskih doseženo pri veliko večjih napetostih kot pri glinah. Ko pa ga v laboratoriju dosežemo, lahko najdemo normalno kompresijsko črto (Coop in Lee, 1993).

Tako lahko na primer uporabimo izotropno normalno kompresijsko črto kot referenčno lego, glede na katero definiramo parameter stanja. Tako je parameter stanja definiran kot prekonsolidacijski količnik pri glinah s tlakom p'_p ali pa normaliziramo trenutni p' z ekvivalentno efektivno napetostjo p'_e na izotropni normalni kompresijski črti (slika 2.17). Napetost p'_e je definirana kot:

$$p'_e = \exp\left(\frac{N - v}{\lambda}\right), \quad (2.13)$$

kjer je λ gradient normalne kompresijske črte, N pa je njena vrednost v pri $p' = 1$ kPa. Klotz in Coop (2001) predlagata parameter stanja, ki je za razliko od parametra ψ izračunan s horizontalno razdaljo med trenutnim stanjem in stanjem na črti CSL pri istem specifičnem volumnu (p'_{cs} , slika 2.17). Na ta način sta zmanjšala težave zaradi slabe definiraniosti črte CSL pri nizkih napetostih. Vse tri omenjene vrednosti p'_p , p'_e in p'_{cs} so lahko dobri normalizacijski parametri za izris mejnih ploskev možnih stanj materiala (angl. state boundary surface), ki so opisane v poglavju 2.2.6.

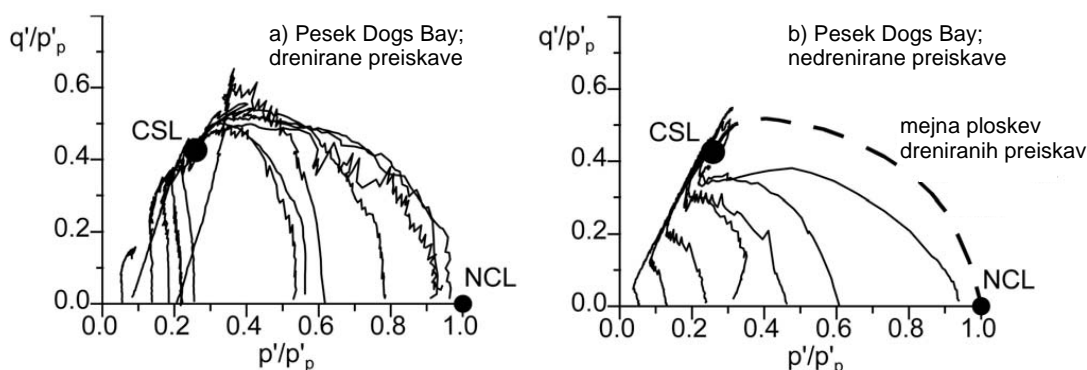
Pri omenjenih parametrih stanja se pojavlja pomanjkljivost, kajti ne upoštevajo napetostne zgodovine materiala (Jovičić, 1997). Pri granularnih materialih lahko namreč določeno volumsko-napetostno stanje (predvsem gosto) dosežemo na dva načina. Material je lahko že bil na črti NCL, kjer je utrpel določeno mero drobljenja in bil nato razbremenjen. Lahko pa je dosegel isto stanje brez razbremenitve in z veliko manjšim drobljenjem (glej poglavje 2.4.6). Mehanski odziv materiala pa v obeh primerih ni enak.



Slika 2.17: Definicija parametrov za normalizacijo (prirejeno po Coop, 2003)
 Figure 2.17: Definition of the normalising parameters (adapted from Coop, 2003)

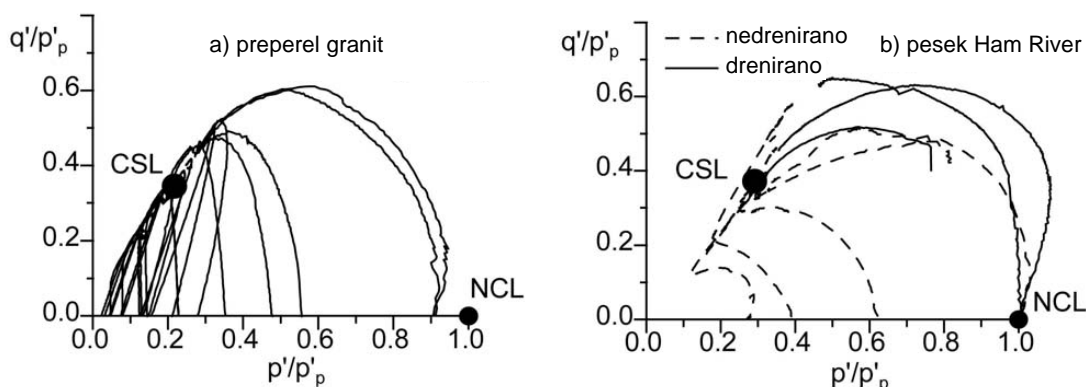
2.2.6 Mejne ploskve možnih stanj pri peskih

Vsak material ima mejne ploskve (angl. state boundary surfaces), znotraj katerih so možna napetostno-volumska stanja. Del Roscoeve mejne ploskve predstavlja izotropna normalna kompresijska črta NCL. Poleg Roscoeve ploskve omejuje prostor možnih stanj materiala še Hvorsleeva ploskev (slika 2.5 na strani 11). Ravninski obliki Roscoeve in Hvorsleve ploskve dobimo z metodami normalizacije napetosti med striženjem materiala in na ta način zaobjamemo tudi spremembe količnika por (slika 2.7 na strani 12). Za to lahko uporabimo različne normalizacijske parametre, kot so: p'_p , p'_e in p'_{cs} (slika 2.17). Na sliki 2.18 je prikazana normalizacija napetostnih poti preiskav za pesek Dogs Bay, na sliki 2.19 pa preperel granit in pesek Ham River. V vseh primerih je bil uporabljen normalizacijski parameter p'_p .



Slika 2.18: Normalizacija podatkov med striženjem za pesek Dogs Bay (Coop, 2003; prirejeno po Coop in Lee, 1993)

Figure 2.18: Normalised shearing data for Dogs Bay sand (Coop, 2003; adapted from Coop and Lee, 1993)



Slika 2.19: Normalizacija podatkov med striženjem za a) preperel granit in b) pesek Ham River (Coop, 2003; prirejeno po Coop in Lee, 1993)

Figure 2.19: Normalised shearing data for a) decomposed granite and b) Ham River sand (Coop, 2003; adapted from Coop and Lee, 1993)

Normalizirane napetostne poti jasno kažejo na obstoj dveh mejnih ploskev stanja. Normalno

konsolidirani vzorci začnejo poti v točki $p'/p'_p = 1.0$, potujejo vzdolž Roscoeve ploskve in končajo na črti kritičnega stanja, ki je označena s piko na normaliziranih diagramih. Ostali vzorci se povzpnejo navzgor do ene od obeh ploskev in potujejo vzdolž nje do kritičnega stanja.

Normalizacijo bi lahko na primer izvedli s parametrom p'_{cs} (Klotz in Coop, 2001). V tem primeru bi risali normalizirane napetostne poti na oseh $q/p'_{cs} - p'/p'_{cs}$ in črta CSL bi bila predstavljena s točko z absciso $p'/p'_{cs} = 1.0$.

Oblike mejnih ploskev na slikah 2.18 in 2.19 kažejo na določene razlike med peski in glinami. Pri peskih točka, ki predstavlja črto CSL ni na vrhu mejnih ploskev, kot je to opaziti pri glinah (slika 2.7 na strani 12, Coop, 2003). V vseh primerih je pomaknjena na levo stran pod vrh ploskev. Takšne oblike mejnih ploskev dobi Chandler (1985) preko formulacije konstitutivnega modela. Druga glavna razlika pa je v tem, da nedrenirane poti potekajo pod dreniranimi. To se najlepše vidi na 'mokri strani' črte CSL (t.j. nad črto CSL v ravnini $e - p'$), prav tako pa so na 'suhi strani' nedrenirane poti malo nižje od dreniranih. Dobljene enotne črte mejnih ploskev stanja kažejo na to, da razdalja med trenutnim stanjem in črtama NCL/CSL vpliva na obnašanje materiala (Coop, 2003).

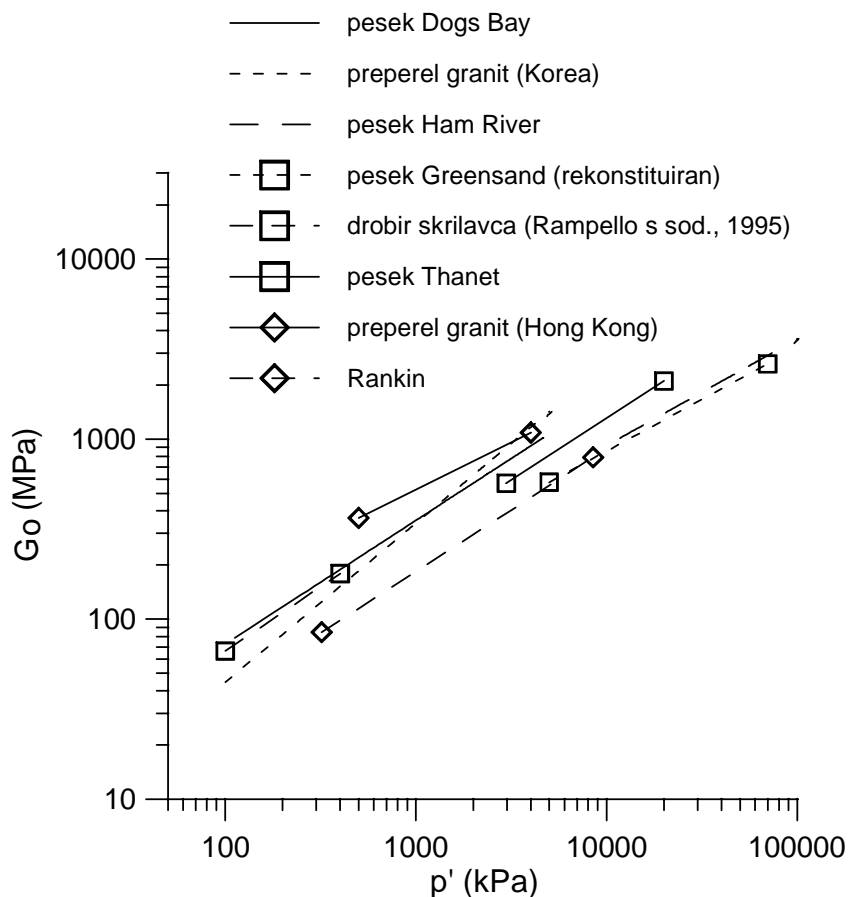
V kontekstu mejnih ploskev možnih stanj materiala velja omeniti tudi rezultate Jovičiča in Coopa (1997). Z bender elementi sta merila togosti G_0 med izotropnim obremenjevanjem ('compacted samples') in razbremenjevanjem iz že dosežene črte NCL ('overconsolidated samples') vseh treh granularnih materialov s slike 2.10 na strani 18. Izkazalo se je, da so bile začetne vrednosti G_0 odvisne od začetne gostote vzorcev, ko pa so vzorci dosegli črto NCL v ravnini $v - \ln p'$, so tudi vrednosti G_0 pričele konvergirati k enotnim črtam, imenovanim $G_{0(NCL)}$. V ravnini $\ln G_0 - \ln p'$ je šlo za ravne črte $G_{0(NCL)}$, ki se jih je dalo zapisati z isto enačbo, kot sta jo uporabila Viggiani in Atkinson (1995b) za normalno konsolidirane rekonstituirane glinice:

$$\left(\frac{G_{0(nc)}}{p_r}\right) = A_0 \left(\frac{p'}{p_r}\right)^{n_0}, \quad (2.14)$$

kjer je $G_{0(nc)}$ vrednost G_0 na črti $G_{0(NCL)}$, p_r je referenčni tlak (navadno 1 kPa), zaradi katerega sta parametra A_0 in n_0 lahko brezdimenzijska, $\log(A_0)$ je presečišče črte z ordinato $\log(G_0/p_r)$ pri $p'/p_r = 1$ in n_0 je njen gradient v ravnini $\log(G_0/p_r) - \log(p'/p_r)$. Enotne črte $G_{0(NCL)}$ različnih peskov so za primerjavo prikazane na sliki 2.20.

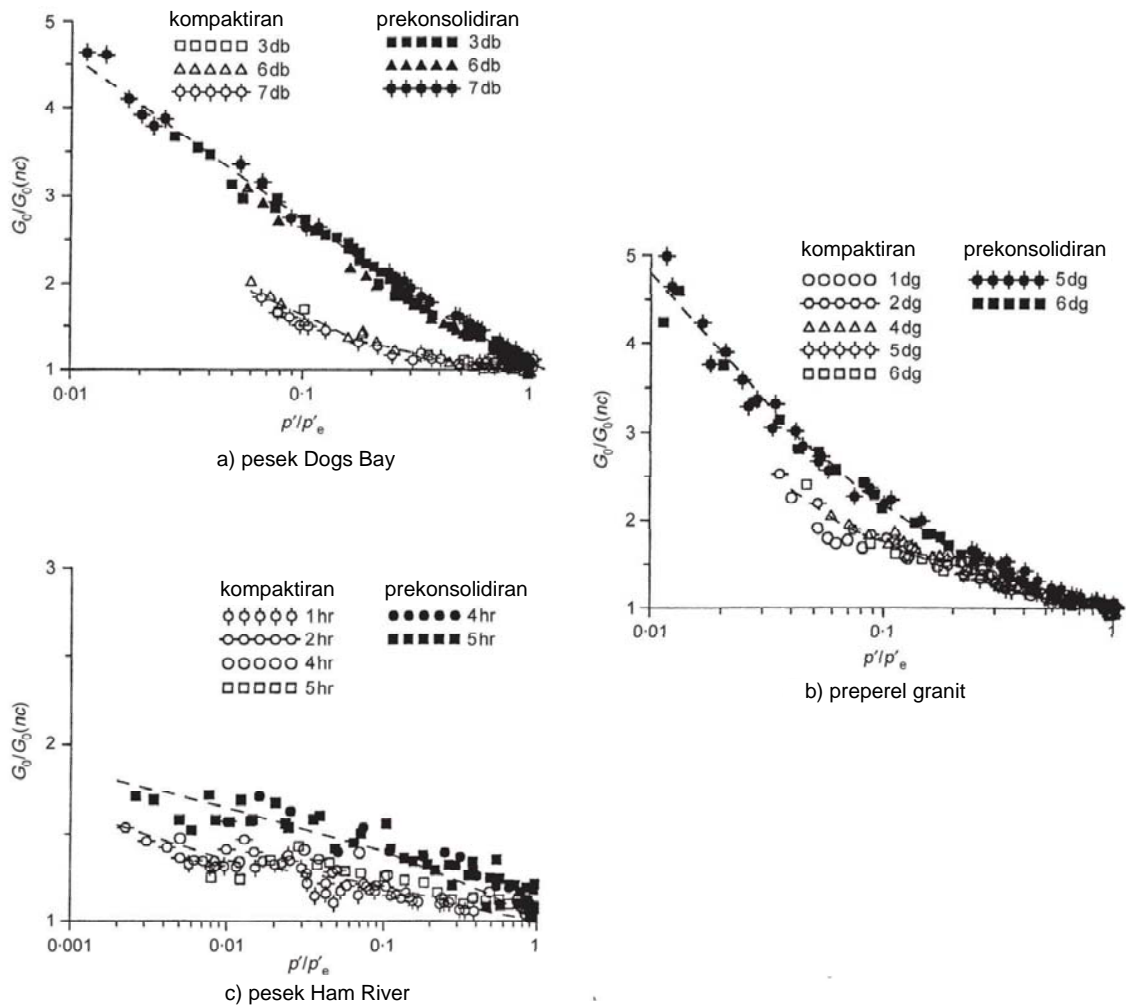
Jovičič in Coop (1997) tudi pokažeta, da je s primerno normalizacijo možno definirati mejno ploskev tudi v normalizirani togostno-napetostni ravnini. Na ta način sta lahko primerjala togosti G_0 med obremenjevanjem in razbremenjevanjem in pri tem upoštevala vpliv različnih gostot. Normalizirani podatki so predstavljeni na sliki 2.21. Za upoštevanje različnih gostot je bil uporabljen parameter p'_e (glej sliko 2.17), G_0 pa je bil normaliziran s parametrom $G_{0(nc)}$ (glej enačbo (2.14)), ki predstavlja vrednost G_0 na črti $G_{0(NCL)}$ pri trenutni vrednosti napetosti p' . Na ta način je črta $G_{0(NCL)}$ predstavljena s točko, ki ima koordinate (1, 1). Vidimo lahko, da se podatki izrišejo v dve ločeni črti glede na tip obremenjevanja. Vzdolž črte označene s 'kompaktiran' so togosti pri približevanju črti $G_{0(NCL)}$ s povečevanjem napetosti p' , vzdolž črte označene s 'prekonsolidiran' pa togosti materiala, ki je enkrat že dosegel črto $G_{0(NCL)}$ in zaradi

manjših napetosti njegova togost leži nad črto $G_{0(NCL)}$ v ravnini $G_0 - p'$. Iz normalizacije sledi, da je togost G_0 odvisna od stanja materiala relativno na črto NCL. Če bi na iste grafe izrisali podatke vzorcev, ki so bili razbremenjeni preden so dosegli črto NCL, bi le-ti ležali med obema črtama. Iz tega sledi, da obe črti dejansko predstavljata meji območja možnih togosti, ki jih lahko dosežemo s spreminjanjem stopnje kompaktiranja in prekonsolidacije (Jovičić in Coop, 1997).



Slika 2.20: G_0 na črti NCL za različne peske (Coop, 2003; prirejeno po Coop in Jovičić, 1999)

Figure 2.20: G_0 on the NCL for various sands (Coop, 2003; after Coop and Jovičić, 1999)



Slika 2.21: Spreminjanje G_0 z normaliziranim volumskim stanjem (prirejeno po Jovičić in Coop, 1997)

Figure 2.21: Variation of G_0 with normalized volumetric state (adapted from Jovičić and Coop, 1997)

2.2.7 Strukturirani peski

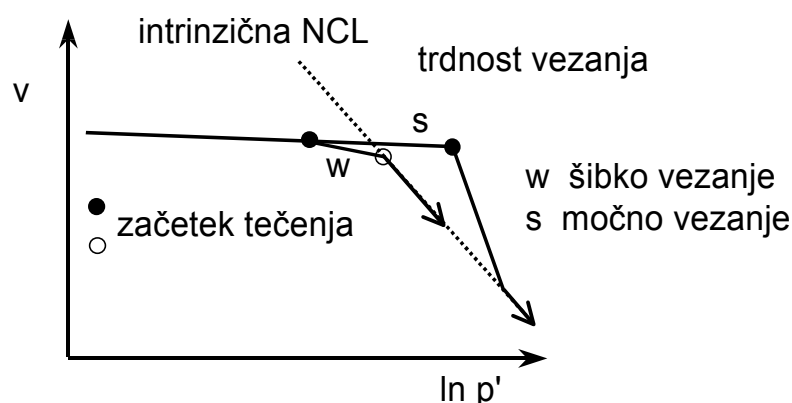
Vpliv strukture na mehanski odziv materiala se pojavlja pri različnih vrstah zemljin. V poglavju 2.2.2 pišemo o strukturi naravno sedimentiranih glin, najdemo pa jo lahko tudi pri granularnih in rezidualnih zemljinah, prav tako pa tudi pri mehkih in preperelih hribinah (Leroueil in Vaughan, 1990). Vplive strukture se lahko preučuje z umetnim cementiranjem zrn (Coop in Atkinson, 1993). Na ta način se lahko primerja intrinzično obnašanje, ko materialu niso dodana sredstva za cementiranje in obnašanje cementiranega materiala. Cuccovillo in Coop (1997b) uspeta rekonstituirati šibko vezane peščenjake, pri čemer zdrobita vezivo brez opaznega poškodovanja zrn.

Pri peskih je struktura, predvsem kar se tiče privlačnih sil med zrn oz. vezanja (angl. bonding) lažje vidna kot pri glinah, saj lahko z mikroskopom vidimo vezivo med zrn. Druga vrsta strukture, ki predstavlja razporeditev zrn (angl. fabric), pa je bila deležna pri peskih manj pozornosti in je tudi težje določljiva. Dusseault in Morgenstern (1979) s tem v zvezi preučujeta vpliv 'zaklenjenih' razporeditev zrn (angl. locked fabric). Coop (2003) navaja, da je določitev intrinzičnega obnašanja pri peskih lahko težje kot pri glinah. Razlog za to je v tem, da v geološki zgodovini lahko pride do precejšnjega drobljenja zrn. Če takšen material rekonstituiramo, dobimo začetni material, ki glede zrnave sestave ni enak naravnemu materialu. Druga težava je v prekonsolidaciji peska v geološki zgodovini. Laboratorijska rekonstitucija v isto gostotno in napetostno stanje lahko zato ne da reprezentativnega materiala naravnemu. Še večjo težavo pa predstavljajo 'prehodne' zemljine (angl. transitional soils, poglavje 2.3.2), saj je njihovo obnašanje še bolj odvisno od začetne gostote.

Coop in Willson (2003) pri peščenjakih ločita dve vrsti vezanja zrn: močno vezanje (angl. strong bonding) in šibko vezanje (angl. weak bonding). Ko pride do tečenja materiala izven intrinzične črte NCL gre za močno vezanje, drugače pa za šibko vezanje (slika 2.22). V primeru močnega vezanja je obnašanje elastično do točke tečenja, ki je pri višjih napetostih, kot so potrebne napetosti za pričetek drobljenja zrn necementirane zemljine. Se pravi, da vezivo prenaša del obremenitev in preprečuje drobljenje, ob začetku tečenja pa se mora skupaj z začetkom degradacije veziva pričeti tudi drobljenje zrn. V primeru šibkega vezanja, pa pride do tečenja cementa preden se prične drobljenje zrn, tako da v tem primeru navadno težje vidimo začetek tečenja cementa, druga točka tečenja pa predstavlja začetek drobljenja zrn.

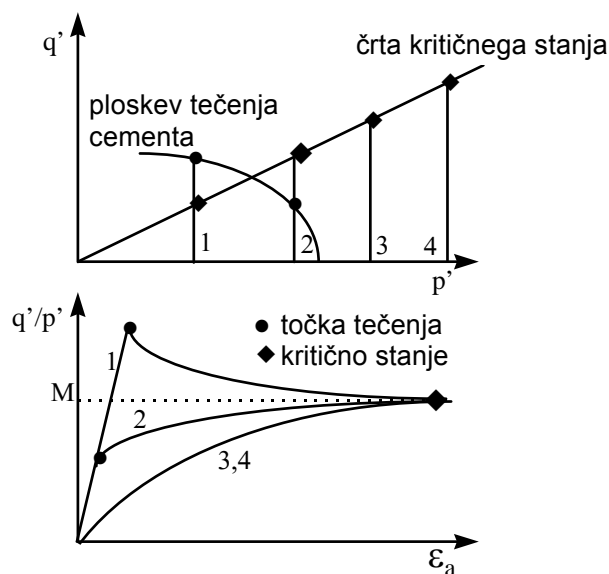
Med striženjem je obnašanje materiala odvisno od stanja glede na ploskev tečenja veziva. Slika 2.23 prikazuje napetostno-deformacijske zveze pri močnem vezanju peščenjaka. Kot lahko vidimo, je pri nizkih napetostih (primer 1) obnašanje elastično vse do tečenja veziva, ki predstavlja tudi vrhunsko trdnost materiala. Nato pa se material mehča do kritičnega stanja. Pri višji napetosti (primer 2), je odziv prav tako linearno elastičen do tečenja cementa, ki vpliva na začetno togost in ne na trdnost materiala. Pri še višjih napetostih (primera 3 in 4), pa že med izotropno kompresijo izničimo vplive veziva.

Normalizacija z napetostjo p'_p (slika 2.17) pri močno vezanem materialu, na intrinzični NCL pokaže, da cementirana zemljina doseže stanja, ki so zunaj intrinzične ploskve možnih stanj,



Slika 2.22: Močna in šibka vezava zrn (prirejeno po Coop in Willson, 2003)
 Figure 2.22: Strong and weak bonding (adapted from Coop and Willson, 2003)

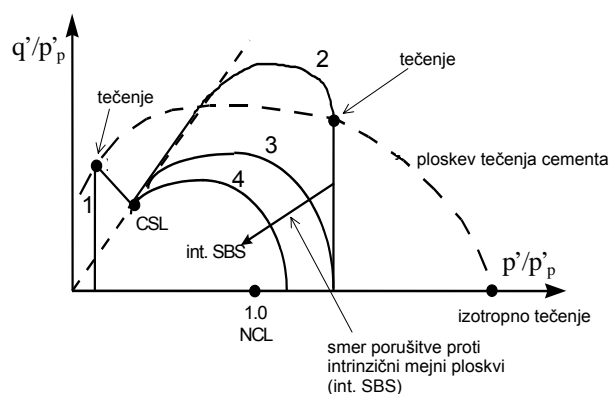
torej je ploskev tečenja veziva večja kot intrinzična ploskev možnih stanj (slika 2.24, primera 1 in 2). Pri stanjih preko tečenja veziva v izotropni kompresiji se normalizirana napetostna pot vrne nazaj na intrinzično ploskev možnih stanj (primera 3 in 4).



Slika 2.23: Značilno obnašanje materiala med striženjem pri močnem vezanju (prirejeno po Coop, 2003)

Figure 2.23: Schematic illustration of typical shearing behaviour for strong bonding (adapted from Coop, 2003)

Obnašanje šibko vezanega peščenjaka se razlikuje od močno vezanega predvsem v tem, da se v območju srednjih napetosti nad točko tečenja veziva še vedno pojavlja vrhunska trdnost materiala kot rezultat dilatacije med striženjem (slika 2.25, primera 2a in 2b). V normaliziranem prikazu, ploskev tečenja cementa leži le v manjšem delu znotraj intrinzične ploskve možnih stanj, pri čemer so stanja izven intrinzične ploskve dosežena le na 'suhi' strani črte kritičnega stanja pri nizkih napetostih (slika 2.26).



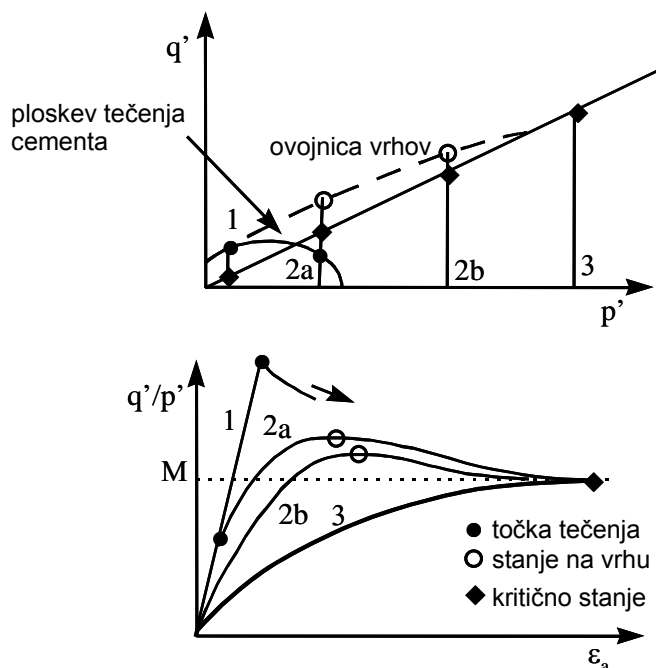
Slika 2.24: Značilno normalizirano obnašanje materiala med striženjem pri močnem vezanju (prirejeno po Coop, 2003)

Figure 2.24: Schematic illustration of typical normalised shearing behaviour for strong bonding (adapted from Coop, 2003)

Med monotonim striženjem se cementiran pesek navadno na začetku obnaša linearno elastično z dobro prepoznavno točko tečenja. Togost G_0 pa je lahko neodvisna od napetosti p' in višja kot pri rekonstituiranem materialu, lahko pa je odvisna od napetosti p' , če je vezivo razpokano zaradi velike spremembe napetosti od časa vezanja, kar je blizu obnašanju rekonstituiranih peskov. S tem v zvezi slika 2.27 prikazuje togost G_0 za kalkarenit Rankin in peščenjak Greensand. Pri obeh materialih je le-ta najprej neodvisna od napetosti p' , pri visokih napetostih pa začne rahlo padati ali naraščati, glede na močno ali šibko vezavo. V obeh primerih je togost cementiranega materiala višja od togosti rekonstituiranega materiala.

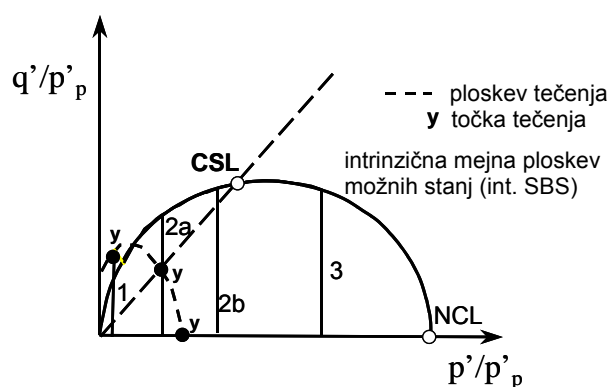
Naravni peski imajo lahko prisoten tudi vpliv strukture z razporeditvijo zrn (angl. fabric) na mehansko obnašanje. Dilatacijsko obnašanje materialov z 'zaklenjenimi' zrnji je lahko odloženo do prerazporeditve zrn, takrat pa pride do hitre dilatacije in pripadajoče visoke vrhunske trdnosti (Coop, 2003). Lahko pride tudi do dviga Hvorsleve ploskve nad ploskev rekonstituiranega materiala zaradi vpliva 'zaklenjenih' zrn. Le-ta se kaže tudi v možnih izjemno visokih gostotah naravnega materiala, katerih ni mogoče doseči v laboratoriju z rekonstitucijo in kompresijo.

Nekateri strukturirani peski se kljub zelo visoki gostoti obnašajo zelo podobno rekonstituiranemu materialu in ne kažejo poudarjenega dilatacijskega odziva. Imajo tudi podobno ploskev možnih stanj. Zato je potrebno izvesti nadaljnje preiskave, da bi boljše razumeli dejavnike, ki so privedli do takšnih lastnosti (Coop, 2003).



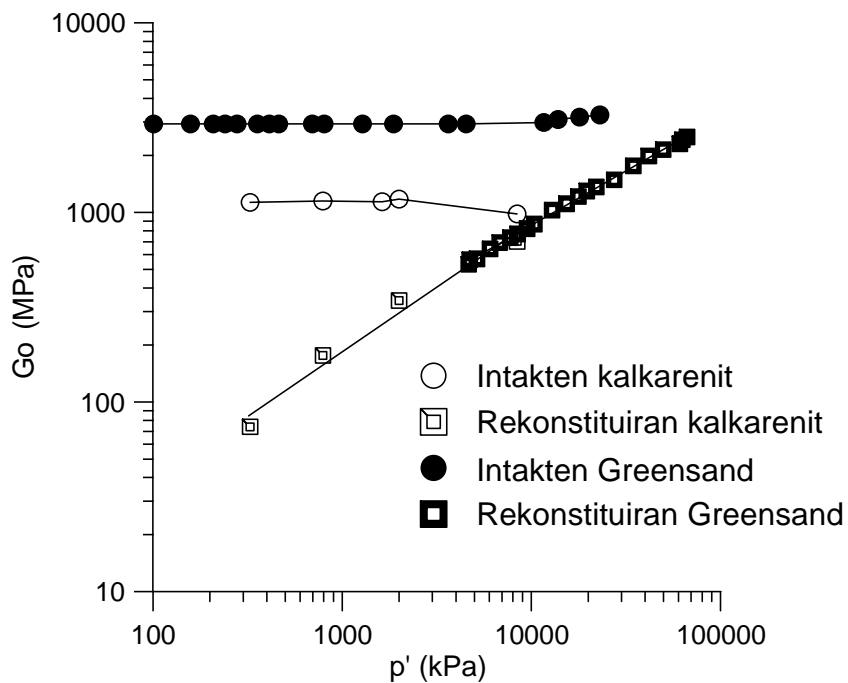
Slika 2.25: Značilno obnašanje materiala med striženjem pri šibkem vezanju (prirejeno po Coop, 2003)

Figure 2.25: Schematic illustration of typical shearing behaviour for weak bonding (adapted from Coop, 2003)



Slika 2.26: Značilno normalizirano obnašanje materiala med striženjem pri šibkem vezanju (prirejeno po Coop, 2003)

Figure 2.26: Schematic illustration of typical normalised shearing behaviour for weak bonding (adapted from Coop, 2003)



Slika 2.27: Primerjava togosti G_0 za dva cementirana peska in ekvivalentni rekonstituirani zemljini (Coop, 2003; prirejeno po Cuccovillo in Coop, 1997b in Jovičić s sod. 1997)

Figure 2.27: Comparison of the stiffness G_0 for two cemented sands and the equivalent reconstituted soils (Coop, 2003; adapted from Cuccovillo and Coop, 1997b and Jovičić et al., 1997)

2.3 Črta kritičnega stanja (CSL)

2.3.1 Določitev lege in oblike črte kritičnega stanja

Na lego in obliko črte kritičnega stanja (angl. critical state line, CSL) granularnih materialov v ravnini $e - \ln p'$ lahko vpliva veliko faktorjev, kot so na primer: mineraloška in zrnnavostna sestava materiala, način obremenjevanja, oblika zrn, delež finih zrn, inherentna anizotropija in razlika $e_{\max} - e_{\min}$. Enotno CSL je najtežje najti v območju nizkih napetosti p' in rahlih stanj (velik e). V literaturi je veliko govora o tem, ali je pri danem materialu CSL enotna, ukrivljena ali ravna, oziroma o vzrokih za neenotnost in težavah pri določitvi kritičnih stanj.

Obstajajo predvsem trije razlogi za težave pri definiranju črt kritičnega stanja v ravnini $e - \ln p'$ (Muir Wood, 2008):

- v vzorcih prihaja do lokalizacije deformacij oziroma nehomogenega napetostno-deformacijskega stanja (Mooney s sod., 1998),
- oprema običajno ne dopušča dovolj velikih deformacij, da bi bilo kritično stanje polno doseženo in
- zelo težko je meriti količnik por e z zadostno natančnostjo (Fourie in Papageorgiou, 2001).

S preiskavami se zato trudimo deformirati material največ, kot oprema še dopušča. Med obremenjevanjem lahko tudi opazujemo, kdaj pride v vzorcu do pojava strižnih pasov (angl. shear bands) in tako vemo, da od tam dalje rezultati zunanjih merjenj pomikov in sile niso več povsem zanesljivi. Za določitev količnika por, pa je priporočljivo uporabljati kombinacijo večih pristopov.

Črta CSL je pomembna za evaluacijo potenciala likvifikacije materiala. Je sestavni del okvira mehanike kritičnega stanja (Schofield in Wroth, 1968; Atkinson in Bransby, 1978; Muir Wood, 1990), ki velja za zelo učinkovit pristop opisa mehanskega obnašanja zemljin in formulacije konstitutivnih modelov. Veliko naprednih konstitutivnih modelov uporablja stanje na črti CSL kot referenčno stanje, katerega oddaljenost vpliva na razmikanje, plastičen modul in vrhunsko trdnost (npr. Jefferies, 1993; Manzari in Dafalias, 1997; Gajo in Muir Wood, 1999). Zato je znanje o pojavnosti črte CSL in faktorjih, ki nanjo vplivajo, velikega pomena.

Zelo aktualna tema trenutnih raziskovanj materiala je, kako definirati kritično stanje. Avtorji se sprašujejo, ali sta za pravo kritično stanje potrebna poleg standardnih pogojev (konstantne napetosti in gostotnega stanja) tudi konstantna struktura (angl. fabric) in konec drobljenja (Muir Wood, 2008). Nougier-Lehon in sod. (2005) s pomočjo analiz z diskretnimi elementi (angl. discrete element analysis) pridejo do zaključka, da je do asimptotnega kritičnega stanja v smislu stacionarnega mobiliziranega trenja, gostote in strukturne anizotropije vedno možno priti, ne

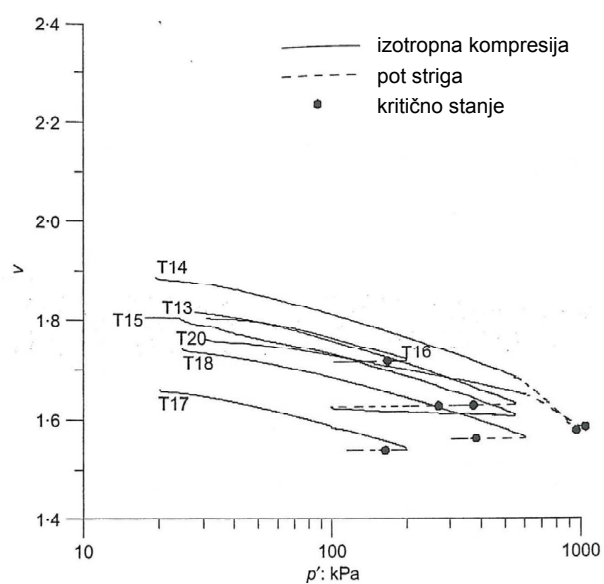
glede na obliko zrn in inherentno anizotropijo. Problem pa je v tem, da so potrebne deformacije za takšno stanje lahko zelo velike, posebno v primeru, če želimo doseči konstantno strukturo materiala (npr. potrebna deformacija reda 100%). Na to deformacijo vpliva oblika zrn, in sicer se z večjo oglatostjo povečuje. Mobilizirano trenje pa se po drugi strani stabilizira veliko prej.

V preteklosti je bilo veliko razprav na temo, ali je črta stacionarnega stanja (angl. steady state line, SSL) ista črta kot črta kritičnega stanja (CSL). Črta SSL je bila navadno dobljena iz nedreniranih preiskav na rahlih vzorcih, medtem ko črta CSL iz dreniranih na gostejših vzorcih. Veliko študij je pokazalo, da gre za isto črto (npr. Been s sod., 1991). V disertaciji se bomo držali poimenovanja s črto kritičnega stanja (CSL).

2.3.2 Prehodne zemljine

Čeprav je pri veliko materialih res mogoče najti enotno črto CSL ne glede na začetno stanje (npr. Been s sod., 1991; Ishihara, 1993; Verdugo in Ishihara, 1996; Riemer in Seed, 1997; Coop in Lee, 1993), to ne velja za 'prehodne zemljine' (angl. transitional soils). Prehodno obnašanje zemljin je predmet raziskovanja zadnjih nekaj let. Najprej so mislili, da se pojavlja le pri slabo stopnjevano zrnatih materialih z luknjami (angl. gap graded) z majhnim deležem glinene frakcije. Martins in sod. (2001) so raziskovali edometriško obnašanje slabo stopnjevano zrnatega meljasto-glinastega peska rekonstituiranega iz rezidualnega peščenjaka Botucatu. Normalne kompresijske črte glede na različne začetne količnike por niso konvergirale v enotno črto. Ostale so vzporedne, tudi pri efektivni vertikalni napetosti $\sigma'_v = 6$ MPa. Razlog za takšen odziv materiala naj bi bil v vplivu glinenega materiala, ki naj bi tvoril neke vrste blazine (angl. cushioning effect) med peščenimi zni. Kasneje se je izkazalo, da je prehodno obnašanje veliko bolj razširjeno, kot so mislili. Nocilla in sod. (2006) najdejo prehodno obnašanje dobro stopnjevano zrnatega glinastega melja z nasipov ob reki Pad. Z zmanjševanjem deleža glinene frakcije se je obnašanje materiala prelevilo iz normalno pričakovanega v prehodno. Poleg tega, da se je izgubila enotnost črte CSL (slika 2.28), se je tudi obnašanje v edometru prelevilo iz značilnega za glin v prehodnega med peski in glinami, ki se je pokazalo kot izguba enotnosti normalne kompresijske črte (slika 2.29). Poleg neenotnosti se pri prehodnih zemljinah pojavlja začetni velik naklon črt normalne kompresije, kar se tudi vidi na sliki. Ferreira in Bica (2006) nadaljujeta delo Martinsa in sod. (2001) in pokažeta, da je isti material tudi brez enotne črte CSL (slika 2.30). Shipton in sod. (2006) opravijo edometriške preiskave na mešanici peska Dogs Bay (40%) in 60% kaolina oziroma zdrobljenega kremenčevega peska. V obeh primerih pride do prehodnega obnašanja, ne glede na različno mineralogijo in zrnastostno sestavo finih zrn. Pomembna ugotovitev te raziskave je tudi v tem, da je prišlo do drobljenja zrn, do katerega ni prišlo pri Nocilli in sod. (2006). V nasprotju s tem pa Altuhafi in Coop (2009) ugotovita, da se pesek Dogs Bay lahko obnaša tudi prehodno, če ima začetno fraktalno zrnastostno sestavo (slika 2.115, stran 106). Takrat drobljenje zrn tudi ni bilo prisotno.

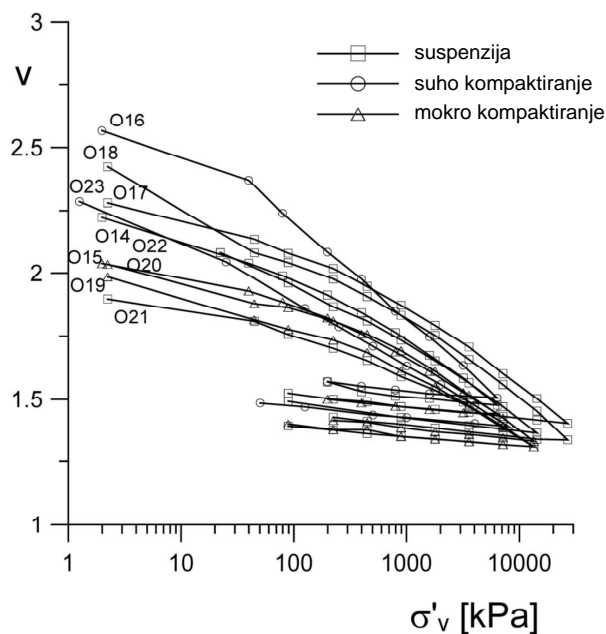
Potrebno je nadaljnje raziskovanje prehodnega obnašanja zemljin. Verjetno se bo pokazalo, da je veliko bolj razširjeno, kot so prvotno mislili. Preučiti je potrebno mehanizem in vzroke za



Slika 2.28: Izotropna kompresija, poti striženja in kritična stanja glinastega melja (8% vsebnosti gline). Točke kritičnega stanja in črte izotropne kompresije ne tvorijo enotnih zvez. (Nocilla s sod., 2006)

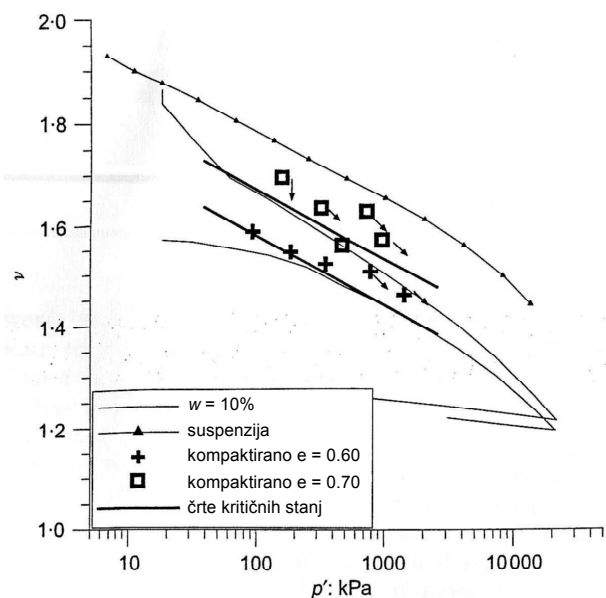
Figure 2.28: Isotropic compression, shearing paths and critical states for clayey silt (8% clay content). Critical state points and isotropic compression paths do not form unique lines. (Nocilla et al., 2006)

njegov nastanek.



Slika 2.29: Edometrska kompresija glinastega melja iz nasipov reke Pad z 8% glinastih frakcij. Neenotnost črt normalne kompresije kaže na prehodno obnašanje materiala. (prirejeno po Nocilla s sod., 2006)

Figure 2.29: Oedometer compression curves of clayey silt (8% clay content) from Po river embankments. Non-uniqueness of the normal compression lines shows the transitional behaviour of this soil. (adapted from Nocilla et al., 2006)

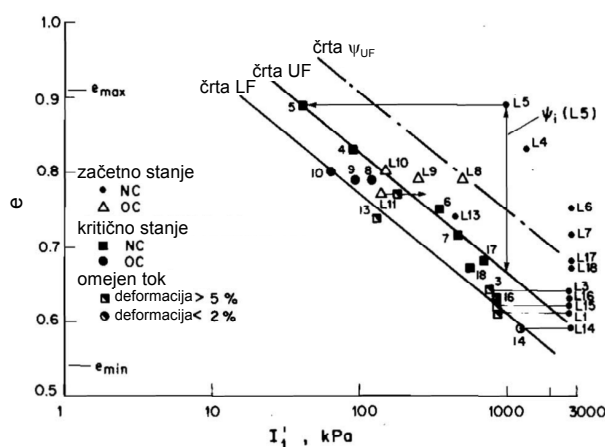


Slika 2.30: Neenotna kritična stanja kompaktiranih vzorcev peščenjaka Botucatu (prirejeno po Ferreira in Bica, 2006)

Figure 2.30: Non-unique critical states for compacted samples of Botucatu sandstone (adapted from Ferreira and Bica, 2006)

2.3.3 Neenotnost črte kritičnega stanja pri ostalih zemljinah

Neenotnost črte CSL se pojavlja tudi pri nekaterih ostalih zemljinah, ki zaenkrat še niso bile identificirane za prehodne. Pri določenih peskih (oz. mešanica peskov z melji) se pojavljajo kritična stanja v obliki pasov. Konrad (1990a, 1990b, 1993) tako za enakomerno zrnate peske DS, WA in Hostun RF opazi mejo kritičnih stanj, ki jo predstavljata spodnja in zgornja črta kritičnega stanja (LF in UF) (slike 2.31, 2.32 in 2.33). Poleg tega Konrad modificira parameter začetnega stanja ψ_i (Wroth in Bassett, 1965; Been in Jefferies, 1985), tako da se nanaša na črto UF in razdeli ravnino $e - \ln p'$ v pet območij glede na ψ_i . Vsako območje ima značilen odziv med nedrenirano triosno kompresijo. Podobne pasove kritičnih stanj najde tudi pri meljastih peskih Tailing sand in Dune sand (sliki 2.34 in 2.35) (Sladen in Handford, 1987; Crawford, 1984). Konrad (1990b) ugotavlja tudi, da je glede na ugotovljene zveze za ψ_i , črta CSL peska Kogyuk 350/2 na sliki 2.36 le črta UF.



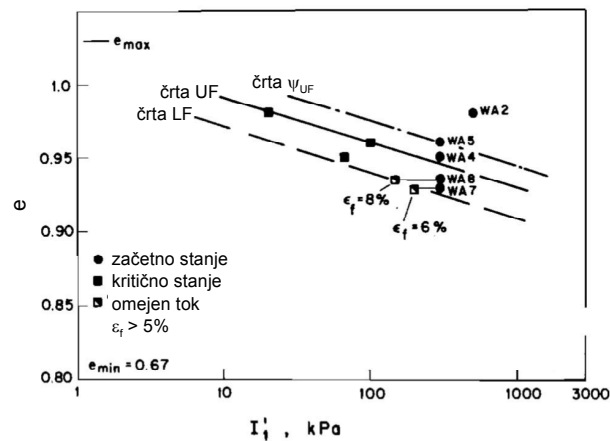
Slika 2.31: Pas kritičnih stanj omejen s črtama UF in LF za pesek Dune. Modificirani parameter začetnega stanja ψ_i se nanaša na črto UF. $\psi_{UF}LINE$ definira mejo začetnih stanj, nad katero na koncu vsi vzorci pristanejo na črti UF. (prirejeno po Konrad, 1990a)

Figure 2.31: Band of critical states bounded by UF and LF lines for Dune Sand. Modified initial state parameter ψ_i corresponds to UF line. $\psi_{UF}LINE$ defines boundary for initial states, above which all the samples end up on the UF line. (adapted from Konrad, 1990a)

Neenotnost črte CSL opažajo tudi Yamamuro in Lade (1998) za pesek Nevada 50/200 s 6% neplastičnih finih zrn istega peska (slika 2.37), Yamamuro in Covert (2001) za pesek Nevada 50/200 s 40% neplastičnih finih zrn (slika 2.38), Huang s sod. (2004) za Mai Liao meljast pesek pri 50% deležu finih zrn (slika 2.39) in Thevanayagam in Mohan (2000) za pesek Host s 27% kaolinskega melja (KS) (slika 2.40). Zanimiva je tudi slika 2.41, kjer kritična stanja iz nedreniranih preiskav ne ležijo na isti črti kot kritična stanja dreniranih preiskav. Črti se zdita zgolj vertikalno zamaknjeni.

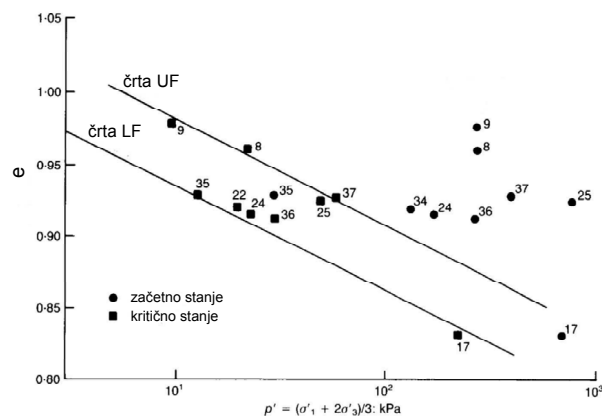
Potrebno je omeniti, da v ravnini $q - p'$ tvorijo kritična stanja omenjenih materialov več ali manj enotne ravne črte z nakloni M .

Zaenkrat še ni jasno, če bi lahko te materiale uvrstili med prehodne zemljine, saj manjkajo po-



Slika 2.32: Pas kritičnih stanj omejen s črtama UF in LF za pesek WA. $\psi_{UF}LINE$ definira mejo začetnih stanj, nad katero na koncu vsi vzorci pristanejo na črti UF. (prirejeno po Konrad, 1990a)

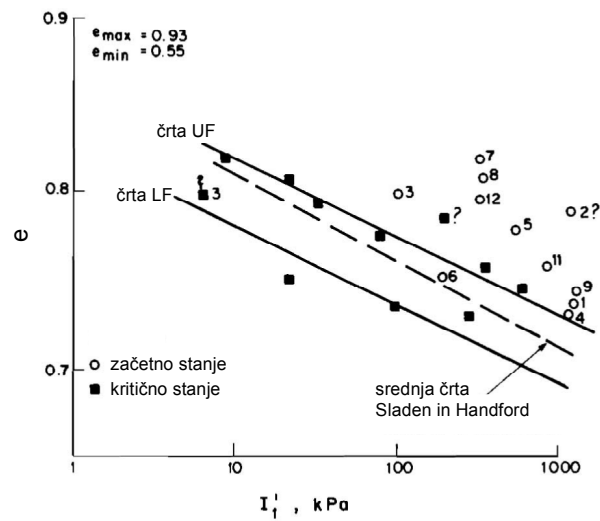
Figure 2.32: Band of critical states bounded by UF and LF lines for WA Sand. $\psi_{UF}LINE$ defines boundary for initial states, above which all the samples end up on the UF line. (adapted from Konrad, 1990a)



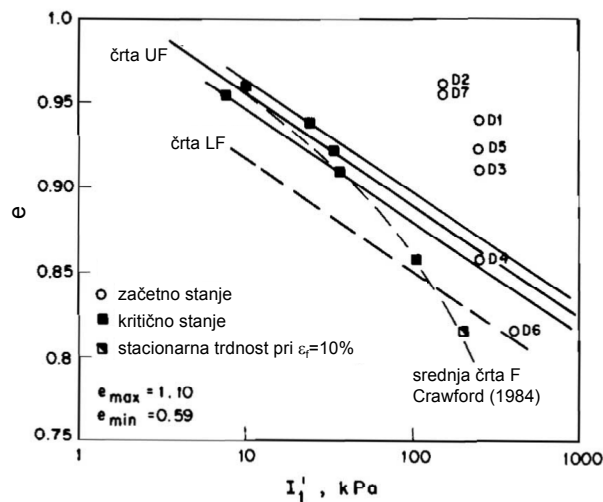
Slika 2.33: Pas kritičnih stanj omejen s črtama UF in LF za pesek Hostun (prirejeno po Konrad, 1993)

Figure 2.33: Band of critical states bounded by UF and LF lines for Hostun RF Sand (adapted from Konrad, 1993)

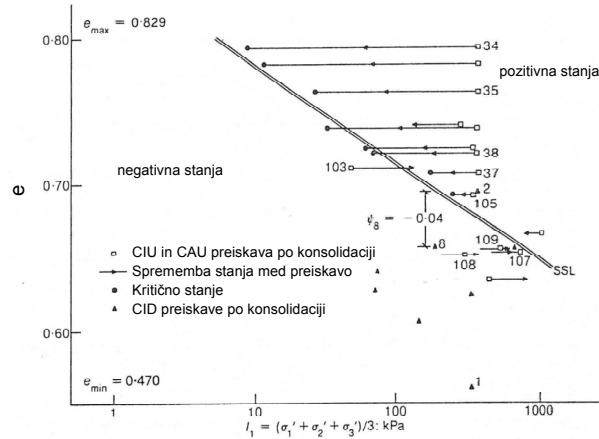
datki o enotnosti črte NCL pri visokih napetostih (preiskave so bile opravljene le pri standardnih napetostih). V smislu zrnastostne sestave bi nekateri od njih lahko bili prehodni (med peski in glinami) (angl. intermediate grading).



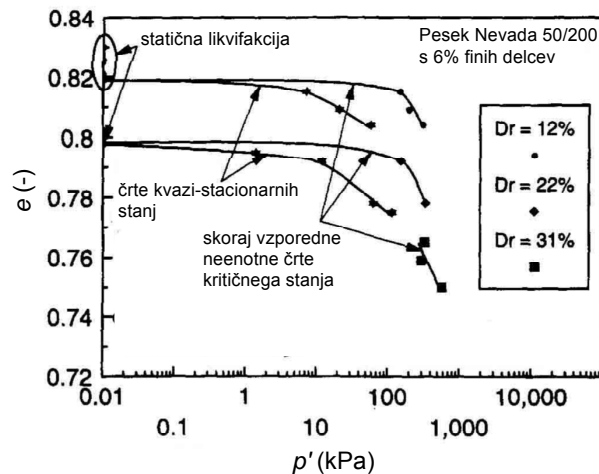
Slika 2.34: Pas kritičnih stanj omejen s črtama UF in LF za pesek Tailings. Podatki od Sladen and Handford (1987). (prirejeno po Konrad, 1990b)
 Figure 2.34: Band of critical states bounded by UF and LF lines for Tailings Sand. Data after Sladen and Handford (1987). (adapted from Konrad, 1990b)



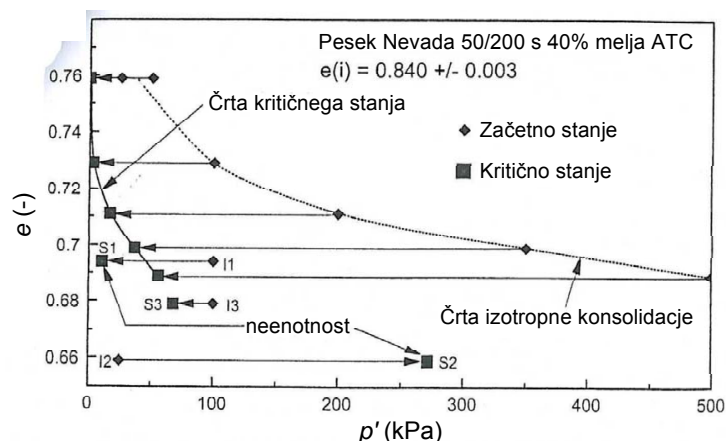
Slika 2.35: Pas kritičnih stanj omejen s črtama UF in LF za pesek Dune. Podatki od Crawford (1984). (prirejeno po Konrad, 1990b)
 Figure 2.35: Band of critical states bounded by UF and LF lines for Dune Sand. Data after Crawford (1984). (adapted from Konrad, 1990b)



Slika 2.36: Diagram stanj za pesek Kogyuk 350/2 (prirejeno po Been in Jefferies, 1985)
 Figure 2.36: State diagram for Kogyuk 350/2 sand (adapted from Been and Jefferies, 1985)

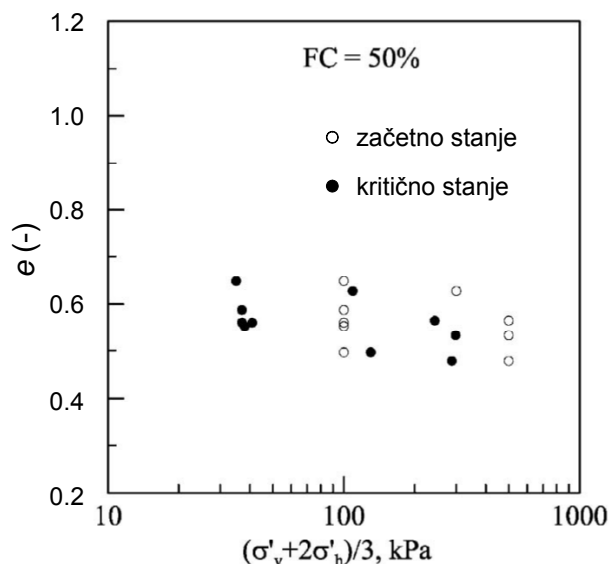


Slika 2.37: Prikaz kritičnih stanj nedreniranih preiskav treh različnih gostot peska Nevada s 6% finimi zrnji, ki ne tvorijo enotne črte. (prirejeno po Yamamuro in Lade, 1998)
 Figure 2.37: Critical state diagram from undrained tests on three densities of Nevada Sand with 6% fines showing nonunique CSLs. (adapted from Yamamuro and Lade, 1998)



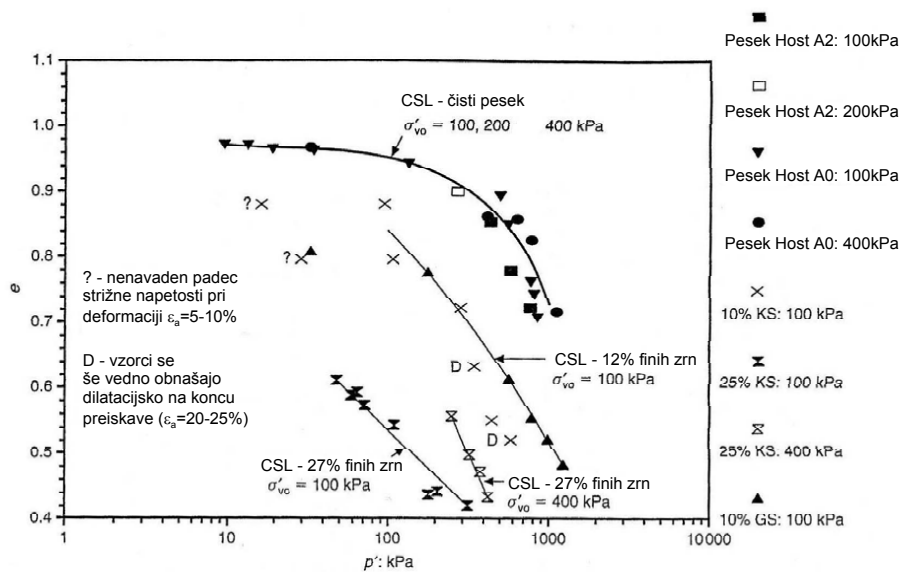
Slika 2.38: Neenotnost črte kritičnega stanja za pesek Nevada s 40% melja ATC. Vidimo lahko, da nedrenirane preiskave iz iste črte izotropne kompresije tvorijo enotno črto CSL. Po drugi strani pa se preiskave označene z 1, 2 in 3, ki so strižene iz drugačnih začetnih stanj (na kontrakcijski in dilatacijski strani narisane črte CSL), ne zaključijo na tej črti CSL. (prirejeno po Yamamuro in Covert, 2001)

Figure 2.38: Non-uniqueness of the critical state line for Nevada sand with 40% ATC silt. It can be observed that when the undrained tests are sheared from the same isotropic compression line, a unique critical state line results. On the other hand, when the undrained tests designated as 1, 2 and 3 are sheared from different initial states (both on the contractive and dilative side of the established CSL), the location of the critical state points do not coincide with the established CSL. (adapted from Yamamuro and Covert, 2001)



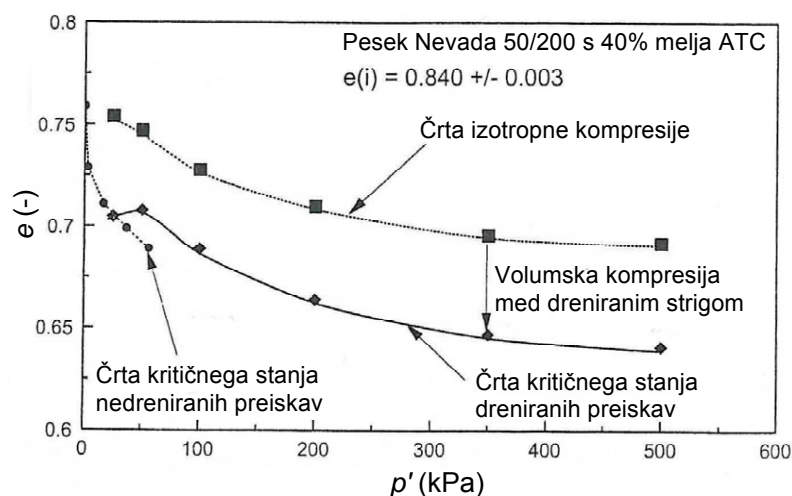
Slika 2.39: Neenotnost kritičnih stanj za meljast pesek Mai Liao ($FC = 50\%$) (prirejeno po Huang s sod., 2004)

Figure 2.39: Non-uniqueness of critical states for Mai Liao Silty Sand ($FC = 50\%$) (adapted from Huang et al., 2004)



Slika 2.40: Neenotnost črte CSL za pesek Host s 27% kaolinskega melja (prirejeno po Thevanayagam in Mohan, 2000)

Figure 2.40: Non-uniqueness of the critical state line for the Host sand with 27% of kaolin silt (adapted from Thevanayagam and Mohan, 2000)

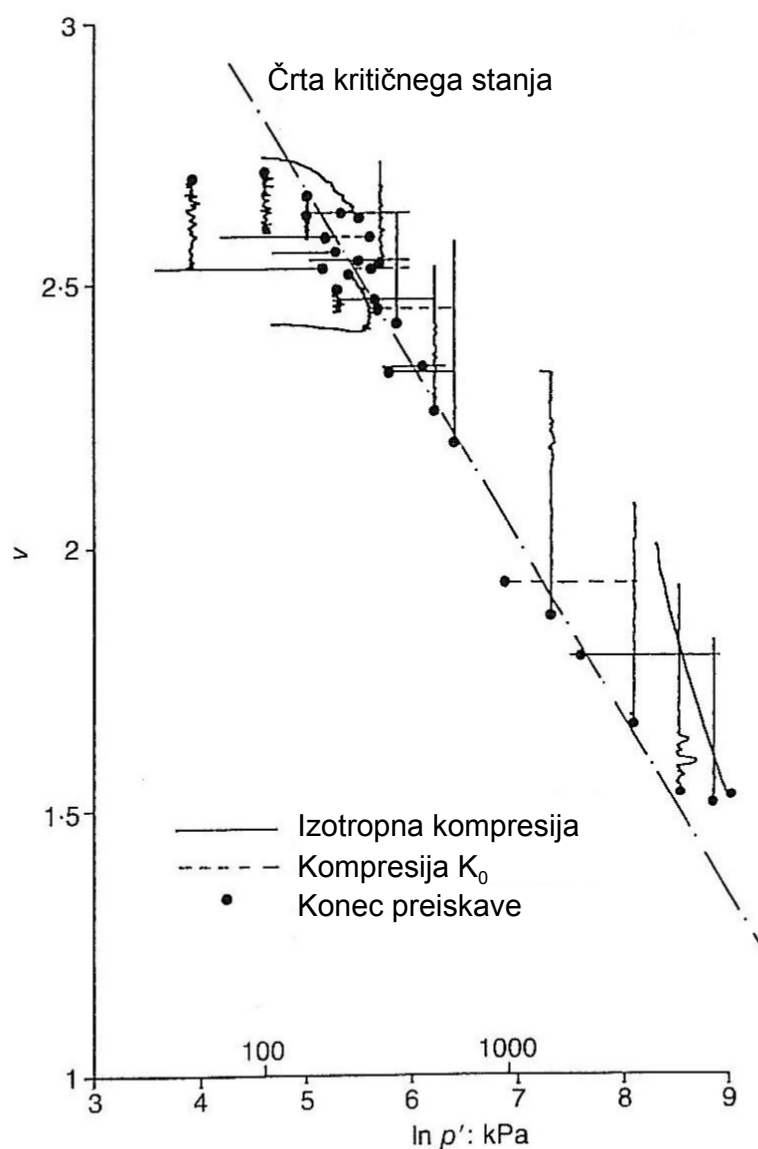


Slika 2.41: Neenotnost črte CSL za preiskave, ki se začnejo na isti črti izotropne kompresije, vendar imajo različne drenažne pogoje (pesek Nevada s 40% melja ATC). Izgleda, da imajo črte CSL nedreniranih in dreniranih preiskav enake splošne trende in da so razlike med njimi le v vertikalnem zamiku. Drenirana preiskava z najnižjo efektivno napetostjo se ujema s črto nedreniranih preiskav. (prirejeno po Yamamuro in Covert, 2001)

Figure 2.41: Non-uniqueness of the critical state line for the tests starting at the same isotropic compression line, but having different drainage conditions (Nevada sand with 40% ATC silt). CSLs from undrained and drained tests seem to have the same general trends. The difference between them is just the vertical offset. The lowest confining pressure drained test coincides with the undrained line. (adapted from Yamamuro and Covert, 2001)

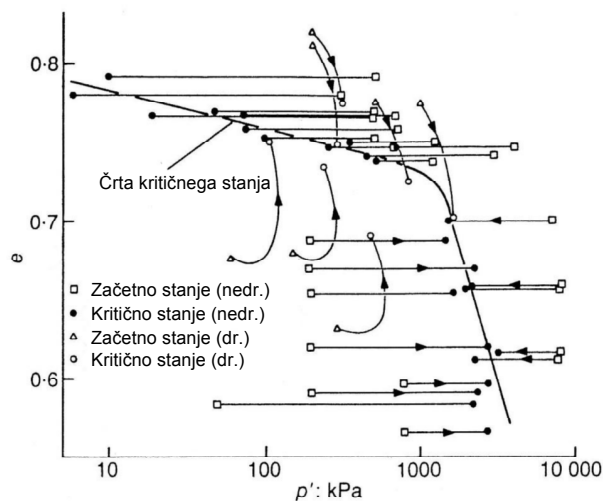
2.3.4 Vpliv drenažnih pogojev

Drenažni pogoji naj ne bi vplivali na lego in obliko črte kritičnega stanja v ravninah $e - \ln p'$ in $q - p'$ (npr. Coop, 1990; Been s sod., 1991; Riemer in Seed, 1997). Neodvisnost črte CSL od drenažnih pogojev v ravnini $e - \ln p'$ lahko vidimo na slikah 2.42-2.44. Avtorji le redko prikazujejo vpliv drenažnih pogojev na črto CSL v ravnini $q - p'$, saj so črte CSL enotne (npr. Loukidis in Salgado, 2008; slika 2.45).



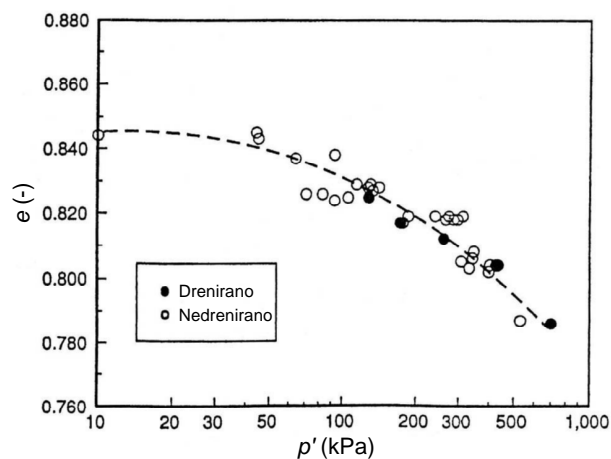
Slika 2.42: Enotnost črte CSL glede na različne vrste preiskav triosne kompresije in drenažne pogoje za pesek Dogs Bay (prirejeno po Coop, 1990)

Figure 2.42: Uniqueness of the critical state line regarding to different triaxial compression shearing modes and drainage conditions for Dogs Bay Sand (adapted from Coop, 1990)



Slika 2.43: Vpliv drenažnih pogojev na črto CSL za pesek Erksak 330/0.7 (prirejeno po Been s sod., 1991)

Figure 2.43: Effect of drainage conditions on the critical state line for Erksak 330/0.7 sand (adapted from Been et al., 1991)

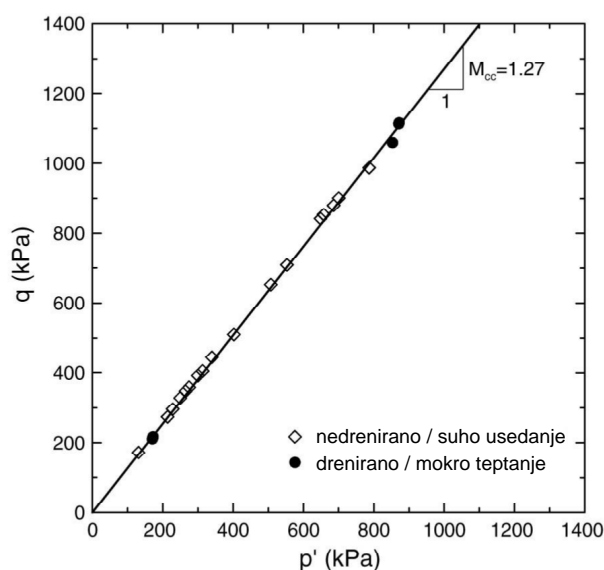


Slika 2.44: Kritična stanja dreniranih in nedreniranih preiskav na pesku Monterey #0 (prirejeno po Riemer in Seed, 1997)

Figure 2.44: Critical states for drained and undrained triaxial compression tests on Monterey #0 sand (adapted from Riemer and Seed, 1997)

2.3.5 Vpliv notranje strukture materiala

Veliko avtorjev poroča, da je lahko črta CSL odvisna od načine priprave vzorcev. Razlog za to je v tem, da različni načini priprave vzorcev ustvarijo različne notranje strukture materiala (angl. inherent fabric). Različne načine priprave vzorcev podrobneje opisujejo npr. Wood s sod. (2008), Ishihara (1993), Zlatović in Ishihara (1997) in Oda (1972a). Rečno (angl. fluvial) in hidravlično odlaganim (angl. hydraulic-fill) peskom v naravi se na primer strukturno najbolj približamo s pomočjo vodne sedimentacijske priprave vzorcev (angl. water pluviation ali sedi-



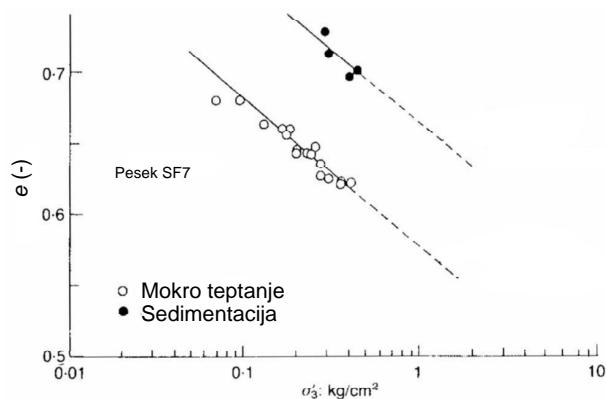
Slika 2.45: Vpliv načina priprave vzorcev in drenažnih pogojev na črto CSL za triosne kompresijske preiskave na pesku Toyoura v ravnini $q - p'$ (prirejeno po Loukidis in Salgado, 2008)
Figure 2.45: Effect of sample preparation and drainage conditions on the critical state line from triaxial compression tests in $q - p'$ plane for Toyoura sand (adapted from Loukidis and Salgado, 2008)

mentation) (Oda s sod., 1978). S približevanjem kritičnemu stanju se začetne razlike v strukturi med različno pripravljenimi vzorci izgubljajo. Ugotovitve glede vpliva načina priprave vzorca na črto CSL niso popolnoma enotne. Nekateri avtorji poročajo o različnih črtah CSL v ravnini $e - \ln p'$ glede na pripravo vzorca (slika 2.46, Vasquez in Dobry, 1988; Verdugo s sod., 1989), medtem ko večina opaža enotne črte (Been s sod., 1991; Ishihara, 1993; Verdugo in Ishihara, 1996; Zlatović and Ishihara, 1997; Riemer in Seed, 1997). Odgovor na različna opažanja verjetno podajajo izsledki mikromehanskih preiskav (Oda s sod., 1985; Oda in Nakayama, 1988; Tobita, 1989), ki so pokazali, da se le določeni elementi začetnih strukturnih razlik med deformiranjem do kritičnega stanja močno spremenijo. In sicer: orientacija glavnih osi zrn (angl. particle preferred orientation) se spremeni le do neke mere, medtem ko se orientacija kontaktnih normal in por močno spremenita. Torej na enotnost črte CSL v ravnini $e - \ln p'$ glede na različne priprave vzorcev močno vpliva narava zrn in kontaktov med njimi.

Slika 2.46 prikazuje dve različni črti CSL glede na mokro teptanje (angl. moist tamping) in vodno sedimentacijo (angl. water sedimentation). Verdugo (1992) komentira, da je vzrok za te razlike predvsem stratifikacija vzorca, ki je posledica vodne sedimentacije.

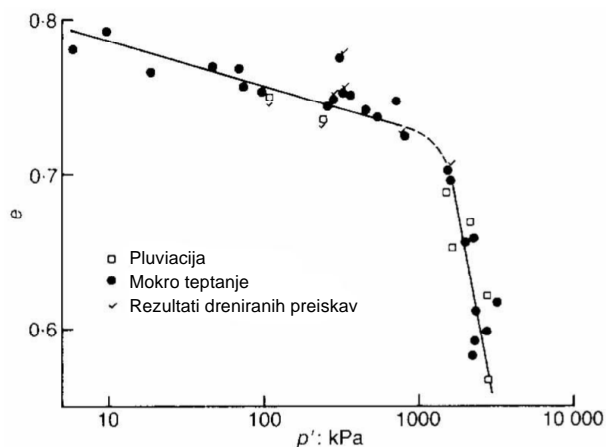
Razmeroma enotne črte CSL so prikazane na slikah 2.47-2.50. Na sliki 2.49 je prikazan vpliv različne strukture na kvazi-stacionarno stanje (angl. quasi-steady state; Alarcon-Guzman s sod., 1988), ki je še daleč od kritičnega stanja, medtem ko je v kritičnem stanju ta vpliv izbrisan, saj je črta CSL enotna.

S tem v zvezi so zanimivi rezultati eksperimentalnih preiskav na pesku Toyoura v kombinaciji s



Slika 2.46: Različni črti CSL za sedimentirane in mokro teptane vzorce (prirejeno po Vasquez in Dobry, 1988)

Figure 2.46: Different CSLs for sedimented and moist tamped specimens (adapted from Vasquez and Dobry, 1988)

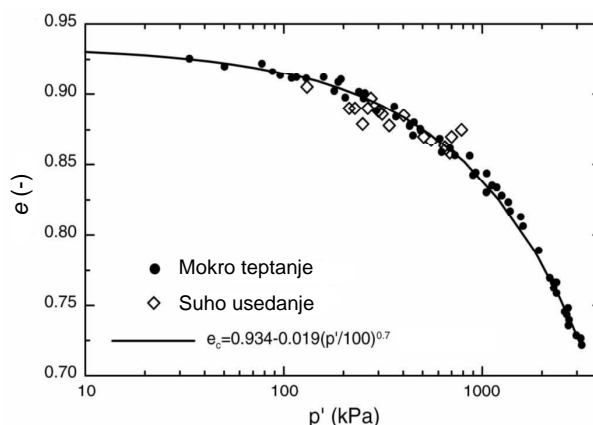


Slika 2.47: Vpliv načina priprave in drenažnih pogojev na kritična stanja za pesek Erksak 330/0.7 (prirejeno po Been s sod., 1991)

Figure 2.47: Effect of sample preparation and drainage conditions on critical state for Erksak 330/0.7 sand (adapted from Been et al., 1991)

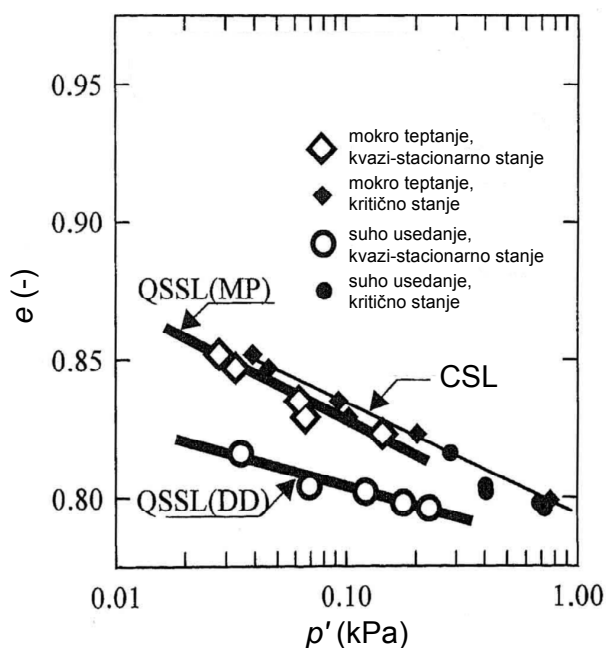
konstitutivnim modeliranjem, ki pokažejo, da enotne črte CSL ni mogoče doseči, če pri mokrem teptanju uporabljamo teptalo (angl. tamper), ki ima enak premer, kot je premer vzorca (Papadimitriou s sod., 2005).

Za triosno ravnino $q - p'$ je splošno sprejeto, da razlike v začetnih notranjih strukturah ne vplivajo na naklon črte kritičnega stanja M (sliki 2.51 in 2.45; npr. Dafalias s sod., 2004; Murthy s sod., 2007).



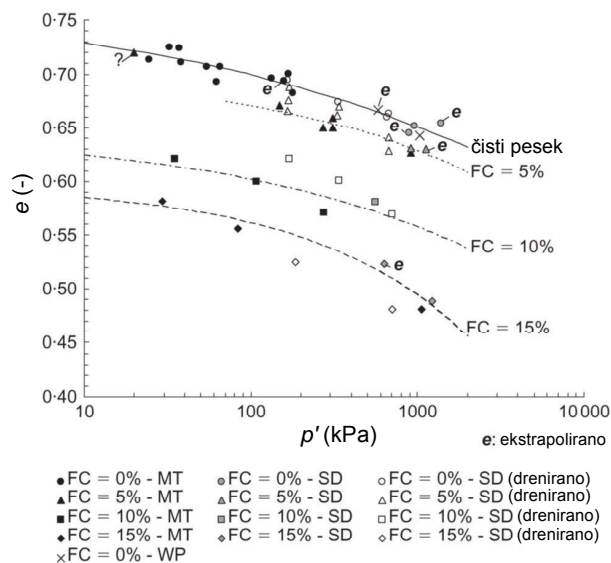
Slika 2.48: Vpliv načina priprave vzorcev na kritična stanja za pesek Toyoura. Podatki metode suhega usedanja od Yoshimine (2005) in metode mokrega teptanja od Verdugo in Ishihara (1996). (prirejeno po Loukidis in Salgado, 2008)

Figure 2.48: Effect of sample preparation on critical state for Toyoura sand. Data for dry-deposition from Yoshimine (2005) and for moist-placement from Verdugo and Ishihara (1996). (adapted from Loukidis and Salgado, 2008)



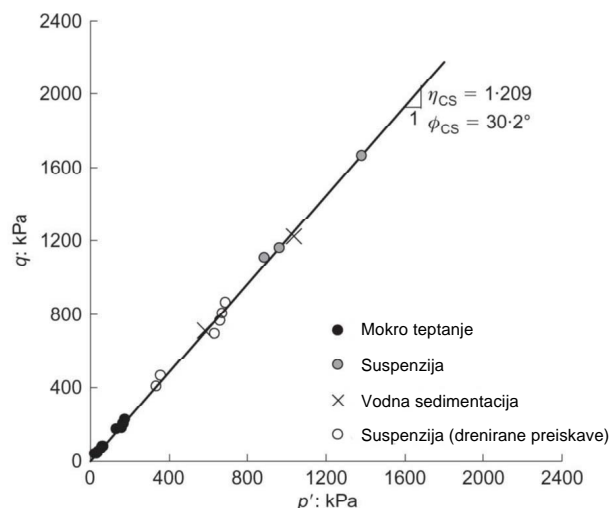
Slika 2.49: Vpliv načina priprave vzorcev na črto CSL in črto kvazi stacionarnega stanja (QSSL) za pesek Nevada v zelo rahlem stanju. Vidimo lahko, da ima razlika v strukturi močan vpliv na kvazi stacionarno stanje, medtem ko vpliv izgine v kritičnem stanju. (prirejeno po Zlatović in Ishihara, 1997)

Figure 2.49: Effect of sample preparation on critical (CSL) and quasi steady state (QSSL) lines for Nevada sand in a very loose state. It can be observed that the fabric difference is strong for quasi steady state, while in critical state it diminishes. (adapted from Zlatović and Ishihara, 1997)



Slika 2.50: Vpliv načina priprave vzorcev (MT-mokro teptanje, SD-suspenzija, WP-vodna sedimentacija) in vsebnosti finih zrn na črto CSL v ravnini $e - \ln p'$ za pesek Ottawa z neplastičnim meljem Ottawa. (prirejeno po Murthy s sod., 2007)

Figure 2.50: Effect of the sample preparation method (MT-moist tamping, SD-slurry deposition, WP-water pluviation) and fines content on the CSL in $e - \ln p'$ plane for Ottawa sand with Ottawa non-plastic silt. (adapted from Murthy et al., 2007)

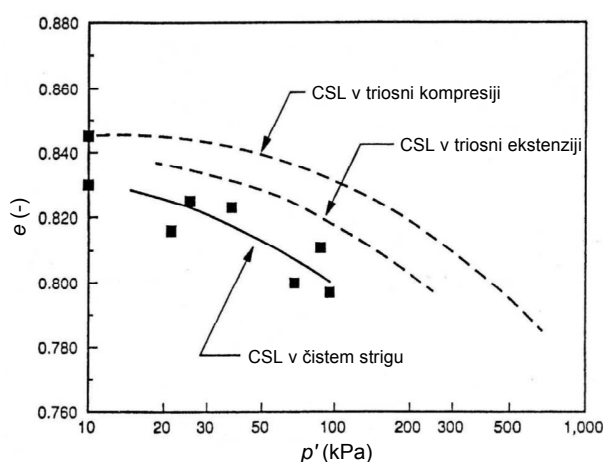


Slika 2.51: Vpliv načina priprave vzorcev na količnik napetosti v kritičnem stanju M v ravnini $q - p'$ za čist pesek Ottawa. (prirejeno po Murthy s sod., 2007)

Figure 2.51: Effect of the depositional method on the critical state stress ratio M in $q - p'$ plane for clean Ottawa sand. (adapted from Murthy et al., 2007)

2.3.6 Vpliv načina obremenjevanja

V literaturi lahko najdemo mnogo zapisov o tem, da obremenjevanje v triosni kompresiji ne da enake črte kritičnega stanja kot v triosni ekstenziji (angl. triaxial extension) (Hanzawa, 1980; Miura in Toki, 1982; Vaid s sod., 1990; Negussey in Islam, 1994; Riemer in Seed, 1997; Yoshimine, 2005; Loukidis in Salgado, 2008). Sliki 2.52 in 2.53 prikazujeta razlike med kritičnimi stanji v triosni kompresiji, ekstenziji in čistem strigu. Kot nasprotje temu, pa Been in sod. (1991) za svoj material poročajo o enotni črti CSL (sliki 2.54 in 2.55), ne glede na to, ali gre za triosno kompresijo ali ekstenzijo. Zanimiva je tudi primerjava slik 2.53 in 2.54, saj gre pri obeh za isti material, lege kritičnih stanj pa so različne.

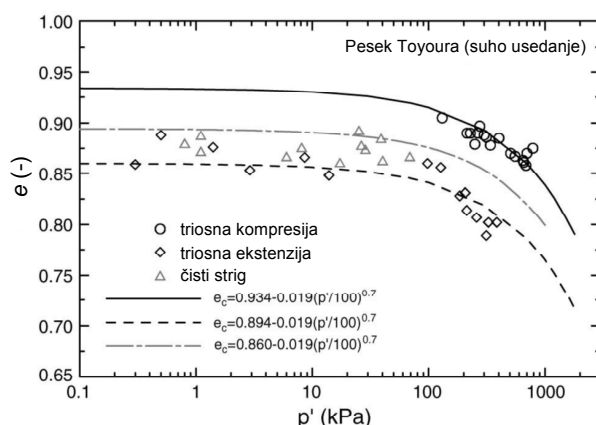


Slika 2.52: Črta CSL iz preiskav triosne kompresije, ekstenzije in čistega striga na pesku Monterey #0 (prirejeno po Riemer in Seed, 1997)

Figure 2.52: Critical state line from triaxial compression, extension and simple shear tests on Monterey #0 sand (adapted from Riemer and Seed, 1997)

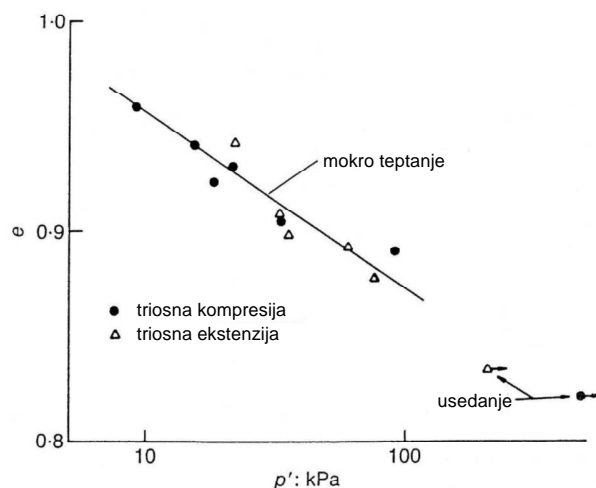
Iz različnih črt CSL glede na način obremenjevanja težko potegnemo zaključek, da je razlog zanje le v napetostni anizotropiji (angl. stress induced anisotropy). Verjetno gre za interakcijo med vrojeno anizotropijo zrn (angl. inherent anisotropy) in napetostno anizotropijo (Dafalias s sod., 2004). Na tem mestu velja omeniti, da gre med triosno kompresijo in ekstenzijo tudi za razlike v deformacijskih poteh. Glede na izotropno kompresijo ostaja namreč smer osnih deformacij pri strigu v kompresiji nespremenjena, medtem ko se v ekstenziji spremeni. Dafalias s sod. (2004) in Loukidis in Salgado (2008) uspešno vključijo omenjeno interakcijo anizotropij v konstitutivni model s pomočjo dodatnega parametra stanja materiala A in sicer: h klasičnemu parametru stanja, ki zajema kombinacijo količnika por in napetosti p' , dodajo tudi parameter A . Tu je potrebno omeniti, da bi bilo smiselno dodati še en parameter stanja, ki bi vključeval zgodovino obremenjevanja.

Zanima nas tudi, kako je s strižnim kotom glede na različne načine obremenjevanja. Vaid in Sivathayalan (2000) podajata malce presenetljive rezultate za pesek Fraser River. Ne glede na smer glavne napetosti α glede na os vzorca in napetostno razmerje $b = \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3}$, dobila enak



Slika 2.53: Kritična stanja iz nedreniranih preiskav triosne kompresije, ekstenzije in čistega striga za pesek Toyoura. Podatki so od Yoshimine (2005). (prirejeno po Loukidis in Salgado, 2008)

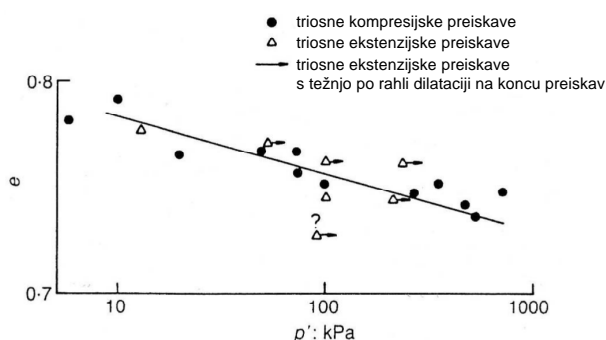
Figure 2.53: Critical state data from undrained triaxial compression, extension tests and simple shear tests for Toyoura sand. Data from Yoshimine (2005) (adapted from Loukidis and Salgado, 2008)



Slika 2.54: Kritična stanja peska Toyoura za triosno kompresijo in ekstenzijo (prirejeno po Been s sod., 1991)

Figure 2.54: Critical state data from triaxial compression and extension tests for Toyoura sand (adapted from Been et al., 1991)

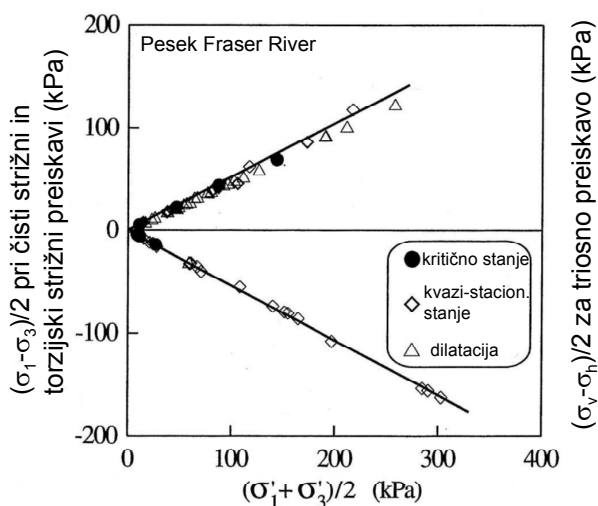
strižni kot kritičnega stanja (ϕ'_{cs}) (slika 2.56), vendar poudarjata, da to velja le za primere, ko pride do mehčanja materiala (angl. strain softening). Torej le takrat, kadar je kontrakcijsko obnašanje ali pa obnašanje s kvazi-stacionarnim stanjem. V nasprotju s tem, je močno eksperimentalno potrjeno, da strižni kot ϕ'_{cs} ni parameter (konstanta) materiala, temveč je odvisen od napetostne invariante θ , oziroma napetostnega razmerja b (slika 2.57) (zveza med θ in b je $\theta = \tan^{-1} \left[\frac{1}{\sqrt{3}}(2b - 1) \right]$). Glede na to so bili definirani znani porušni kriteriji, kot so na primer: Lade in Duncan (1975), Matsuoka and Nakai (1974), Argyris s sod. (1974) in Sheng s



Slika 2.55: Kritična stanja peska Erksak 330/0.7 za triosno kompresijo in ekstenzijo (prirejeno po Been s sod., 1991)

Figure 2.55: Critical state data from triaxial compression and extension tests for Erksak 330/0.7 sand (adapted from Been et al., 1991)

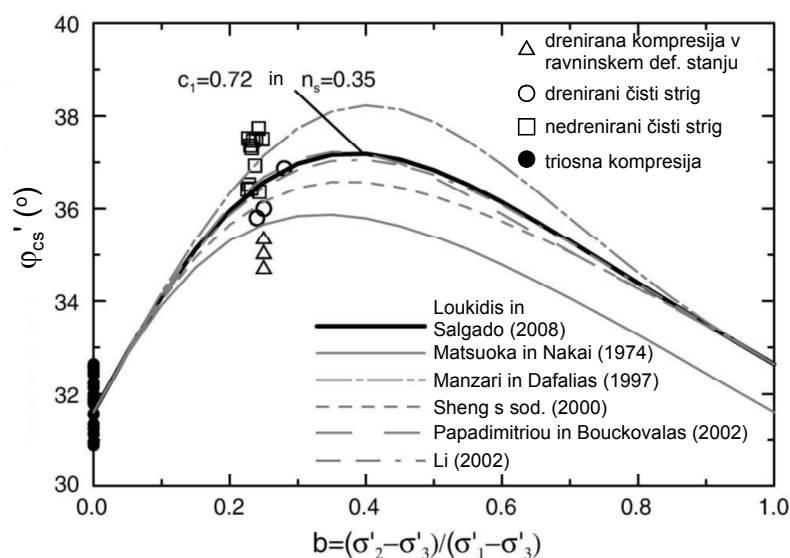
sod. (2000).



Slika 2.56: Efektivna napetostna stanja v napetostni ravnini v kritičnem stanju, kvazi-stacionarnem stanju in stanju fazne transformacije pri triosni kompresiji, ekstenziji, čistemu strigu in torzijskemu strigu. Vidimo lahko, da je strižni kot, mobiliziran v teh stanjih, materialni parameter. (prirejeno po Vaid in Sivathayalan, 2000)

Figure 2.56: Effective stress states at critical state, quasi-steady state and phase transformation state in triaxial compression, extension, simple shear and torsional shear tests in stress plane. It shows that the friction angle mobilized at these states is a material property. (adapted from Vaid and Sivathayalan, 2000)

Been in sod. (1991) poročajo o odvisnosti ϕ'_{CS} tudi od količnika por. Prikazujejo padajoč trend z naraščanjem količnika por. V zelo rahlem stanju strižni kot drastično pade.



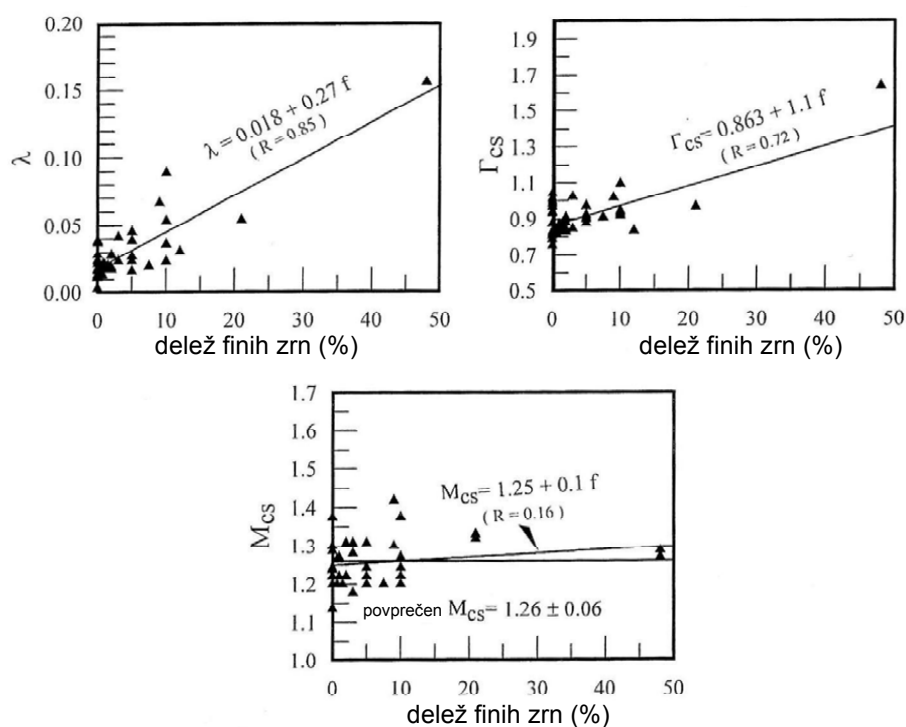
Slika 2.57: Odvisnost strižnega kota v kritičnem stanju od napetostnega razmerja glavnih napetosti za drenirano ravninsko deformacijsko kompresijo, drenirani čisti strig, nedrenirani čisti strig in triosno kompresijo. Prikazane so tudi primerjave med meritvami in modelnimi predlogi (prirejeno po Loukidis in Salgado, 2008)

Figure 2.57: Dependence of critical-state friction angle on principal stress ratio for drained plane strain compression, drained simple shear, undrained simple shear and triaxial compression tests. The calculated various modelling propositions are also shown. (adapted from Loukidis and Salgado, 2008)

2.3.7 Vpliv deleža finih zrn

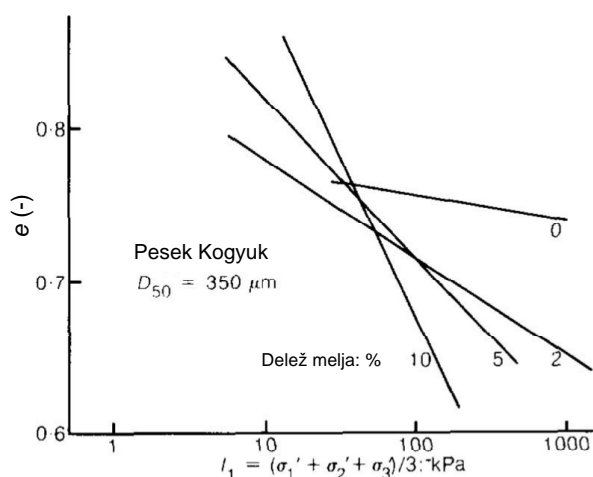
Dodajanje finih zrn k čistemu pesku spremeni lego črte CSL v ravnini $e - \ln p'$. Nekateri avtorji poročajo o spremembi naklona črte, medtem ko drugi opažajo vertikalno zamikanje črt.

S povečevanjem deleža finih zrn (angl. fines content, FC) se lahko naklon črte CSL λ povečuje (Been in Jefferies, 1985; Sladen s sod., 1985; Hird in Hassona, 1986; Bouckovalas s sod., 2003). Statistično analizo velike količine podatkov triosnih preiskav na različnih peskih in mešanica s finimi zrn podajajo Bouckovalas in sod. (2003). Slika 2.58 prikazuje zveze za naklon λ in presečišče Γ_{cs} črte CSL v ravnini $e - \ln p'$ ter tudi naklon M_{cs} v ravnini $q - p'$ v odvisnosti od deleža finih zrn. Vsi trije parametri naraščajo z večanjem FC , potrebno pa je poudariti, da je raztros rezultatov velik. Iz omenjene analize izhaja tudi zveza, da vse črte CSL glede na deleže finih zrn potekajo skozi isto točko v ravnini $e - \ln p'$ (t.j. se vrtijo okoli nje), njihov naklon pa je odvisen od deleža finih zrn. To je v skladu z eksperimentalnimi rezultati Been in Jefferies (1985) za pesek Kogyuk (slika 2.59), medtem ko Coop in Atkinson (1993) poročata o zmanjšanju naklona črte CSL z dodatkom finih zrn. Čistemu pesku Dogs Bay sta dodala fina zrna iz sadre ali pa kalcijevega karbonata (slika 2.60). V obeh primerih se črta CSL zasuka v nasprotni smeri kot v prejšnjih primerih (λ se zmanjša). Enako ugotavljata glede naklona črte NCL.



Slika 2.58: Statistična evaluacija vpliva vsebnosti finih zrn na parametre črte CSL: λ , Γ_{cs} in M_{cs} . (prirejeno po Bouckovalas s sod., 2003)

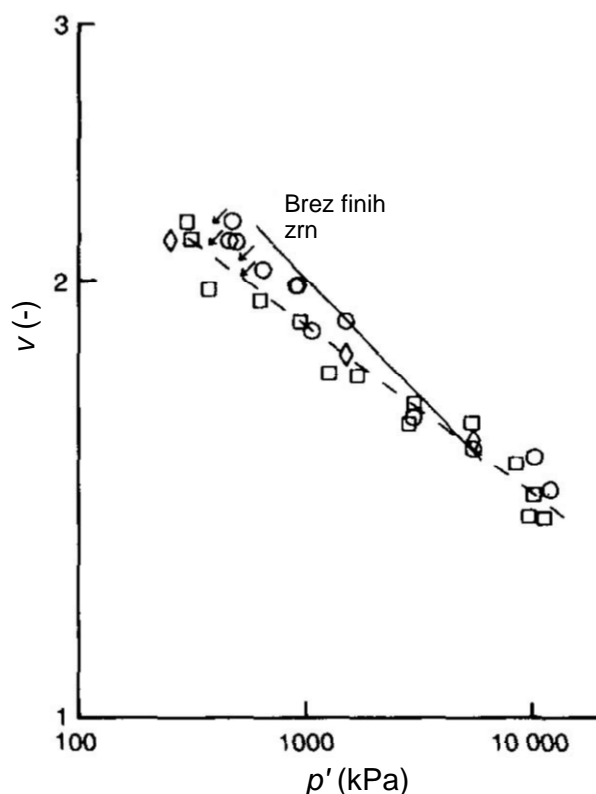
Figure 2.58: Statistical evaluation of the effect of fines content on CSL parameters λ , Γ_{cs} and M_{cs} . (adapted from Bouckovalas et al., 2003)



Slika 2.59: Črte CSL za pesek Kogyuk 350 z različnimi vsebnostmi melja (prirejeno po Been in Jefferies, 1985)

Figure 2.59: Critical state lines for Kogyuk 350 sand with different silt contents (adapted from Been and Jefferies, 1985)

Drugačne spremembe črt CSL v ravnini $e - \ln p'$ v odvisnosti od FC opisujejo na primer Thevanayagam s sod. (2002), Zlatović in Ishihara (1995), Yang S. (2004), Ni s sod. (2004),

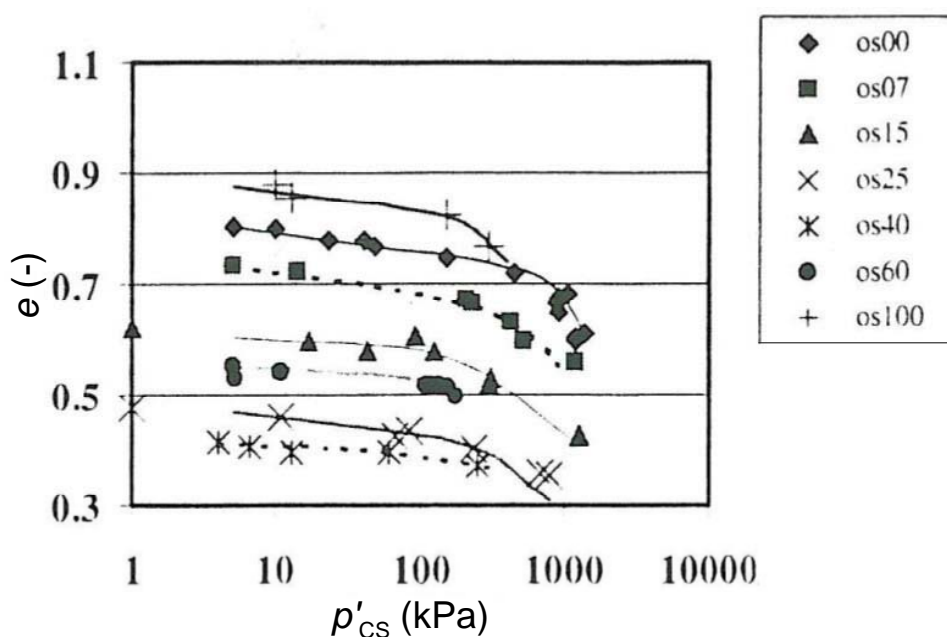


Slika 2.60: Črte CSL za pesek Dogs Bay in pesek Dogs Bay z dodani finimi zrn iz sadre ali karbonata (prirejeno po Coop in Atkinson, 1993)

Figure 2.60: Critical state lines for clean Dogs Bay sand as well as for Dogs Bay sand with added gypsum or carbonate fines (adapted from Coop and Atkinson, 1993)

Fourie in Papageorgiou (2001), Murthy s sod. (2007) in Carrera (2008). Pri njih se črte CSL v ravnini $e - \ln p'$ s spremembo FC več ali manj vzporedno premikajo gor ali dol. Večanje FC pomika črte CSL navzdol do določene vrednosti FC (okoli $FC = 40\%$), naprej pa sledi pomikanje navzgor. Thevanayagam s sod. (2002) imenujejo delež finih zrn, kjer se spremeni smer premikanja črte CSL, kot 'prehodni delež finih zrn' (angl. transitional fines content). Slika 2.61 prikazuje nižanje lege črte CSL do določenega FC in ponovno poviševanje od tam dalje za pesek Foundry z neplastičnimi zmletimi finimi zrn kremena. Podobno velja za pesek Toyoura z neplastičnimi finimi zrn iz zmletega istega materiala (slika 2.62) in pesek Hokksund z neplastičnim meljem Chengbei (sliki 2.63 in 2.64).

Zanima nas tudi, kako je s črto CSL v napetostni ravnini. Strižni kot kritičnega stanja ϕ'_{cs} je lahko odvisen od deleža finih zrn. Lupini in sod. (1981) poročajo o zmanjšanju ϕ'_{cs} z dodajanjem bentonita k pesku Ham river (slika 2.65). Podoben rezultat dobi Yin (1999) za Hong Kong obalne nanose z različnimi deleži gline. Lupini in sod. glede na mešanice ločijo tri oblike striženja v rezidualnem stanju: turbulentno striženje (angl. turbulent shear ali rolling shear), striženje z zdrsi (angl. sliding shear) in prehodno obliko striženja (angl. transitional shear). Vsaka oblika je odvisna od prevladujoče oblike zrn v mešanici in ima pripadajoče velikosti

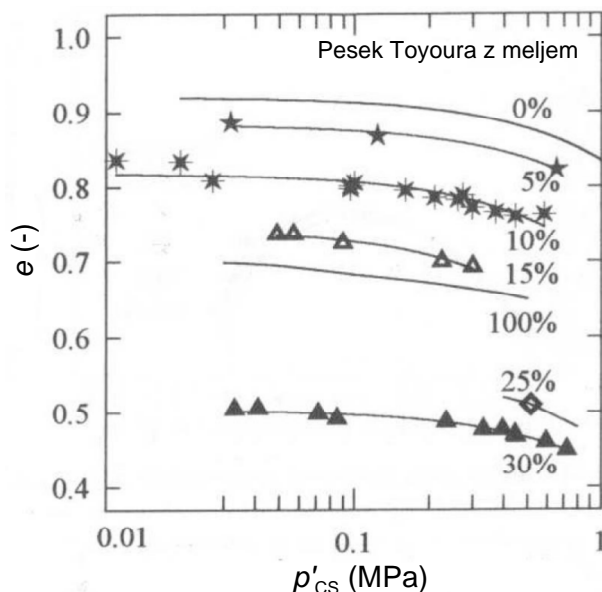


Slika 2.61: Črte CSL za pesek Foundry mešan z različnimi deleži neplastičnega finega zdrobljenega kremenja. Vsebnosti finih zrn so označene poleg simbolov. (prirejeno po Thevanayagam s sod., 2002)

Figure 2.61: Critical state lines for Foundry sand mixed with different amounts of nonplastic crushed silica fines. The fines content is denoted beside every symbol. (adapted from Thevanayagam et al., 2002)

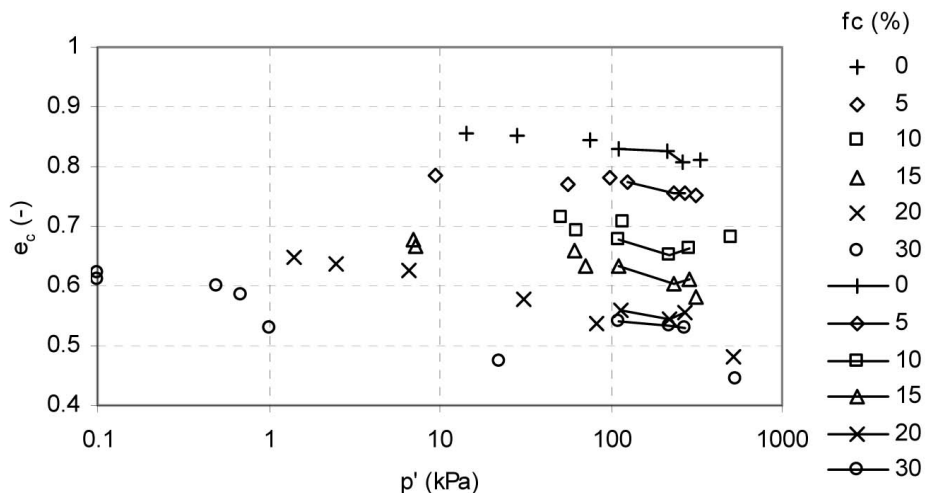
strižnih kotov. Zanimive so tudi ugotovitve Kenney (1967 in 1977) glede strižnega kota, ki naj ne bi bil odvisen od granulometrijske sestave, temveč od deleža ploščatih zrn (ang. platy particles), ki pa je povezan z mineralogijo materiala. Murthy in sod. (2007) poročajo, da dodatki 5%, 10% in 15% neplastičnih finih zrn k čistemu pesku Ottawa povzročijo povečanje ϕ'_{cs} za 1%, 5% in 14% (iz 30.2° na 34.4° pri $FC = 15\%$). Povečevanje ϕ'_{cs} interpretirajo z večjim zaklinjanjem med zrni (angl. wedging effect), ki je posledica dodatka finih zrn. Pri tem še dodajajo, da naj bi to veljalo le za relativno majhne deleže finih zrn. Efekt naj bi bil močnejši, čim bolj so fina zrna ogleta in groba zaobljena. Ni in sod. (2004) za pesek Old Alluvium iz Singapura pokažejo, da se z dodatkom 9% finih zrn (zdrobljeni kremen), ϕ'_{cs} v povprečju poveča za 2.5%. Pesek Nerlerk z 12% finih zrn ima ϕ'_{cs} za 4% večji od ϕ'_{cs} čistega peska (Sladen s sod., 1985). Yang, S. (2004) pa podaja podatke za večji razpon deleža finih zrn ($FC = 0 - 94\%$). Zanimivo je, da strižni kot z večanjem deleža finih zrn najprej narašča (do $FC \simeq 10\%$), nato pa se trend obrne v padajočega (slika 2.66).

V nasprotju s tem Coop in Atkinson (1993) ugotavljata, da ϕ'_{cs} ni zelo občutljiv na dodatek finih zrn kalcijevega karbonata ali sadre k pesku Dogs Bay ($FC \simeq 24\%$) (slika 2.67). Mineralogija obeh dodanih materialov je zelo različna, zato avtorja zaključujeta, da poleg deleža finih zrn, mineralogija bistveno ne vpliva na ϕ'_{cs} . Podobno velja za kanadske meljaste peske (z deleži finih zrn 0 – 10%), katerih podatki so zbrani v Bouckovalas s sod. (2003). Za te materiale se



Slika 2.62: Črte CSL za pesek Toyoura z različnimi vsebnostmi finih zrn iz zmletga peska Toyoura (prirejeno po Zlatović in Ishihara, 1995)

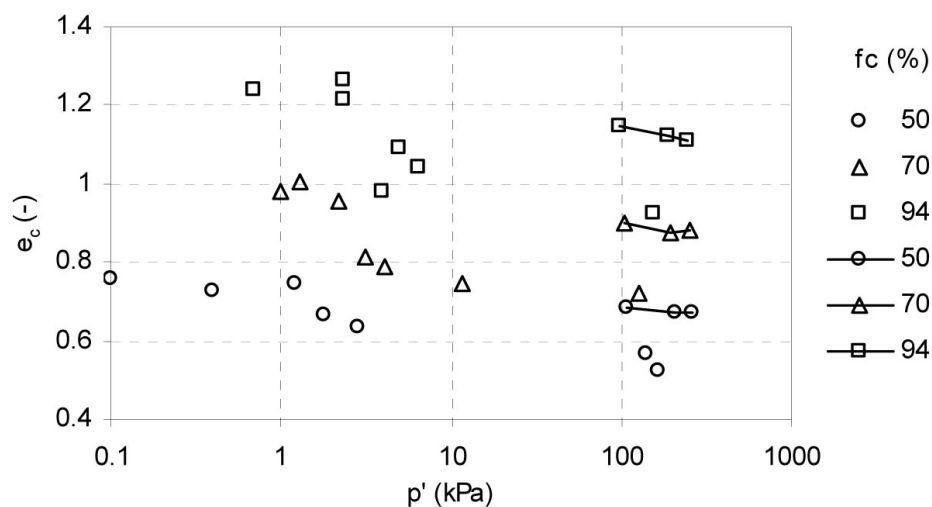
Figure 2.62: Critical state lines for Toyoura sand with different ground Toyoura silt contents (adapted from Zlatović and Ishihara, 1995)



Slika 2.63: Točke kritičnega stanja za pesek Hokksund z različnimi deleži neplastičnega melja Chengbei (FC = 0 – 30%). (Yang, S., 2004)

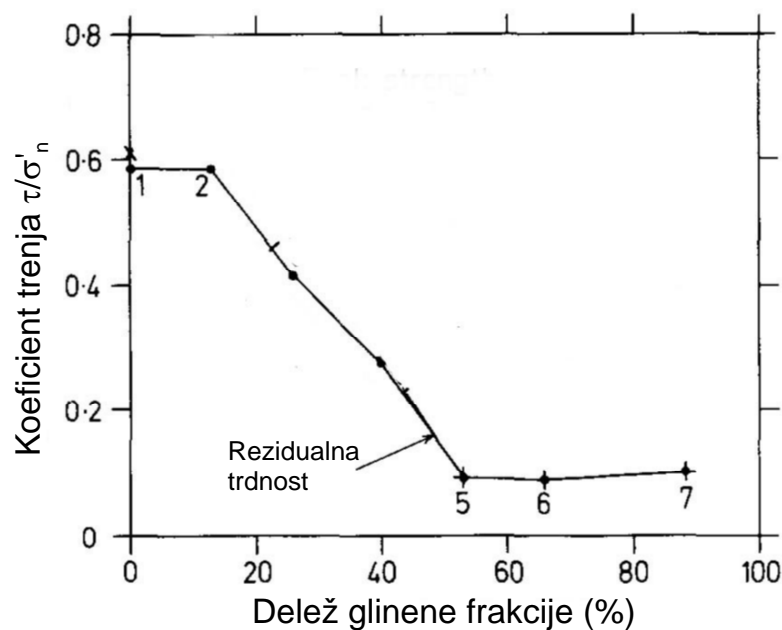
Figure 2.63: Critical state points for Hokksund sand with various amounts of Chengbei non-plastic silt (FC = 0 – 30%). (Yang, S., 2004)

ϕ'_{cs} v odvisnosti od deleža finih zrn zelo malo povečuje.



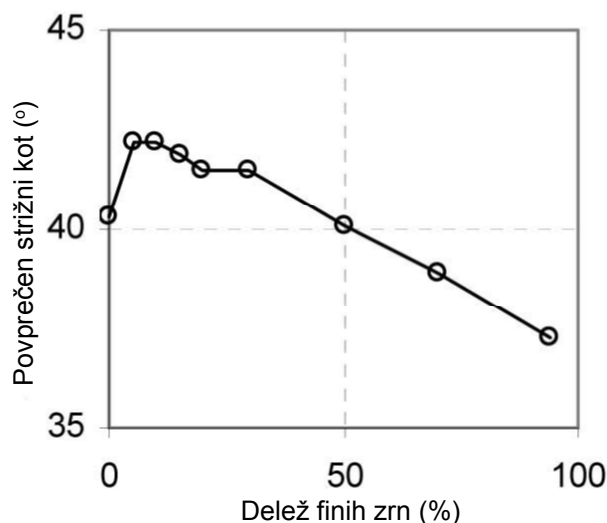
Slika 2.64: Točke kritičnega stanja za pesek Hokksund z različnimi deleži neplastičnega melja Chengbei ($FC = 50 - 94\%$). (Yang, S., 2004)

Figure 2.64: Critical state points for Hokksund sand with various amounts of Chengbei non-plastic silt ($FC = 50 - 94\%$). (Yang, S., 2004)



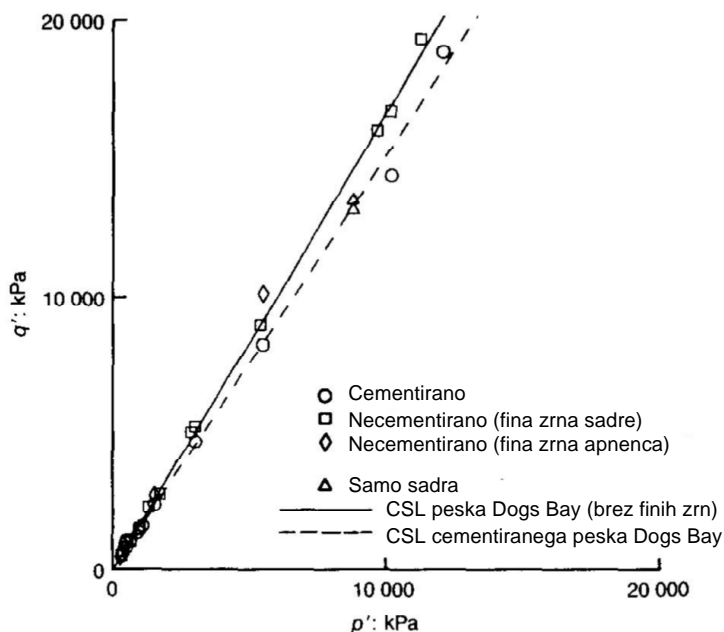
Slika 2.65: Rezidualni koeficienti trenja v odvisnosti od glinene frakcije pri krožnem strižnem aparatu na mešanica peska Ham river z bentonitom (prirejeno po Lupini s sod., 1981)

Figure 2.65: Residual friction coefficients versus clay fraction derived using ring shear apparatus on mixtures of Ham river sand and bentonite (adapted from Lupini et al., 1981)



Slika 2.66: Povprečni strižni kot v kritičnem stanju iz dreniranih triosnih kompresijskih preiskav na pesku Hokksund z različnimi deleži neplastičnega melja Chengbei ($FC = 0 - 94\%$). Podobne trende lahko najdemo tudi pri nedreniranih triosnih kompresijskih preiskavah. (prirejeno po Yang, S., 2004)

Figure 2.66: Average critical friction angle from drained triaxial compression tests on Hokksund sand with various amounts of Chengbei non-plastic silt ($FC = 0 - 94\%$). Similar trend can be observed also for undrained triaxial compression tests. (adapted from Yang, S., 2004)

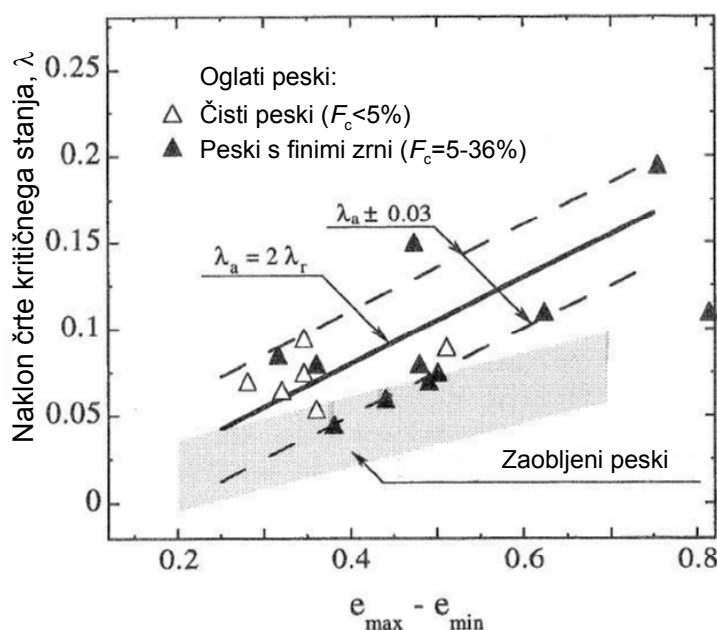


Slika 2.67: Neodvisnost strižnega kota glede na dodajanje necementiranih finih zrn čistemu pesku Dogs Bay ($FC = 24\%$). (prirejeno po Coop in Atkinson, 1993)

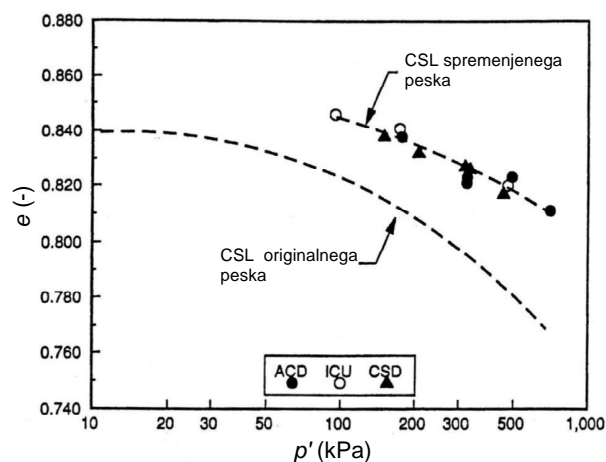
Figure 2.67: Independence of friction angle on addition of uncemented fines to clean Dogs Bay sand ($FC = 24\%$). (adapted from Coop and Atkinson, 1993)

2.3.8 Ostali vplivi

V literaturi lahko najdemo tudi ostale vplive na lego in obliko črte CSL. Cubrinovski in Ishihara (2000) na primer poročata o vplivu razlike $e_{\max} - e_{\min}$ in oblike zrn na naklon črte kritičnega stanja v ravnini $e - \ln p'$ (slika 2.68). Občutljivost črte CSL na izpostavljenost peska Monterey #0 visoki temperaturi (225° C) prikažeta Riemer in Seed (1997). Avtorja ne opažata sprememb v zrnavostni sestavi materiala po izpostavljenosti visoki temperaturi in prav tako ne sprememb glede parametrov e_{\max} in e_{\min} . Razlike v legi črte CSL v ravnini $e - \ln p'$ pa so očitne (slika 2.69). Nanje ne vpliva različna kompresija materiala in drenažni pogoji pri striženju. Spreminjanje strižnega kota glede na začetno efektivno napetost za pesek Nevada s 40% melja ATC prikazujeta Yamamuro in Covert (2001). Preiskave, kjer ne pride do popolne statične likvifikacije, imajo relativno konstantne strižne kote. Pri preiskavah, kjer pa pride do popolne statične likvifikacije, pa so strižni koti veliko manjši (slika 2.70).

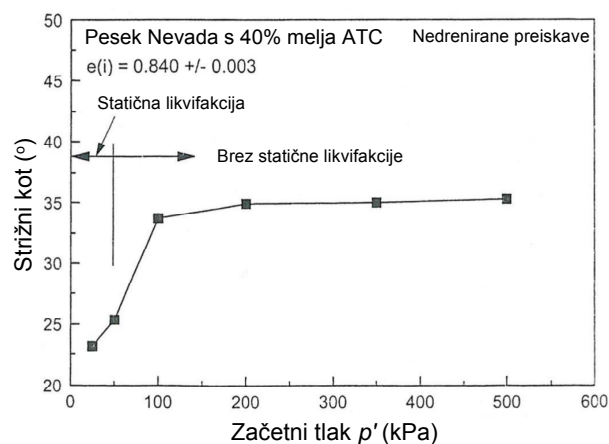


Slika 2.68: Naklon λ črte CSL kot funkcija razpona količnika por in zaobljenosti zrn (prirejeno po Cubrinovski in Ishihara, 2000)
 Figure 2.68: Slope λ of critical state lines as a function of void ratio range and angularity of particles. (adapted from Cubrinovski and Ishihara, 2000)



Slika 2.69: Vpliv visoke temperature na črto CSL. ICU, izotropno konsolidirana nedrenirana strižna preiskava; ACD, neizotropno konsolidirana drenirana strižna preiskava (prirejeno po Riemer in Seed, 1997)

Figure 2.69: Effect of high temperature on the critical state line. ICU, isotropically consolidated undrained shearing test; ACD, anisotropically consolidated drained shearing test. (adapted from Riemer and Seed, 1997)



Slika 2.70: Strižni kot efektivnih napetosti v odvisnosti od začetnega efektivnega radialnega tlaka pri istem količniku por. Vzorci so izotropno konsolidirani do različnih efektivnih radialnih tlakov. (prirejeno po Yamamuro in Covert, 2001)

Figure 2.70: Effective stress friction angle versus initial effective confining pressure tested at the same initial void ratio, but isotropically consolidated to different confining pressures. (adapted from Yamamuro and Covert, 2001)

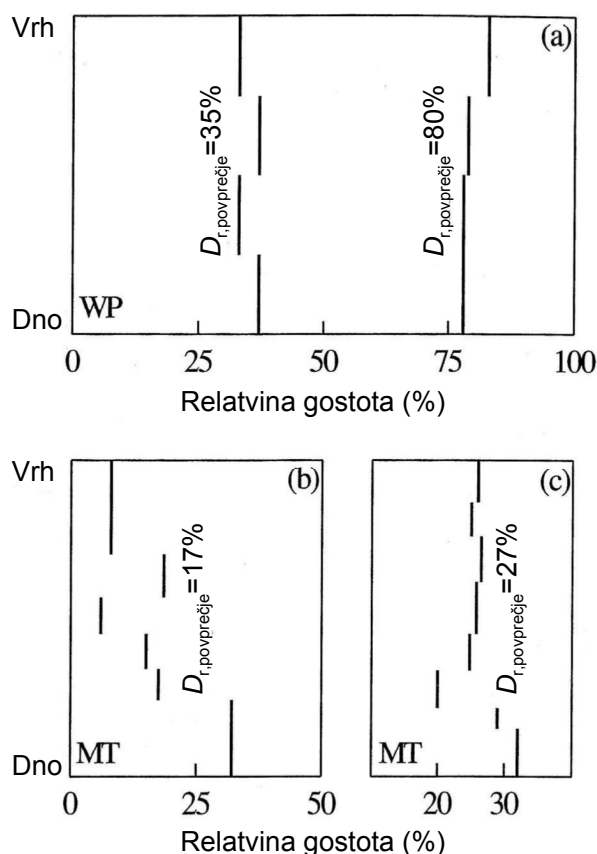
2.4 Mehansko obnašanje peskov in meljastih peskov

2.4.1 Vpliv načina priprave vzorcev

Pri mokrem teptanju (angl. moist tamping) se ustvari nestabilna struktura, ki je podobna satovju (angl. honeycomb; Casagrande, 1975). Med preplavljanjem vzorca in zasičenjem se začetna struktura delno poruši, kar povzroči zmanjšanje količnika por e (Sladen in Handford, 1987; Garga in Zhang, 1997; Fourie in Papageorgiou, 2001). To velja predvsem za rahle vzorce. Ohranjeni del sataste strukture pa povzroča večjo občutljivost materiala na nestabilnost (likvifakcijo) med kasnejšim nedreniranim obremenjevanjem. Pojav zgoščanja rahlih vzorcev med zasičenjem pa ne zadeva zgolj metode mokrega teptanja materiala. Prisotno je lahko na primer tudi pri vodno sedimentacijski metodi (Wood s sod., 2008; Zlatović in Ishihara, 1995). Kar zadeva tehnike priprave vzorcev, je vprašljiva tudi dosežena gostotna homogenost vzorcev (Castro, 1969; Emery s sod., 1973; Mulilis s sod., 1977; Jang in Frost, 1998; Vaid in Sivathayalan, 2000). Slika 2.71 prikazuje vzdolžni prerez triosnih vzorcev, pripravljenih z različnimi tehnikami. Opazimo lahko precejšnjo nehomogenost količnika por pri vzorcih pripravljenih z mokrim teptanjem (MT), medtem ko so vzorci pripravljeni z vodno sedimentacijo (WP) veliko bolj homogeni. V nasprotju s temi rezultati, na primer Chen in van Zyl (1988) poročata o veliki stopnji homogenosti materiala, pripravljenega z metodo MT. Zanimiva je tudi naslednja ugotovitev, da je pri zelo rahlih vzorcih orientacija zrn, dobljena z metodo MT, bolj naključna, kot je pri sedimentaciji z vodo. Posledično se vzorci, pripravljeni s sedimentacijsko metodo, deformirajo neizotropno tudi med izotropno kompresijo (Vaid s sod., 1990; Negusse in Islam, 1994). Yang Z.X. (2005) glede na rezultate 2D mikroskopskih analiz orientacij zrn ugotavlja, da je pri MT metodi bolj naključna razporeditev zrn v vertikalnem prerezu vzorca, kot je pri metodi suhega usedanja (angl. dry deposition). Pri MT natezne sile vode držijo zrna v naključni legi, medtem ko se pri vzorcih pripravljenih z usedanjem, zrna usedajo bolj horizontalno zaradi padanja in s tem je material bolj neizotropen. Glede na mehansko obnašanje materiala v triosni kompresiji in ekstenziji, pa Yang Z.X. ugotavlja, da je odziv materiala pri MT metodi bolj izotropen kot pri metodi suhega usedanja.

Glede različnih metod priprave vzorcev nas zanima, pri kateri je obnašanje materiala najbližje obnašanju materiala na terenu. V ta namen Vaid in Sivathayalan (2000) primerjata nedrenirane čiste strižne preiskave intaktnih vzorcev, ki so bili odvzeti s terena z zamrzovanjem in vzorce, pripravljene z metodo WP. Vsi vzorci so pripeljani do istih količnikov por po konsolidaciji (slika 2.72). Avtorja sta mnenja, da dobimo pri metodi WP strukture vzorcev, ki so najbližje strukturam z vodo odlaganih peskov v naravi. K temu še dodajata, da se tako z uporabo metode WP lahko izognemo uporabi izredno drage tehnike zamrzovanja intaktnih vzorcev in dobimo zelo reprezentativno obnašanje materiala glede na obnašanje na terenu.

Na tem mestu je potrebno omeniti tudi to, da vse metode priprave vzorcev niso primerne za uporabo pri meljastih peskih. Razlog za to je v pojavu segregacije med večjimi in manjšimi zrn. Med poznanimi metodami je za segregacijo problematična predvsem vodna sedimentacija, pri

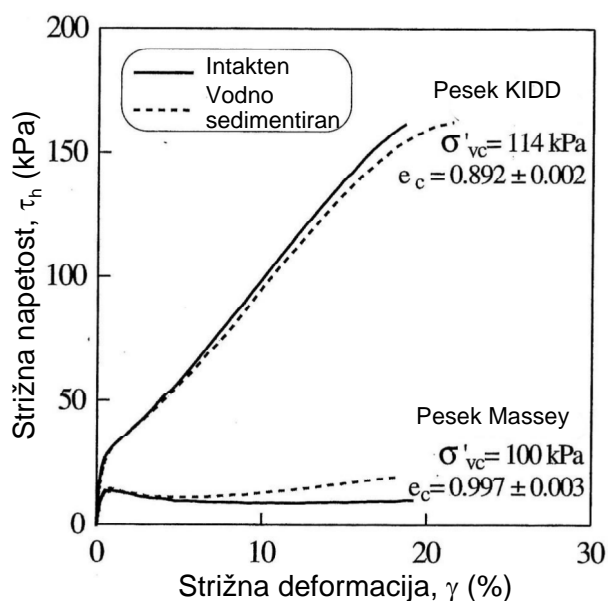


Slika 2.71: Homogenost rekonstituiranih vzorcev: (a) pesek Ottawa - vodna sedimentacija (po Vaid in Negussey, 1988), (b) pesek Fraser River - mokro teptanje in (c) mokro teptani pesek (po Castro, 1969). D_r , relativna gostota (prirejeno po Vaid in Sivathayalan, 2000)

Figure 2.71: Uniformity of reconstituted specimens: (a) water-pluviated Ottawa sand (after Vaid and Negussey, 1988), (b) moist-tamped Fraser River sand and (c) moist-tamped sand (after Castro, 1969). D_r , relative density. (adapted from Vaid and Sivathayalan, 2000)

kateri Wood in sod. (2008) opažajo naslednje razlike med vsebnostjo finih zrn v vzorcu: vrhnja plast ima 21.8%, srednja 17.8% in spodnja 16.3%. Poleg tega pa pri drugih uporabljenih metodah opažajo slojevita področja z večjo vsebnostjo finih zrn (angl. layering). Pri čistemu pesku težav s segregacijo ne zasledijo. Pogosto vodi do izbire načina priprave materiala tudi želja po možnosti kontrole gostote materiala. Med omenjenimi metodami imamo največji gostotni razpon in kontrolo z uporabo metode mokrega teptanja (Ishihara, 1993).

Objavljenih je bilo veliko študij, ki kažejo, da je obnašanje peskov in meljastih peskov močno odvisno od načina priprave vzorcev (Arthur in Menzies, 1972; Oda, 1972a; Oda, 1972b; Ladd, 1974; Mulilis s sod., 1977; Tatsuoka s sod., 1979; Been in Jefferies, 1985; Tatsuoka s sod., 1986; Miura in Toki, 1982; Ishihara, 1993; Zlatović in Ishihara, 1997; Jang and Frost, 1998; Vaid in Sivathayalan, 2000; Hoeg s sod., 2000; Wood s sod., 2008). Razlike pri obnašanju se pojavljajo predvsem pri rahlih vzorcih (Wood s sod., 2008). Slika 2.73 prikazuje primerjavo med obnašanjem materiala v nedreniranem triosnem strigu, pripravljenega z vodno sedimentacijo in



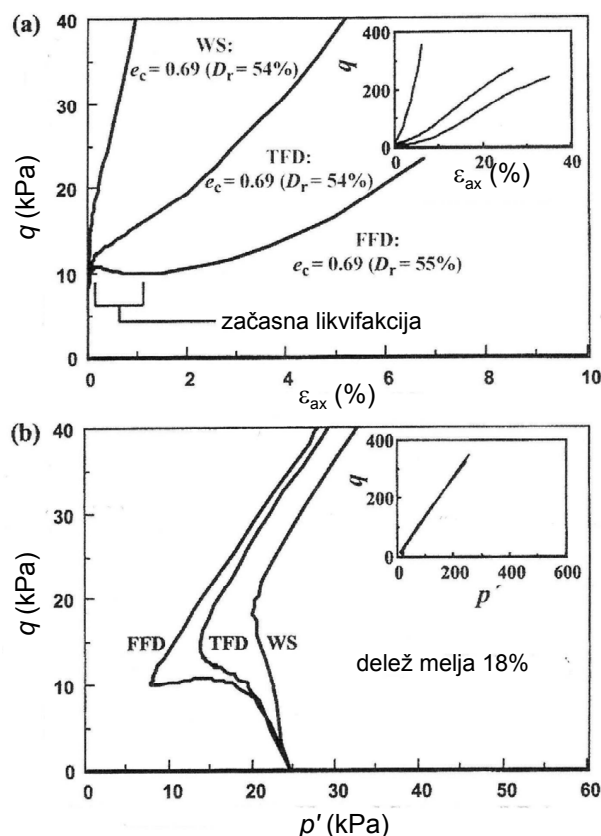
Slika 2.72: Primerjava odziva nedreniranega čistega striga intaktnega in-situ zamrznjenega vzorca in ekvivalentnega vodno sedimentiranega vzorca v identičnih stanjih (prirejeno po Vaid in Sivathayalan, 2000)

Figure 2.72: Comparison of undrained simple shear response of undisturbed in situ frozen and equivalent water-pluviated sand at essentially identical states (adapted from Vaid and Sivathayalan, 2000)

dvema suhima načinoma stresanja skozi lijak. Vsi vzorci imajo enak količnik por po konsolidaciji (e_c). Vidimo lahko, da je odziv vzorca pripravljenega z vodno sedimentacijo popolnoma stabilen, medtem ko se vzorec pripravljen skozi lijak (FFD) obnaša veliko bolj kontrakcijsko in doživi tudi začasno nestabilnost. Vaid in Sivathayalan (2000) prikazujeta primerjavo med vodno sedimentacijo, suhim usedanjem in mokrim teptanjem (sliki 2.74 in 2.75). Kot lahko vidimo, mokro teptanje ustvari strukturo, ki je najbolj občutljiva na likvifikacijo, kar je v skladu s trditvami na začetku poglavja. Vodna sedimentacija na obeh slikah ustvari stabilno strukturo. Do podobnih ugotovitev, da povzroči mokro teptanje obnašanje, ki je najbolj občutljivo na likvifikacijo, pridejo med drugim tudi Ishihara (1993), Vaid in Thomas (1995), Zlatović in Ishihara (1997) in Chu s sod. (2003).

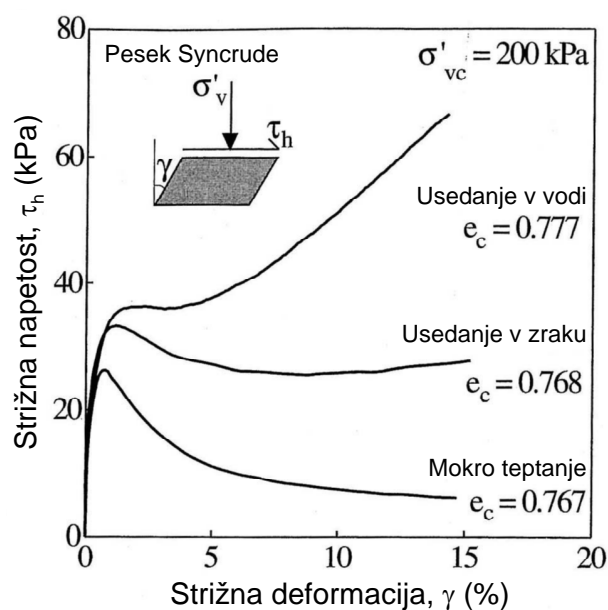
Opažene razlike v odzivu do neke mere lahko razložimo s konceptom, ki je opisan v poglavju 2.4.2 (Yamamuro in Wood, 2004; Wood s sod., 2008). Koncept potrjujejo rezultati vrstičnega elektronskega mikroskopa na vzorcih, ki izkazujejo stabilen in nestabilen odziv (Yamamuro in Wood, 2004). Analize pokažejo, da imajo vzorci s stabilnim odzivom dejansko večji delež stabilnih kot nestabilnih kontaktov med zrni. Obratno velja za vzorce z nestabilnim odzivom (slika 2.76).

Glede na zgornje trditve je jasno, da pri zelo različnih odzivih glede na način priprave materiala, tudi črta kritičnega stanja v ravnini $e - p'$ ne more biti več enotna.



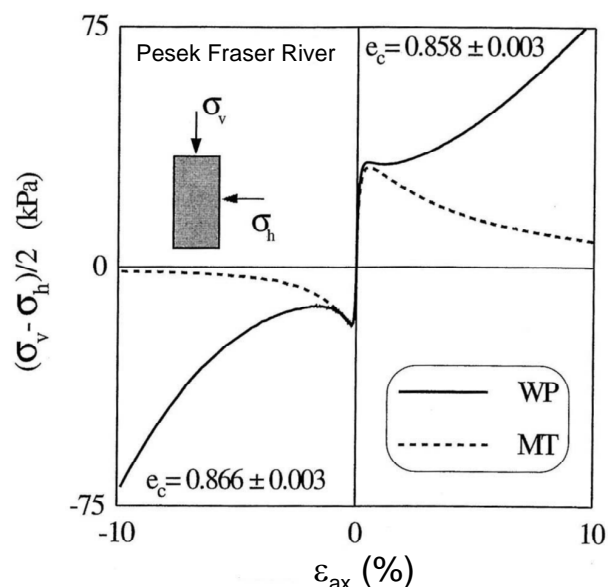
Slika 2.73: Rezultati nedreniranih triosnih preiskav srednje gostih vzorcev peska Nevada 50/200 z vsebnostjo melja 18%, pripravljenih z metodami vodne sedimentacije (WS), usedanjem skozi lijak z rahlim udarjanjem (TFD) in hitrim usedanjem skozi lijak (FFD). (a) napetost q v odvisnosti od osne deformacije, (b) efektivne napetostne poti v ravnini $q - p'$. (prirejeno po Wood s sod., 2008)

Figure 2.73: Undrained triaxial test results comparing water sedimentation (WS), tapped funnel deposition (TFD) and fast funnel deposition (FFD) for medium density Nevada 50/200 sand with 18% silt content: (a) stress q versus axial strain, (b) effective stress paths in $q - p'$ plane. (adapted from Wood et al., 2008)



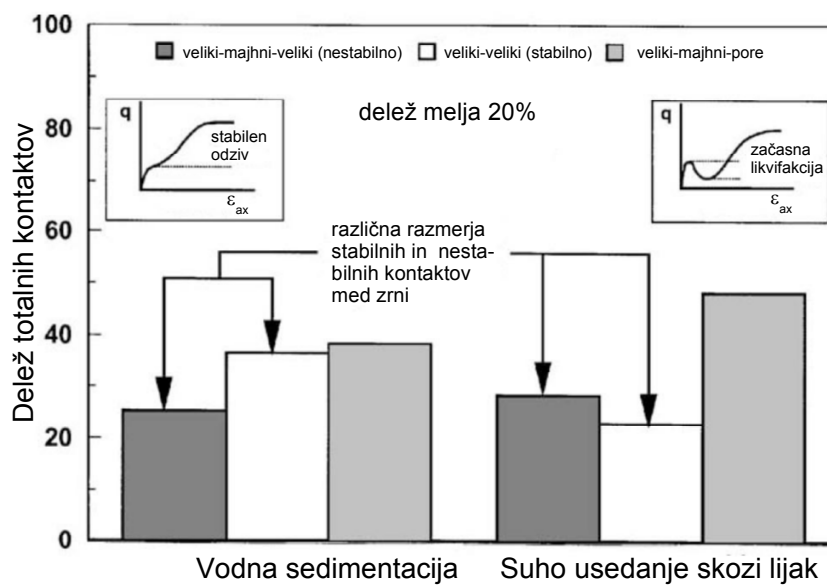
Slika 2.74: Vpliv metode priprave vzorca (strukture) na nedrenirani odziv čistega striga peska Syncrude (po Vaid s sod., 1995). e_c , količnik por, σ'_{vc} , vertikalna konsolidacijska napetost. (prirejeno po Vaid in Sivathayalan, 2000)

Figure 2.74: Effect of reconstitution technique (fabric) on the undrained simple shear response of Syncrude sand (after Vaid et al., 1995). e_c , void ratio, σ'_{vc} , vertical consolidation stress. (adapted from Vaid and Sivathayalan, 2000)



Slika 2.75: Vpliv strukture na odziv peska Fraser River v nedrenirani triosni kompresiji in ekstenziji. MT, mokro teptanje; WP, vodna sedimentacija. (prirejeno po Vaid in Sivathayalan, 2000)

Figure 2.75: Influence of fabric on the undrained triaxial compression and extension response of Fraser River sand. MT, moist tamped; WP, water pluviated. (adapted from Vaid and Sivathayalan, 2000)



Slika 2.76: Primerjava kontaktne strukture zrn analizirane z vrstičnim elektronskim mikroskopom med vzorci z 20% melja, pripravljenimi s suhim usedanjem skozi lijak in vodno sedimentacijo. (prirejeno po Yamamuro in Wood, 2004)

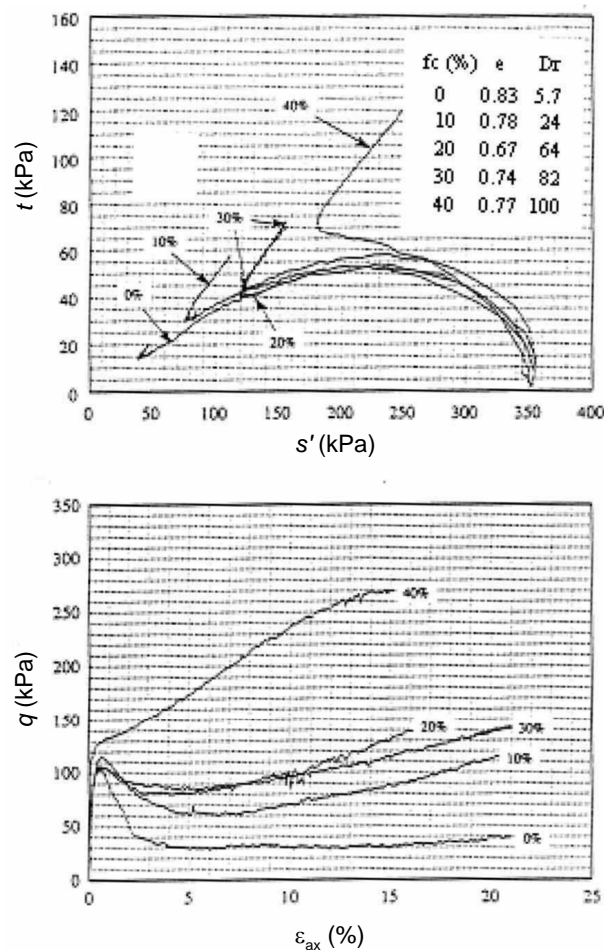
Figure 2.76: Comparison of grain contact structure analysed using SEM between specimens formed by dry funnel deposition and water sedimentation containing 20% silt. (adapted from Yamamuro and Wood, 2004)

2.4.2 Vpliv deleža finih zrn

Splošno je sprejeto, da se enakomerno zrnat pesek obnaša močnejše od dobro stopnjevano zrnatega peska (Georgiannou, 2006; Lade in Yamamuro, 1997). Pri tem z besedo močan opisujemo bolj dilatacijski odziv (nižji potencial likvifikacije) in višje vrhunske trdnosti. Če pa čistemu pesku dodamo fina zrna (meljasta ali glinena), pridejo v ospredje tudi drugi faktorji poleg zrnastostne sestave, ki lahko močno vplivajo na obnašanje. Čeprav je bila do sedaj večina raziskav, ki zadevajo vrednotenje potenciala likvifikacije, skoncentriranih na obnašanje čistih peskov, je zaradi široke pojavnosti meljastih peskov v naravi še kako pomembno razumevanje njihovega obnašanja. En od načinov preučevanja obnašanja meljastih peskov je z dodajanjem različnih deležev finih zrn čistemu pesku in spremljanje, kakšen vpliv ima to na odziv materiala. To poznavanje je pomembno tudi za razumevanje obnašanja materiala v zemljinskih jezovih, hidravličnih refulih (angl. hydraulic fills) in mnogih drugih umetnih konstrukcijah.

V zadnjih letih je bilo objavljenih mnogo študij o vplivu deleža finih zrn na nedrenirani monotoni odziv materiala. Na žalost zaradi protislovij med njimi težko potegnemo enotne zaključke. Razlogi za protislovja bi bili lahko v različnih materialih, mnogokrat pa so osnove primerjav neenotne. Tipičen primer za to je na primer članek Pitman s sod. (1994), v katerem avtorji prikazujejo povečevanje odpornosti na likvifikacijo z večanjem finih zrn. Problem je v tem, da zaradi neenotnosti količnikov por, iz opaženega obnašanja težko izluščimo, da nanj vpliva zgolj FC (slika 2.77). Nekateri avtorji v želji po enotni osnovi za primerjave predlagajo primerjanje obnašanja materiala glede na popravljene količnike por (npr. angl. intergranular void ratio, skeleton void ratio, interfine void ratio), namesto klasičnih primerjav s količnikom por in deleži finih zrn. Thevanayagam in sod. (2002) tako predlagajo uporabo štirih različnih količnikov por (glej poglavje 2.4.4) glede na delež finih zrn in ločijo pet razredov vpliva finih zrn na grobe. V literaturi lahko večkrat zasledimo, da do $FC \simeq 30\%$ fina zrna ne sodelujejo pri prenosu obtežbe, temveč le zapolnjujejo pore med bolj grobimi zrn. Zato naj klasičen količnik por e ne bi bil dober parameter, saj upošteva fina zrna. Avtorji v teh primerih rajši primerjajo rezultate glede na količnik por ogrodja, ki vzame fina zrna za pore. V nasprotnem primeru pa imamo pri zelo visokih deležih finih zrn vse prenose obtežb preko finih zrn, in zato lahko v količniku por izničimo prispevke grobih zrn. Thevanayagam in Mohan (2000) glede na različne uporabe količnikov por definirata tudi različne parametre stanja ψ (t.j. ψ_s in ψ_f). Razlog za kontradiktorne ugotovitve vpliva finih zrn na mehansko obnašanje peskov bi lahko bil tudi v različni naravi dodanih finih zrn (Polito, 1999; Guo in Prakash, 1999; Martins s sod., 2001).

Dodajanje finih zrn k čistemu pesku lahko spremeni obnašanje materiala v bolj kontrakcijsko, lahko pa tudi v bolj dilatacijsko smer. Z nadaljnjim dodajanjem finih zrn pa se smer lahko celo spremeni. Kuerbis s sod. (1988), Vaid (1994), Pitman s sod. (1994), Amini in Qi (2000), Salgado s sod. (2000) in Polito in Martin (2001) na primer poročajo o bolj dilatacijskem obnašanju z dodajanjem finih zrn (oz. odpornost na likvifikacijo se povečuje). V nasprotju s tem pa Chang s sod. (1982), Troncoso in Verdugo (1985), Lade in Yamamuro (1997), Zlatović in Ishihara (1997), Thevanayagam s sod. (1997), Yamamuro in Covert (2001), Wood s sod.



Slika 2.77: Vpliv deleža finih zrn (zdrobljen kremen) na nedrenirani odziv peska Ottawa (prirejeno po Pitman s sod., 1994)

Figure 2.77: Influence of fines content (crushed quartz) on undrained response of Ottawa sand (adapted from Pitman et al., 1994)

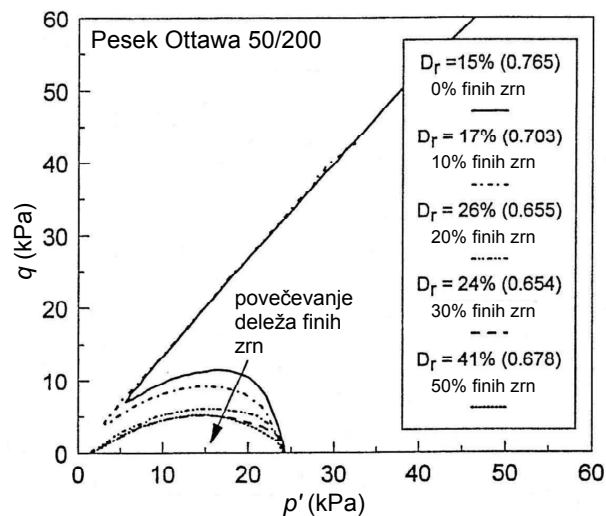
(2008) poročajo o povečevanju kontrakcijskega odziva (povečevanje občutljivosti na likvifikacijo). Glede na omenjene kontradiktorne odzive se lahko vprašamo o splošni veljavnosti determinističnih diagramov vrednotenja verjetnosti likvifikacije, ki jih imenujejo 'poenostavljeni postopki' (angl. simplified scheme) (Seed s sod., 2003). V njih se odpornost na likvifikacijo poveča z večanjem deleža finih zrn v materialu.

Zanima nas, kaj vpliva na spremembe v obnašanju čistih peskov z dodajanjem finih zrn. Eden od faktorjev je sigurno prepustnost materiala. Z dodajanjem finih zrn postaja material manj prepusten. Takšno razlago za upad odpornosti na likvifikacijo pri isti relativni gostoti podajajo na primer Shen in sod. (1977) pri interpretaciji cikličnih preiskav. Pitman in sod. (1994) zaključujejo, da na obnašanje mešanic vpliva predvsem delež finih zrn in ne njihova plastičnost. S tem se ne strinja Polito (1999), ki opaža, da je ciklična odpornost na likvifikacijo precej neodvisna od deleža finih zrn, narašča pa z večanjem w_L , IP in aktivnostjo (angl. activity). Georgiannou (2006) se osredotoča na vpliv oblike dodanih finih zrn. Razlaga, da ploščata fina zrna

(kaolin in sljuda v velikosti melja) ostajajo med kontakti bolj grobih zrn in prispevajo k manj stabilni strukturi. Po drugi strani pa se bolj zaobljena fina zrna (melj) zapeljejo v prostore med bolj grobimi zrn in je zato struktura bolj stabilna. Avtor ugotavlja tudi, da je vpliv dodajanja finih zrn odvisen tudi od tipa čistega peska.

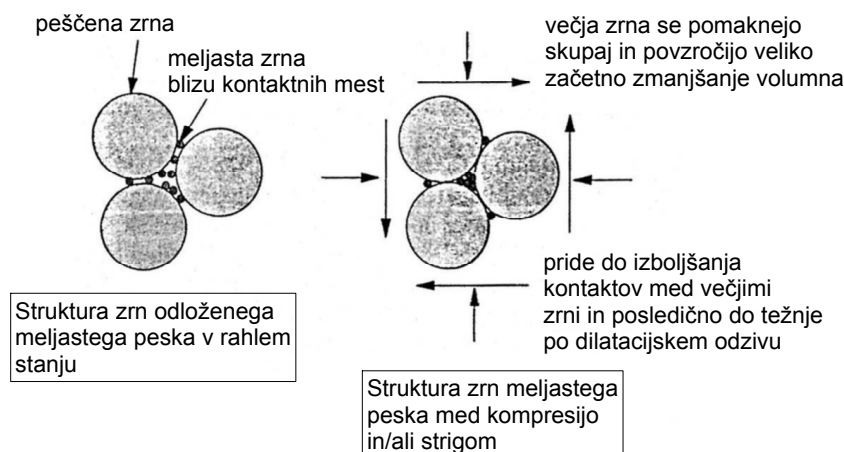
Naravo kontaktov med zrn na podoben način interpretirajo tudi Lade in Yamamuro (1997) in Thevanayagam s sod. (2002). Slika 2.78 prikazuje spreminjanje obnašanja peska Ottawa z dodajanjem neplastičnih finih zrn v vedno bolj kontrakcijsko. Do tega pride kljub temu, da relativna gostota D_r celo narašča in količnik por pada z dodajanjem FC . Avtorja podajata hipotetično razlago za bolj kontrakcijsko obnašanje rahlega materiala z zadostnim deležem finih zrn glede na material brez finih zrn. Pred striženjem so namreč bolj groba zrna ločena z bolj finimi in predstavljajo nestabilno strukturo. Med striženjem (oz. vnosom večje količine energije v material) se ta nestabilna struktura začne rušiti na način, s katerim se fina zrna pomikajo (so izrinjena) v pore med večjimi zrn (slika 2.79). Izkaže se, da je material s takšno strukturo močno stisljiv, zaradi česar ima tudi višji potencial likvifikacije glede na čisti pesek. Poleg tega naj bi bila taka struktura materiala vzrok za t.i. 'reverzno obnašanje' (Yamamuro in Lade, 1998; Lade in Yamamuro, 1997), pri katerem se obnašanje rahlega materiala, pripravljenega s suhimi postopki, z večanjem začetne napetosti p' spreminja na nestandarden način v primerjavi s čistimi peski. Ko je napetost p' nizka, se material obnaša s polno likvifikacijo (t.j. v kritičnem stanju je $p' \simeq 0$). Nato se z večanjem p' prične obnašati bolj stabilno, kar je v nasprotju s pričakovanim bolj kontrakcijskim odzivom. Nato pa se z dodatnim večanjem začetne p' ponovno prelevi v vedno bolj kontrakcijski material (slika 2.80). Na sliki lahko vidimo, da avtorja ločita štiri področja obnašanja rahlih peskov z melji glede na stabilnost. Za razliko od tega, pa pri čistem pesku pričakujemo vedno bolj kontrakcijski odziv z večanjem napetosti p' . Omeniti velja, da se ugotovljeno reverzno obnašanje v omenjenih študijah nanaša na material, ki je bil strižen iz iste črte izotropne kompresije pri različnih napetostih p' . Chu in Leong (1999) zato izrazita dvom glede interpretacije reverznega obnašanja, saj so količniki por med seboj različni. Vendar pa avtorja odgovarjata, da pri čistih peskih nista zaznala takšnega obnašanja, če je bil material strižen iz iste črte izotropne kompresije. Z večanjem p' se je namreč pri čistih peskih kontrakcijsko obnašanje stopnjevalo.

Yamamuro in Covert (2001) razložita, da je omenjeni ločevalni (kontrakcijski) vpliv finih zrn med bolj grobimi zrn zgolj prehodnega značaja. Ko v material vnesemo dovolj energije, se ponovno mobilizira dilatacijski karakter bolj grobih zrn. Podobno velja za bolj gost material. Ločevalni vpliv se z večanjem deleža finih zrn podaljšuje in poveča, saj kontrakcijska nagnjenost ni več odvisna le od začetne nestabilne strukture, temveč v veliki meri tudi od stisljivosti rahlih finih zrn, ki ohranijo vlogo prenašalcev obtežbe (še vedno ločijo bolj groba zrna med seboj). Torej slika 2.79 v tem primeru ne drži več popolnoma. Pri velikih deležih finih zrn so na začetku obremenjevanja groba zrna bolj narazen kot pri manjših deležih. V obeh primerih so ločena s finimi zrn. Pomembna razlika pa je v tem, da pri velikih deležih finih zrn med obremenjevanjem večina grobih zrn še vedno lahko ostane ločenih med seboj s finimi zrn (slika 2.81), kar pomeni, da je za odziv materiala velikega pomena prav obnašanje finih zrn. Sliki



Slika 2.78: Povečanje tendence po kontrakciji s povečevanjem deleža finih zrn, čeprav relativna gostota in količnik por padata (prirejeno po Lade in Yamamuro, 1997)

Figure 2.78: Increase of the contractive tendency with increasing fines content, even though relative density and void ratio are dropping (adapted from Lade and Yamamuro, 1997)

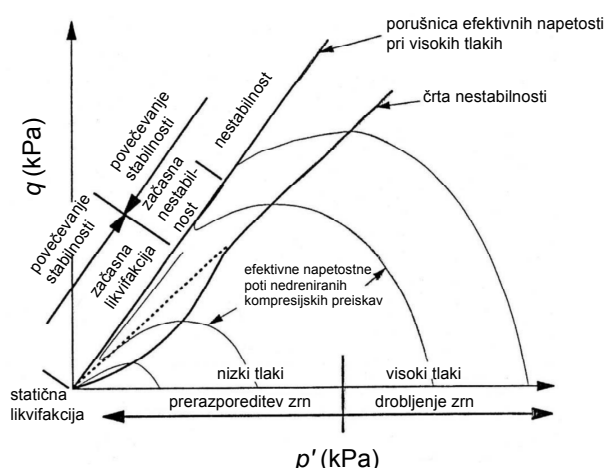


Slika 2.79: Shema zrn meljastega peska v rahlem stanju. Obremenitev z napetostmi povzroči, da se zrna melja pomaknejo v pore med večjimi zrn, kar je razlog za veliko volumsko kontrakcijo in nestabilnost. (prirejeno po Lade in Yamamuro, 1997)

Figure 2.79: Schematic diagram showing silty sand deposited in a loose state with silt grains between larger grains. Application of stresses causes silt grains to move into void spaces, resulting in large volumetric contraction and instability behavior. (adapted from Lade and Yamamuro, 1997)

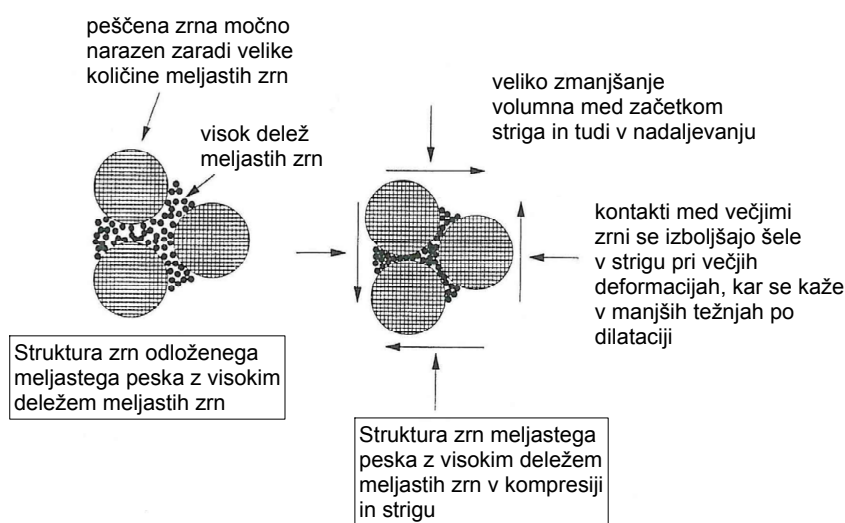
2.82 in 2.83 prikazujeta, da je material z večjim deležem finih zrn res veliko bolj stisljiv. Poleg tega slika 2.83 prikazuje tudi 'reverzno' obnašanje v smislu volumskih sprememb.

Zelo zanimivo je tudi opažanje obrata trenda obnašanja, ko delež finih zrn doseže določeno vrednost. Navadno je to med 15 in 30%. Od te vrednosti dalje se odpornost na likvifikacijo



Slika 2.80: Štiri prepoznavno različni tipi nedreniranih efektivnih napetostnih poti v ravnini $q - p'$ za rahle meljaste peske: statična likvifakcija, začasna likvifakcija, začasna nestabilnost in nestabilnost. (prirejeno po Lade in Yamamuro, 1997)

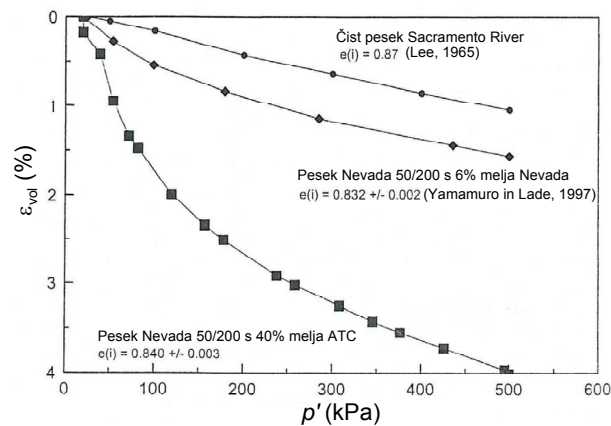
Figure 2.80: Four distinctly different general types of undrained effective stress paths of loose silty sands: static liquefaction, temporary liquefaction, temporary instability and instability shown in $q - p'$ plane. (adapted from Lade and Yamamuro, 1997)



Slika 2.81: Hipotetični shemi zrn rahlega peska z visoko vsebnostjo finih zrn. Leva shema prikazuje zelo stisljivo strukturo pred obremenitvijo, medtem ko desna shema prikazuje strukturo po zgostitvi zaradi striženja materiala. (prirejeno po Yamamuro in Covert, 2001)

Figure 2.81: Schematic diagrams showing hypothesized particle structures for loose sand with high silt content. Diagram on left shows loose, compressible structure after deposition, while diagram on right shows structure after densification due to shearing. (adapted from Yamamuro and Covert, 2001)

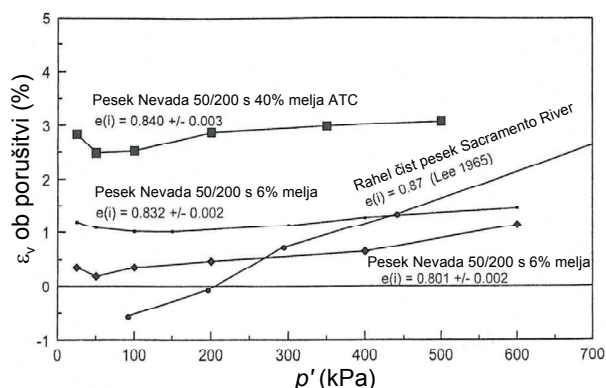
začne povečevati. Georgiannou in sod. (1990) so mešali pesek Ham river z različnimi deleži kaolina. Primerjava nedrenirane triosne kompresije med vzorci z različnim deleži finih zrn, vendar podobnimi količniki por med grobimi zrni (angl. intergranular void ratio) pokaže, da se



Slika 2.82: Črte izotropne kompresije, ki kažejo na večjo stisljivost peska z večjim deležem finih zrn, čeprav so absolutne gostote primerljive med seboj. (prirejeno po Yamamuro in Covert, 2001)

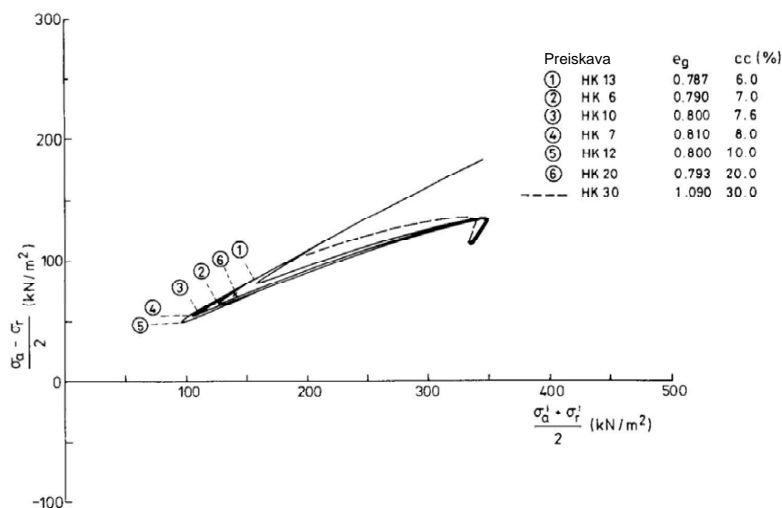
Figure 2.82: Isotropic compression curves showing more volumetric compressibility for sand with higher silt content, even though the absolute densities are comparable between the tests. (adapted from Yamamuro and Covert, 2001)

točka fazne transformacije pomika navzdol z večanjem FC . Ko pa je FC okoli 10 do 20% se ta trend obrne (slika 2.84). Avtorji opaženi pojav razlagajo podobno kot Lade in Yamamuro (1997) za dodajanje melja. Glinena zrna naj bi bila med kontakti peščenih zrn in s tem tvorila nestabilno strukturo. Podobne rezultate imajo Bouferra in Shahrour (2004). Mešala sta fini pesek Hostun RF s kaolinom. Zanimivo je, da opažata pri FC nad 30% obnašanje, ki je zelo podobno glinam. Torej vpliv finih glinenih zrn prevlada nad vplivom peščenih. Koester (1994) opaža podoben trend za potencial likvifikacije pri cikličnem obremenjevanju. Avtor preizkuša enakomerno zrnat fin pesek mešan z melji nizke plastičnosti in plastičnimi glinami iz Mississippija. Ciklični potencial likvifikacije pada do približno $FC = 30\%$, nato pa začne naraščati.



Slika 2.83: Volumska deformacija ob poružitvi v odvisnosti od začetne radialne efektivne napetosti za različne čiste in meljaste peske. Vzorci vsake od črt imajo enak začetni količnik por. (prirejeno po Yamamuro in Covert, 2001)

Figure 2.83: Volumetric strain at failure versus effective confining pressure for different clean and silty sands. Specimens in each series had the same initial void ratio. (adapted from Yamamuro and Covert, 2001)



Slika 2.84: Efektivne napetostne poti nedreniranih triosnih kompresij normalno konsolidiranih glinastih peskov z različnimi vsebnostmi gline. Vidimo lahko prehodno vsebnost gline pri okoli 10 do 20%. (prirejeno po Georgiannou s sod., 1990)

Figure 2.84: Effective stress paths for undrained triaxial compression of normally consolidated clayey sands with varying clay content. The transitional clay content at around 10 to 20% can be observed. (adapted from Georgiannou et al., 1990)

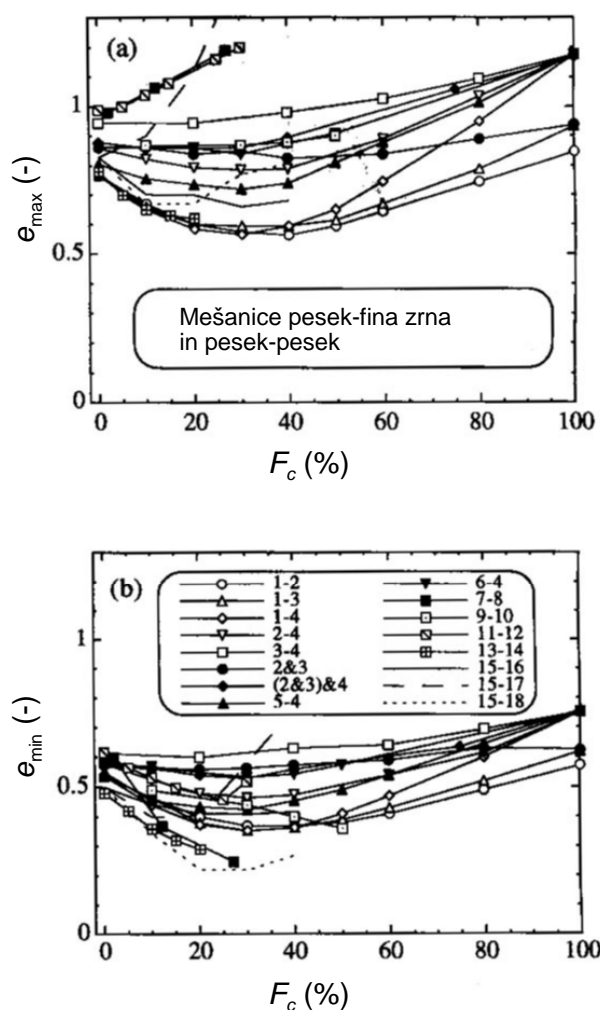
2.4.3 Največji in najmanjši količnik por, prehodni delež finih zrn

Največji in najmanjši količnik por (e_{\max} in e_{\min}) sta parametra materiala, ki pomenita najbolj rahlo in najbolj gosto možno stanje materiala glede na uporabljen laboratorijski postopek. Precejšen problem je v tem, da postopki niso poenoteni, po drugi strani pa naj se jih ne bi uporabljalo nad $FC = 5$ ali 15%. Razlog za to je v tem, da pri višjih deležih finih zrn pride lahko do sataste strukture materiala, ker se fina zrna formirajo v kepice zaradi privlačnih sil. Kljub temu se vseeno uporablja postopke tudi za višje deleže finih zrn in sicer se največkrat e_{\max} in e_{\min} določa glede na ameriška standarda ASTM D 4253 in ASTM D 4254 ali pa japonske standarde (JGS). S poznavanjem vrednosti e_{\max} in e_{\min} lahko izračunamo relativno gostoto materiala kot $D_r = \frac{e_{\max} - e}{e_{\max} - e_{\min}}$, ki je pomemben parameter stanja v številnih empiričnih relacijah. D_r pomeni, kako v gostem stanju je material glede na njegov možen razpon gostot.

Raziskave o količnikih por e_{\max} in e_{\min} so najprej zajemale zgolj čiste peske. Avtorje je zanimalo točnost in uporabnost relativne gostote (npr. Tavenas in La Rochelle, 1972). Drugi preučujejo zvezo med e_{\max} ali e_{\min} in materialnimi lastnostmi (Miura s sod., 1997) ali pa uporabljajo razpon količnika por (t.j. $e_{\max} - e_{\min}$) za klasifikacijo peskov (npr. Fukumoto in Sumisaki, 1999). Zadnja leta so bile preiskave osredotočene tudi na obnašanje peskov, mešanih s finimi zrn (glej poglavje 2.4.2). Veliko jih podaja zveze med e_{\max} in e_{\min} glede na delež finih zrn FC . Na sliki 2.85 so prikazani običajni trendi med $e_{\max} - FC$ in $e_{\min} - FC$. V obeh primerih gre navadno za sprva padajoči trend glede na FC , ki se po prehodnem deležu finih zrn (angl. transitional fines content) prelevi v naraščajočega. Prehodni delež je največji delež finih zrn, pri katerem fina zrna še lahko zapolnijo pore med grobimi zrn in ne vplivajo na obnašanje materiala. Podobne spremembe v trendu lege črte CSL s povečevanjem deleža finih zrn do prehodnega deleža lahko vidimo v poglavju 2.3.7.

Nekateri avtorji poročajo o pomembnosti uporabe razlike med obema količnikoma por, t.j. $e_{\max} - e_{\min}$ (Cubrinovski in Ishihara, 2002), saj naj bi tako zaobjeli sovplivanje velikosti in oblike zrn. Avtorja nakazujeta na morebitno možnost uporabe $e_{\max} - e_{\min}$ za odkrivanje, kako močno se material lahko obnaša kontrakcijsko, kar bi imelo velik praktičen pomen. Občutljivost materiala na likvifikacijo na podoben način interpretira Carrera (2008).

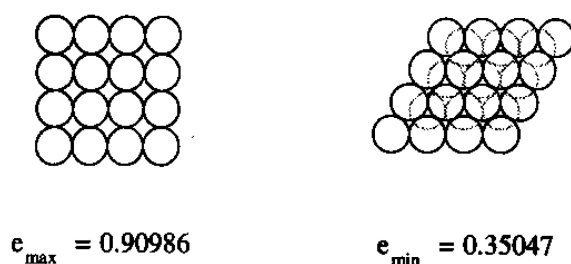
V želji po razjasnitvi trendov, kakršni so na sliki 2.85 za naravne materiale, avtorji teoretično analizirajo možne medsebojne pozicije sestava enako velikih krogel (npr. Lade s sod., 1998). Izkaže se, da je sestav enako velikih krogel lahko v stanjih med $e_{\max} = 0.91$ in $e_{\min} = 0.35$ (slika 2.86). Zanimivo je, da na oba mejna količnika por velikost krogel ne vpliva. Če obravnavamo sestav krogel dveh različnih velikosti, pa na e_{\max} in e_{\min} vplivata delež manjših krogel in prav tako relativna velikost obeh skupin krogel. Slika 2.87 prikazuje teoretično spreminjanje najmanjšega količnika por glede na delež manjših krogel. Privzeto je, da so manjše krogle dovolj manjše od velikih, da lahko zapolnijo pore med večjimi krogli. Na sliki lahko vidimo, da najprej manjše krogle z večanjem svojega deleža zapolnjujejo pore med večjimi krogli. Dosežen je e_{\min} (prehodni delež FC), od katerega dalje se količnik por povečuje, saj se večje krogle razmikajo med seboj z manjšimi, dokler niso v sestavu le še manjše krogle. Teoretični



Slika 2.85: Spreminjanje (a) e_{max} in (b) e_{min} z vsebnostjo finih zrn pri mešanich peskov in finih zrn pripravljenih v laboratoriju (prirejeno po Cubrinovski in Ishihara, 2002)
 Figure 2.85: Variation in (a) e_{max} and (b) e_{min} with fines content for mixtures of sands and fines prepared in the laboratory (adapted from Cubrinovski and Ishihara, 2002)

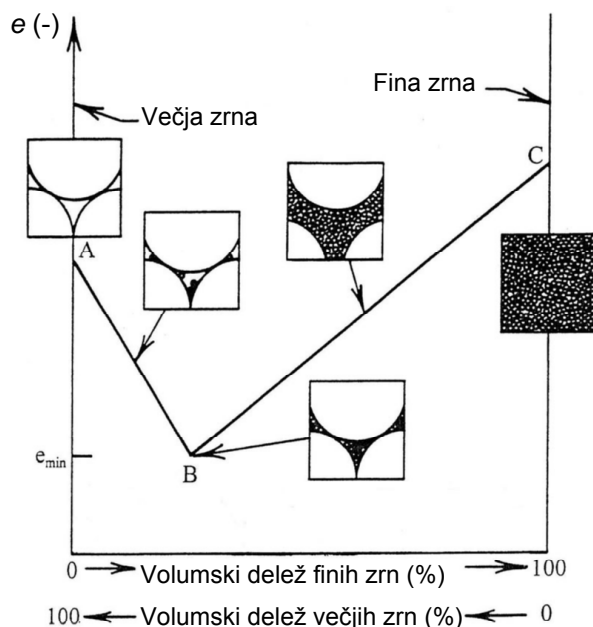
rezultati se precej dobro ujemajo z eksperimentalnimi na jeklenih kroglah (McGeary, 1961), če je razmerje med velikostjo večjih in manjših krogel dovolj veliko.

Parameter e_{min} na peskih mešanici s finimi zrn se spreminja podobno kot teoretični e_{min} na sliki 2.87. e_{min} z večanjem FC pada do minimuma in nato narašča. Minimum je navadno dosežen pri FC med 15 in 40%. Takrat gre za prehodni delež finih zrn (angl. transitional fines content). Okoli te točke se vpliv zrn na mehansko obnašanje preusmeri iz grobih na fina zrna. Podoben trend kot za e_{min} velja navadno tudi za e_{max} . Poudariti pa je potrebno, da je e_{max} na začetku lahko konstanten ali pa celo narašča (Thevanayagam in Mohan, 2000; Been in Jefferies, 1985) (glej sliko 2.85a). Cubrinovski in Ishihara (2002) opazujeta spreminjanje e_{max} in e_{min} z FC na 300 naravnih materialih iz Japonske. Ugotavljata, da ne pride do padanja e_{max} ali e_{min} , temveč oba parametra naraščata oziroma ostajata konstantna. Razlog za to je verjetno



Slika 2.86: Shema konfiguracij krogel enakih velikosti: (a) najbolj rahlo stanje, (b) najbolj gosto stanje (Cubrinovski in Ishihara, 2002)

Figure 2.86: Schematic illustration of packing of single-sized spheres: (a) loosest state (b) densest state (Cubrinovski and Ishihara, 2002)



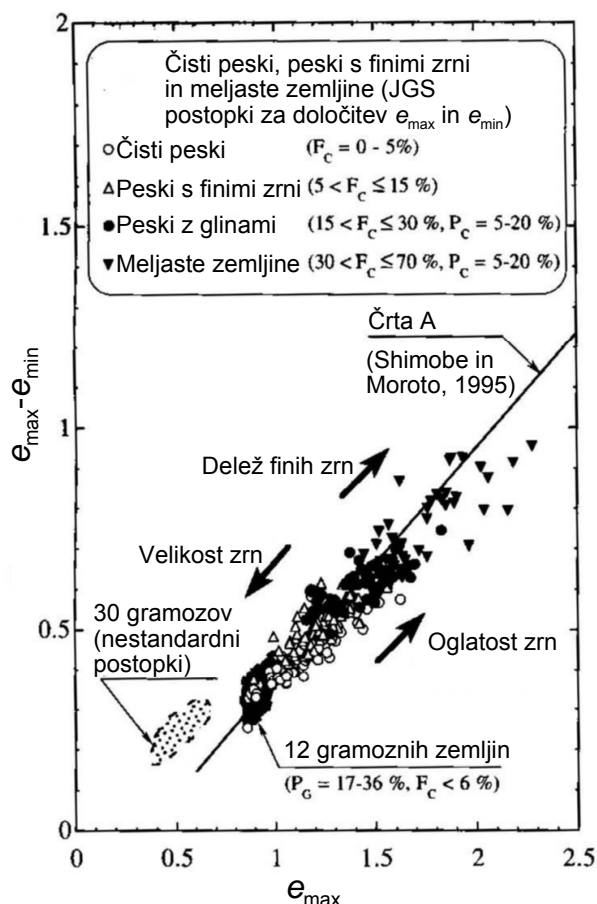
Slika 2.87: Shema teoretičnega spreminjanja najmanjšega količnika por v odvisnosti deleža finih krogel v binarnih krogelnih sestavih (prirejeno po Lade s sod., 1998)

Figure 2.87: Schematic diagram of theoretical variation of minimum void ratio in binary packings with % fines. (adapted from Lade et al., 1998)

iskati v zrnovostni sestavi naravnih materialov, ki je največkrat brez lukenj (dobro stopnjevana zrnovost). Avtorja se zato sprašujeta o reprezentativnosti rezultatov umetnih mešanic peskov s finimi zrn, saj naj bi na ta način pogosto dobili material s slabo stopnjevano zrnovostjo z luknjami (angl. gap-graded).

Na e_{\max} , e_{\min} in $e_{\max} - e_{\min}$ poleg deleža finih zrn vplivajo tudi oblika in velikost zrn (Cubrinovski in Ishihara, 2002). e_{\max} in e_{\min} padata s parametrom D_{50} in povečevanjem zaobljenosti zrn. Pri danem deležu finih zrn imajo enakomerno zrnate oglate zemljine višje e_{\max} in e_{\min} kot dobro zrnate in slabo stopnjevano zrnate zaobljene zemljine. Na razliko $e_{\max} - e_{\min}$ vplivajo

delež finih zrn, velikost zrn in njihova zaobljenost (slika 2.88). Potrebno je poudariti, da pri teh primerjavah faktorji medsebojno vplivajo drug na drugega.



Slika 2.88: Prikaz vpliva materialnih lastnosti na ($e_{max} - e_{min}$) (prirejeno po Cubrinovski in Ishihara, 2002)

Figure 2.88: Illustration of effects of material properties on ($e_{max} - e_{min}$) (adapted from Cubrinovski and Ishihara, 2002)

2.4.4 Popravljeni količniki por

Nekateri avtorji za opis obnašanja mešanic peskov in finih zrn uporabijo popravljeni količniki por (npr. Georgiannou s sod., 1990; Pitman s sod., 1994; Zlatović in Ishihara, 1995; Thevanayagam in Mohan, 2000; Chu in Leong, 2002; Yang, S. 2004). Cilj njihove uporabe je v morebitni možnosti normalizacije rezultatov glede na čisti pesek in sklepanju o obnašanju peska s finimi zrn iz poznanega obnašanja čistega peska. V popravljenih količnikih por je preko predpostavk upoštevana medzrnska struktura materiala. Za material, katerega delež finih zrn je pod prehodnim, lahko predpostavimo, da fina zrna aktivno ne sodelujejo pri prenosu kontaktnih sil med zrn, oziroma sodelujejo zgolj sekundarno. K volumnu por je zato smiselno prišteti še volumen finih zrn, pri čemer zanemarimo razlike v specifični teži med finimi in grobimi zrn. Iz

tega sledi 'količnik por med grobimi zrn', oziroma 'skeletalni količnik por' (angl. intergranular void ratio ali skeleton void ratio, e_s), ki je enak:

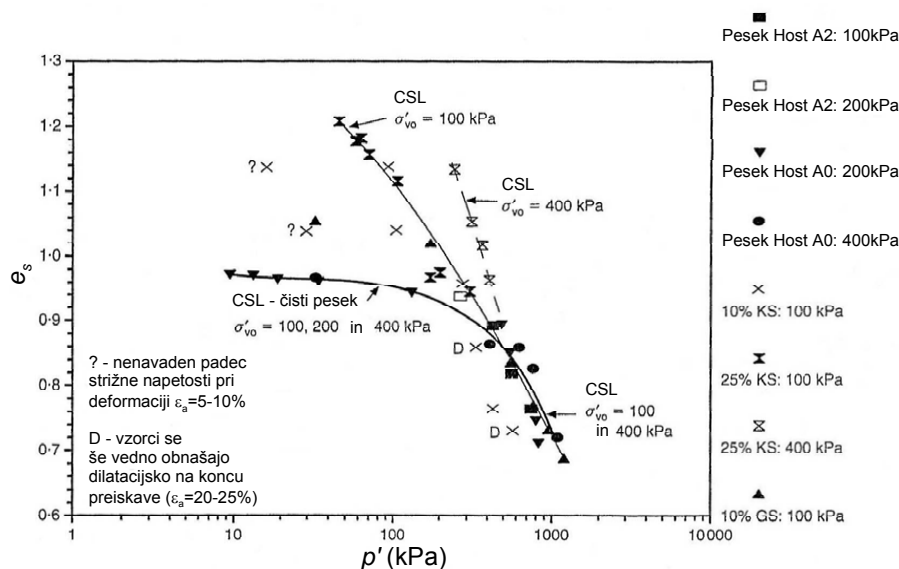
$$e_s = \frac{V_v + V_f}{V_s} \approx \frac{e + FC}{1 - FC}, \quad (2.15)$$

kjer je V_v volumen por, V_f volumen finih zrn in V_s je volumen vse trdne snovi.

S povečevanjem FC nad prehodnim deležem postaja obnašanje zemljine vedno bolj odvisno od narave kontaktov med finimi zrn in e_s s tem manj zanesljiv. Groba zrna vedno bolj 'plavajo' v finih zrnih. Na verigo sil imajo tako praktično zanemarljiv vpliv. V teh primerih Thevanayagam in Mohan (2000) predlagata uporabo 'količnika por med finimi zrn' (angl. interfine void ratio, e_f). Z njim zanemarimo volumen grobih zrn, kar je drugače kot v prejšnjem primeru, ko smo fina zrna šteli med pore. Količnik por e_f je definiran kot:

$$e_f = \frac{e}{FC}. \quad (2.16)$$

Primer uspešne uporabe količnika por e_s prikazeta Chu in Leong (2002) pri iskanju zveze med napetostnim razmerjem v točkah nestabilnosti in količnikom por (slika 2.101 na strani 94). Uporaba e_s uvrsti podatke v enotno črto, kar pomeni, da je črta nestabilnosti enaka pri čistem pesku in pesku z meljem. Thevanayagam in Mohan (2000) z uporabo količnika por e_s skušajo poenotiti kritična stanja peska Host, mešanega s kaolinom, ki so bila predstavljena na sliki 2.40 (stran 44). Rezultat je bil zgolj poenotenje črt pri napetostih p' nad 500 kPa (slika 2.89).



Slika 2.89: Črte CSL prikazane s količnikom por med grobimi zrn za pesek Host z različnimi deleži finih zrn kaolinita in zmlatega kremena (prirejeno po Thevanayagam in Mohan, 2000)
Figure 2.89: Critical state lines for the Host sand with different amounts of fines from kaolinit silt and ground silica using the intergranular void ratio. (adapted from Thevanayagam and Mohan, 2000)

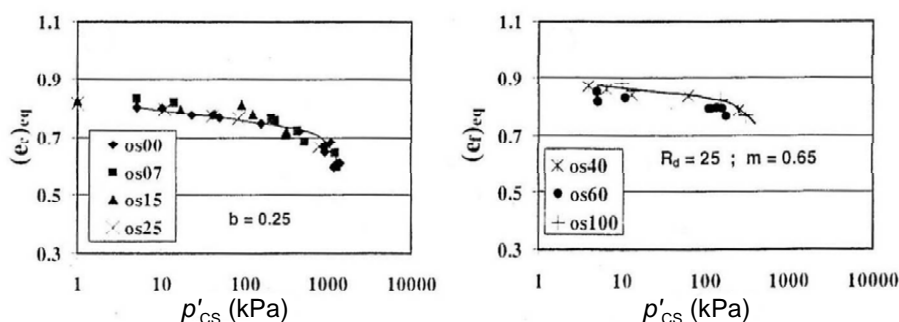
Izkazalo se je, da je za boljšo normalizacijo rezultatov potrebno parametra e_s in e_f dodatno modificirati. Vplive grobih in finih zrn je potrebno primerno zmanjšati, a ne izničiti. Zato Thevanayagam (2000) namesto e_c predlaga uporabo ekvivalentnega parametra $(e_c)_{eq}$:

$$(e_c)_{eq} = \frac{e + (1 - b)FC}{1 - (1 - b)FC}, \quad (2.17)$$

kjer je $0 < b < 1$ in pomeni delež finih zrn, ki sodelujejo kot aktivni kontakti. $b = 0$ pomeni, da fina zrna ne prenašajo obtežbe, $b = 1$ pa, da vsa fina zrna sodelujejo pri prenosu obtežbe. Podobno za višje deleže finih zrn od prehodnega deleža Thevanayagam definira ekvivalenten $(e_f)_{eq}$ kot:

$$(e_f)_{eq} = \frac{e}{FC + \frac{1-FC}{R_d^m}}. \quad (2.18)$$

R_d je razmerje med srednjo velikostjo grobih (D_{50}) in finih zrn, medtem ko je m konstanta z vrednostmi $0 < m < 1$ in je odvisna od lastnosti zrn in zgoščenosti (angl. packing). Slika 2.90 prikazuje uporabo parametrov $(e_c)_{eq}$ in $(e_f)_{eq}$ na rezultatih slike 2.61 (stran 57). Do deleža finih zrn $FC = 25\%$ so uporabili $(e_c)_{eq}$, pri večjih deležih pa $(e_f)_{eq}$, saj $(e_c)_{eq}$ ni več približal točk v okolico točk pri $FC = 0$. Z uporabo $(e_f)_{eq}$ pa so strnili točke v ozek pas okoli točk za $FC = 100\%$. Vrednosti izbranih parametrov za vse mešanice sta bili $b = 0.25$ in $m = 0.65$.



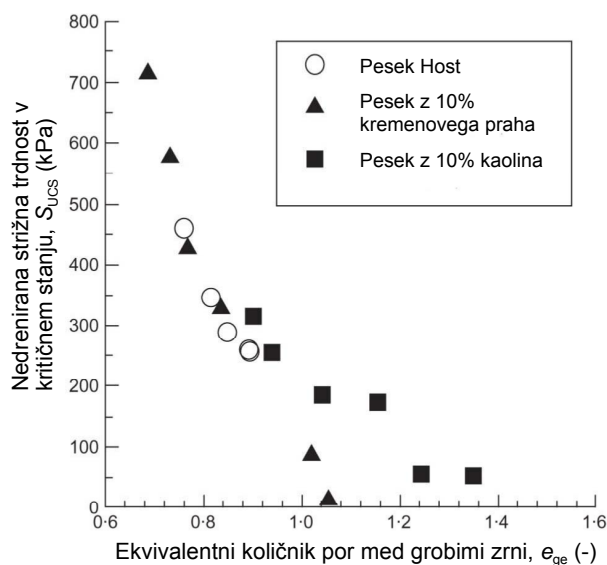
Slika 2.90: Črte CSL z uporabo količnika por $(e_c)_{eq}$ in količnika por $(e_f)_{eq}$ za pesek Foundry mešan z različnimi deleži neplastičnih strtih finih zrn kremenca. Delež finih zrn je prikazan ob posameznem simbolu. (prirejeno po Thevanayagam s sod., 2002)

Figure 2.90: Critical state lines for Foundry sand mixed with different amounts of nonplastic crushed silica fines using equivalent intergranular $(e_c)_{eq}$ and interfine $(e_f)_{eq}$ void ratios. The fines content is denoted beside every symbol. (adapted from Thevanayagam et al., 2002)

Yang S. (2004) uspe prav tako z uporabo $(e_c)_{eq}$ ali $(e_f)_{eq}$ strniti točke kritičnih stanj s slik 2.63 (stran 58) in 2.64 (stran 59) v ozek pas okoli točk pri $FC = 0$ ali $FC = 94\%$. Pri tem uporabi vrednost $b = 0.25$ za $FC = 0, 5, 10, 15$ in 20% , medtem ko za prehodni delež $FC = 30\%$ uporabi $b = 0.4$ in na ta način dobi boljše ujemanje. Pri višjih deležih finih zrn uporabi $(e_f)_{eq}$ z vrednostjo parametra $m = 0.65$.

Ni in sod. (2004) ugotovijo, da je za uspešno normalizacijo potrebno razširiti interval uporabe parametra b tudi na negativne vrednosti. V študiji analizirajo vpliv neplastičnih in plastičnih

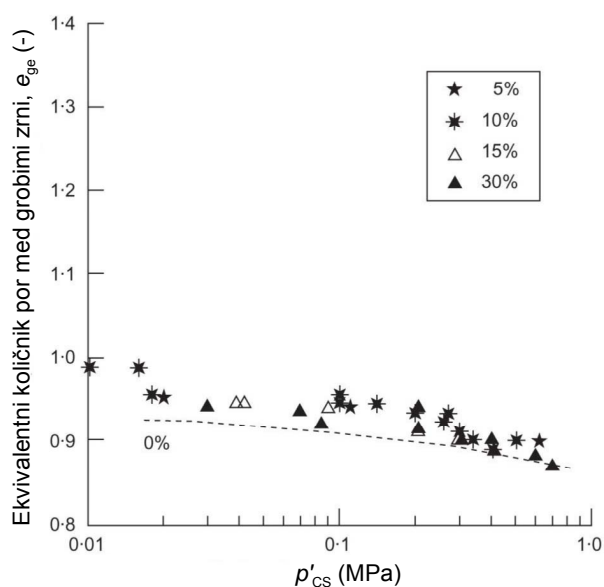
finih zrn ($FC = 9\%$). Ugotovijo, da je vpliv plastičnih finih zrn lahko slabši od zgolj obravnavanja kot pore (t.j. strižno trdnost lahko njihova prisotnost zmanjša). V tem primeru uporabijo negativne vrednosti b . Po drugi strani pa neplastična fina zrna lahko vplivajo kot pore ali pa prispevajo pozitivno k strižni trdnosti, tako da takrat uporabijo vrednosti $0 \leq b \leq 1$. Ni in sod. reinterpretirajo rezultate nedrenirane strižne trdnosti v kritičnem stanju avtorjev Thevanayagam in Mohan (2000). Uporabijo vrednost $b = -0.8$ za kaolin in $b = 0$ za zmleti kremen in z uporabo $(e_c)_{eq}$ spravijo podatke nedrenirane strižne trdnosti v ozek pas z izjemo dveh zelo redkih vzorcev (slika 2.91). S tem pokažejo, da imajo različna fina zrna različni vplivi. Podobno za pesek Toyoura s finimi zrn iz drobljenega istega materiala (glej sliko 2.62 na strani 58) uporabijo $(e_c)_{eq}$ z $b = 0.25$, s čimer točke kritičnih stanj padejo v ozek pas (slika 2.92). Podobno kot na sliki 2.91 normalizirajo kritična stanja v ravnini $q - e$ za pesek Old Alluvium z dodatki plastičnega kaolina in neplastičnih finih zrn kremenca. S pomočjo vrednosti parametra b upoštevajo tudi vplive zgodovine obremenjevanja. Pri normalno konsolidiranem materialu uporabijo vrednosti $b = -0.8$ za kaolin in $b = 0.7$ za kremen, medtem ko pri prekonsolidiranem materialu $b = 0$ za kaolin in $b = 0.75$ za kremen. Na ta način vsi podatki padejo v ozek pas (slika 2.93).



Slika 2.91: Strižna trdnost v odvisnosti od ekvivalentnega količnika por med grobimi zrn za meljaste peske z različnimi finimi zrn: $b = -0,8$ za kaolin in $b = 0$ za kremen. Podatki od Thevanayagam in Mohan (2000). (prirejeno po Ni s sod., 2004)

Figure 2.91: Shear strength against equivalent granular void ratio for silty sands with different fines: $b = -0,8$ for kaolin and $b = 0$ for silica. Data from Thevanayagam and Mohan (2000). (adapted from Ni et al., 2004)

Težava pri zgoraj opisanih normalizacijah z uporabo $(e_c)_{eq}$ in $(e_f)_{eq}$ je v tem, da parametra b in m zaenkrat nimata poznane fizikalnega pomena. Zato je potrebno več raziskav v tej smeri. Ni in sod. ugotovijo, da pri neplastičnih finih zrnih parameter b pada z naraščanjem srednje vrednosti velikosti por grobih zrn, ki je povezana s parametrom d_{10} (Åberg, 1992). Gre za

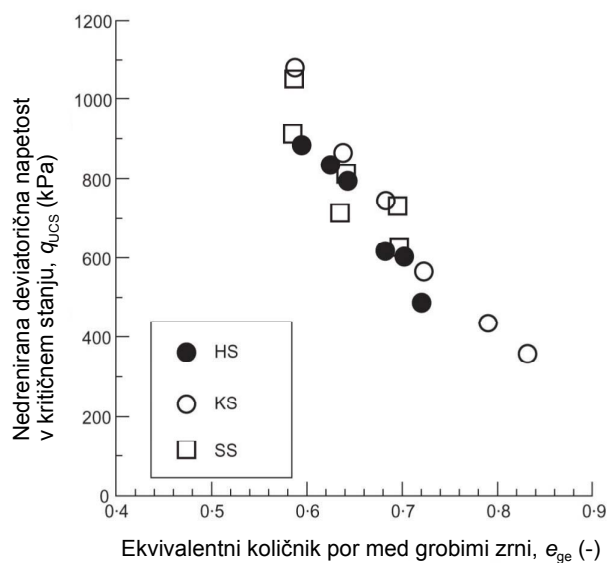


Slika 2.92: Črte CSL z ekvivalentnim količnikom por med grobimi zrni z $b = 0.25$, za pesek Toyoura z meljem iz zdrobljenega istega peska. Podatki so od Zlatović in Ishihare (1995). (prirejeno po Ni s sod., 2004)

Figure 2.92: Critical state lines for Toyoura sand with silt from crushed Toyoura sand using equivalent granular void ratio with $b = 0.25$. Data from Zlatović and Ishihara (1995). (adapted from Ni et al., 2004)

hipotezo, da se fina zrna z večanjem por med grobimi zrni lahko vedno bolj prosto gibajo in tako vedno manj sodelujejo pri prenosu obtežbe. Pri plastičnih finih zrnih so vrednosti b negativne ali enake nič, saj naj bi zaradi velike razlike v velikosti zrn in trdote glede na groba zrna, le-ta ne vplivala s povečevanjem strižne trdnosti. Zanimivo je, da uporabijo pri prekonsolidiranem materialu vrednosti $b = 0$ in pri normalno konsolidiranem veliko negativno vrednost. Zdi se, da so med prekonsolidacijo fina zrna izrinjena v pore med grobimi in tako je skelet grobih zrn bolj stabilen.

S pomočjo zgoraj pojasnenih količnikov por je možno modificirati tudi parameter stanja in relativno gostoto (glej Thevanayagam in Mohan, 2000 in Thevanayagam, 1998).



Slika 2.93: Trdnost v odvisnosti od ekvivalentnega količnika por med grobimi zrnji za normalno konsolidirani ($b = -0.8$) in prekonsolidirani ($b = 0$) pesek Old Alluvium (HS) s finimi zrnji kaolina (KS) in normalno konsolidirani ($b = -0.7$) in prekonsolidirani ($b = 0.75$) pesek Old Alluvium (HS) s finimi zrnji kremena (SS). (prirejeno po Ni s sod., 2004)

Figure 2.93: Strength against equivalent granular void ratio with $b = -0.8$ and $b = 0$ for normally consolidated and overconsolidated Old Alluvium sand (HS) with kaolin fines (KS) respectively, and $b = 0.7$ and $b = 0.75$ for normally consolidated and overconsolidated Old Alluvium sand with silica silt (SS), respectively. (adapted from Ni et al., 2004)

2.4.5 Mehansko obnašanje meljev

O mehanskem obnašanju meljev in meljev mešanih z glinami je malo eksperimentalnih podatkov. Pogosto je pri zemljinah, kjer prevladuje meljasta frakcija, prisotna tudi glinena frakcija in zato se je takšne materiale obravnavalo skupaj z glinami. Preiskave pa so pokazale, da je njihovo obnašanje lahko tudi precej drugačno. Preiskave na finem kremenu (angl. fine quartz) Atherton (1994) so pokazale, da v mehanizmu mehanskega obnašanja takšnega čistega melja ne dominirajo elektrostatične sile, kot to velja za gline. Šlo naj bi predvsem za drobljenje zrn, kar pa je značilnost peskov.

Melji z glinami, ki imajo visoko plastičnost se navadno obravnavajo kot gline. Drugače je pri meljih z glinami z nizko plastičnostjo. Ti se po obnašanju verjetno približajo peskom. Soong in sod. (2004) pokažejo, da temu ni čisto tako. Preučujejo tri nizkoplastične materiale z vsebnostjo melja med 65 in 95%. Ugotovijo, da se ciklična trdnost zmanjšuje s povečevanjem začetne strižne napetosti, kar je na primer v nasprotju z obnašanjem peska Toyoura (Hyodo s sod. 1994). Obnašanje melja nizke plastičnosti (apnenec v prahu) z monotonim in cikličnim obremenjevanjem preučujejo tudi Hyde in sod. (2006). Zanima jih predvsem zveza med monotonim in cikličnim obremenjevanjem in vpliv začetnega anizotropnega napetostnega stanja. Zanimivo je, da je pri izotropno konsolidiranih cikličnih preiskavah meja za nastop nestabilnega obnašanja črta nestabilnosti statičnih ekstenzijskih preiskav, medtem ko je pri neizotropno konsolidiranih ta meja vzeta iz statičnih kompresijskih preiskav.

Odpornost na likvifakcijo melja z dodajanjem majhnih količin gline preučujeta Guo in Prakash (1999). Ugotovita, da odpornost pada z zmanjševanjem deleža gline. Omembe vredne so tudi preiskave na melju z različnimi deleži gline, ki jih opravijo Nocilla in sod. (2006). Pokažejo, da pride do prehodnega obnašanja, ko delež gline pade pod 8%. Vprašanje je, ali v naravi obstajajo čisti melji, ki bi izkazovali prehodno obnašanje, ali pa je prehodno obnašanje posledica delovanja glinenih frakcij.

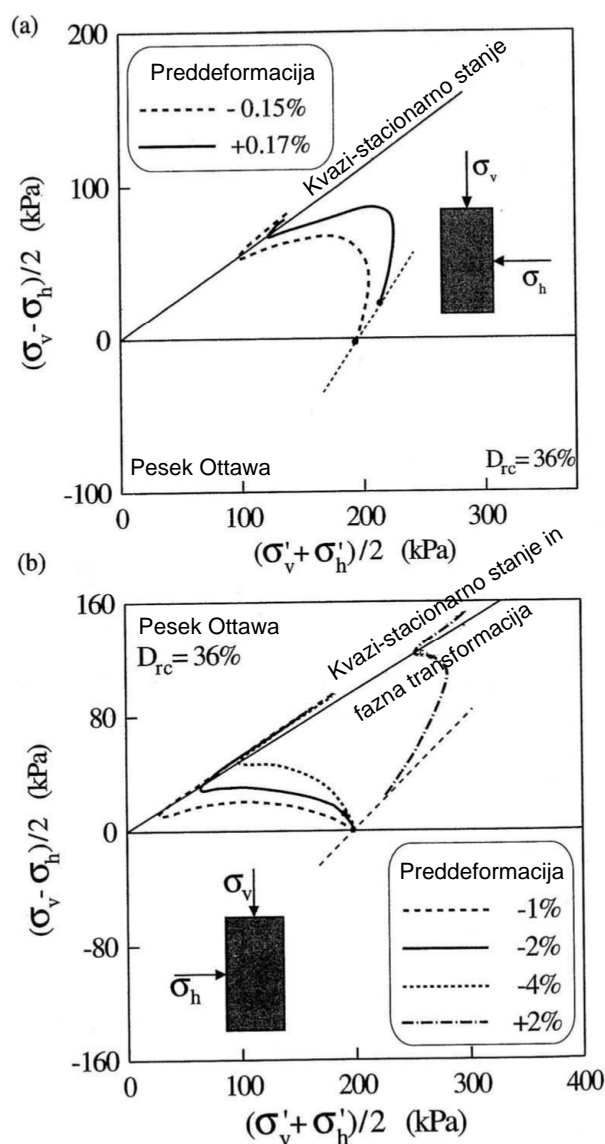
Pomemben prispevek k razumevanju obnašanja meljev predstavlja tudi delo Carrere (2008). Pokaže, da se melj z le 8% neplastičnih glinenih frakcij pridobljen iz jalovine v Stavi ne obnaša prehodno.

2.4.6 Vpliv zgodovine obremenjevanja

Ne obstaja veliko raziskav o vplivu zgodovine obremenjevanja na mehansko obnašanje peskov in peskov s finimi zrn. Zanima nas, ali se enako obnaša material, ki se trenutno nahaja v stanju največjih 'doživetih' napetosti (t.i. normalno konsolidiran material) in material, ki je bil v preteklosti obremenjen z večjimi napetostmi, kot so napetosti, katerim je izpostavljen sedaj (t.i. prekonsolidiran material). Oba materiala se trenutno nahajata v istem gostotnem in napetostnem stanju. Vaid in sod. (1989) prikazujejo material, ki je bil v preteklosti nedrenirano obremenjen in nato konsolidiran v sedanje napetostno-volumsko stanje. Pri majhnih osnih deformacijah predobremenitve, ko material še ne doseže točke nestabilnosti (t.j. vrha q), se ohranja obnašanje

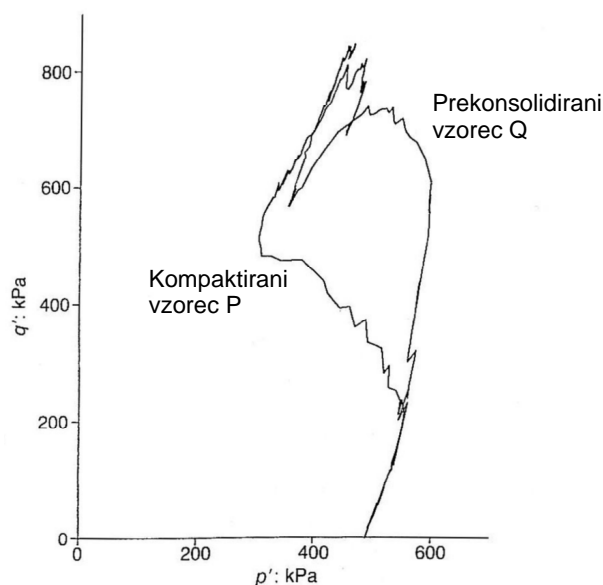
z mehčanjem. Predobremenitve izvajajo v kompresijski in ekstenzijski smeri. Ko nivo deformacije pri predobremenitvi preseže kvazi-stacionarno stanje, je obnašanje pri ponovni obremenitvi odvisno od velikosti deformacije in smeri predobremenitve glede na ponovno obremenitev. Če je smer obeh obremenitev ista, lahko pride do izničenja mehčanja materiala. Pri različni smeri pa se lahko ojača mehčanje materiala (slika 2.94), ki bi bil drugače brez predobremenitve in v istem volumsko-napetostnem stanju brez mehčanja. Coop (1990) prav tako preučuje vpliv zgodovine obremenjevanja na nedrenirani odziv. Slika 2.95 prikazuje napetostni poti dveh vzorcev, ki sta bila nedrenirano strižena iz podobnega napetostno-volumskega stanja. Vzorec P je bil kompaktiran do specifičnega volumna $v = 2.4$ in nato pod izotropno kompresijo, medtem ko je bil vzorec Q pripravljen v bolj rahlem stanju ter nato podvržen izotropni kompresiji in razbremenitvi do podobnega stanja. Na sliki se vidi, da je odziv materiala glede na različno zgodovino obremenjevanja različen. Drugi raziskovalci (npr. Finn s sod., 1971; Seed s sod., 1977) poročajo o podobnih rezultatih glede na zgodovino obremenjevanja.

Ni in sod. (2004) preučujejo, kako napetostna zgodovina vpliva na pesek Old Alluvium (HS), pesek Old Alluvium z dodanimi plastičnimi (kaolin, KS) ali neplastičnimi (kremen, SS) finimi zrni. Prva skupina vzorcev je bila izotropno konsolidirana do efektivne napetosti 215 kPa, medtem ko so bili vzorci pri drugi najprej izotropno konsolidirani do efektivne napetosti 500-kPa in nato razbremenjeni na 215 kPa. Napetost q v kritičnem stanju glede na količnik por e_s je prikazana na sliki 2.96. Ista zveza za prekonsolidirane vzorce pa je prikazana na sliki 2.97. Na sliki 2.96 lahko vidimo, da imajo pri istem e_s zrna kaolina glede na strižno trdnost čistega peska negativen vpliv, kremenčeva zrna pa pozitivnega. Proces prekonsolidacije pa je spremenil vlogo plastičnih zrn kaolina (slika 2.97), kajti prekonsolidirani vzorci KS ležijo zelo blizu vzorcev HS. Torej v tem primeru zrna kaolina nimajo več negativnega vpliva na strižno trdnost. Za razliko od tega vzorci SS opazno ne spremenijo lege, prav tako velja za čisti pesek. Podobno velja za diagrame $q - \varepsilon_a$. Rezultate s slik 2.96 in 2.97 je možno poenotiti z uporabo ekvivalentnega količnika por $(e_c)_{eq}$ in primerne vrednosti parametra b (glej poglavje 2.4.4, slika 2.93). Pri tem je zanimivo, da je potrebno b za plastična fina zrna močno spremeniti glede na normalno konsolidirano in prekonsolidirano stanje. In zato se zdi, da plastična fina zrna močno spremenijo vlogo glede na različno napetostno zgodovino. To ne velja za neplastična fina zrna, saj je potrebno b le malenkost spremeniti.



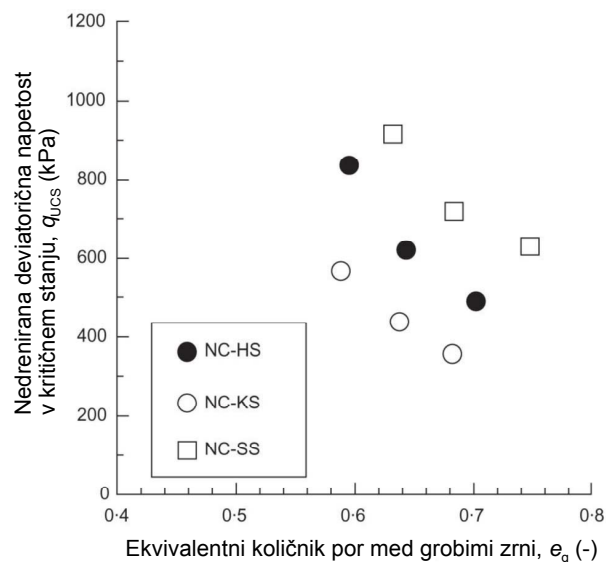
Slika 2.94: (a) Vpliv majhne predobremenitve z deformacijami na nedrenirani odziv peska Ottawa. (b) Vpliv velike predobremenitve z deformacijami. Pri veliki predobremenitvi v isti smeri kot je obremenitev, je eliminirano deviško deformacijsko mehčanje. V nasprotju s tem je lahko pri ponovni obremenitvi v nasprotni smeri kot pri predobremenitvi odziv transformiran v povečano mehčanje. (prirejeno po Vaid in Sivathayalan, 2000)

Figure 2.94: (a) Influence of small prestrain on the undrained response of Ottawa sand. (b) Influence of large prestrain. When there is large prestrain in the same direction as loading, virgin strain softening is eliminated. In contrast, for reloading in the direction opposite to that of the sense of prestrain, the sand may be transformed into an increasing strain-softening type from virgin dilative type. (adapted from Vaid and Sivathayalan, 2000)



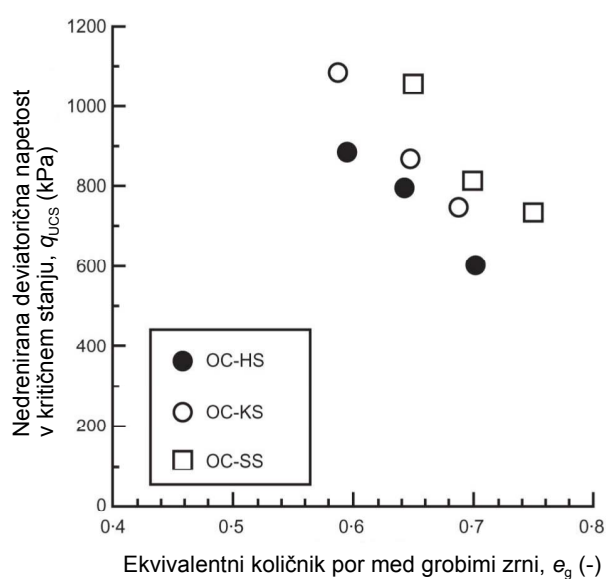
Slika 2.95: Vpliv zgodovine obremenjevanja na nedrenirani odziv peska Dogs Bay (prirejeno po Coop, 1990)

Figure 2.95: Influence of the loading history on the undrained response of Dogs Bay sand (adapted from Coop, 1990)



Slika 2.96: Točke kritičnih stanj normalno konsolidiranih vzorcev čistega peska Old Alluvium (HS), čistega peska s finimi zrnji kaolina (KS) in čistega peska s finimi zrnji kremena (SS) (prirejeno po Ni s sod., 2004)

Figure 2.96: Critical state points for normally consolidated samples of host sand from Old Alluvium (HS), host sand with kaolin fines (KS) and host sand with silica silt (SS) (adapted from Ni et al., 2004)



Slika 2.97: Točke kritičnih stanj prekonsolidiranih vzorcev čistega peska Old Alluvium (HS), čistega peska s finimi zrnji kaolina (KS) in čistega peska s finimi zrnji kremena (SS) (prirejeno po Ni s sod., 2004)

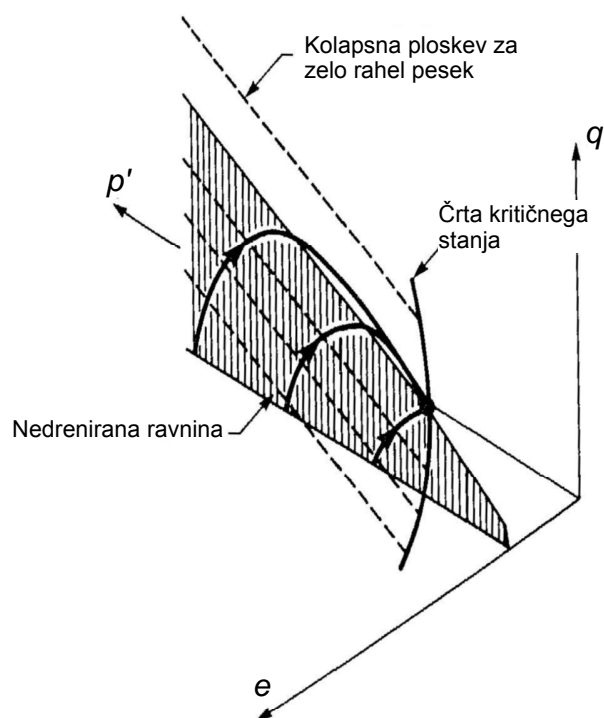
Figure 2.97: Critical state points for overconsolidated samples of host sand from Old Alluvium (HS), host sand with kaolin fines (KS) and host sand with silica silt (SS) (adapted from Ni et al., 2004)

2.4.7 Stanje nestabilnosti v nedreniranih pogojih

Stanje nestabilnosti se lahko pojavi pri materialu, ki se obnaša zelo kontrakcijsko in je obremenjen v nedreniranih pogojih. Gre za stanje, pri katerem napetost q doseže največjo vrednost (q_{\max}). Stanje je velikega praktičnega pomena za okarakteriziranje potenciala likvifikacije, saj se z njim začne likvifikacija s tečenjem oz. statična likvifikacija (angl. flow liquefaction; static liquefaction). Ta izraz se v literaturi dostikrat uporablja, ne glede na to, ali je material res dosegel tekoče stanje (t.j. $p' \simeq 0$) ali ne. Gre za to, da po stanju nestabilnosti strižna trdnost materiala hipoma pade. Material tako ni več sposoben prenašati obtežbe in ravnovesje je porušeno. Sledi porušitev, ki ima lahko katastrofalne posledice, saj so hipoma generirane plastične deformacije lahko enormne. Lade in Yamamuro (1999) navajata 14 primerov takšnih porušitev (statične likvifikacije). Zraven bi lahko prišteli še nekatere druge (Carrera, 2008). Nam najbližja tragedija je Stava iz Italije leta 1985 (Colombo in Colleselli, 2003; Carrera, 2008). Večinoma gre za primere naravnih obalnih nasipov, hidravličnih refulnih jezov in potopljenih odlagališč (angl. natural submarine slopes, hydraulic fill dams, man-made submerged fills). Verjetno bi v ta tip porušitev lahko uvrstili tudi tragedijo plazu Stože pod Mangartom iz leta 2000 (Petkovšek, A., 2000/2001).

Veliko avtorjev je skušalo povezati točke nestabilnosti v enotne črte in iskati faktorje, ki vplivajo nanje. Osnova deformacija, pri kateri se pojavi točka q_{\max} je pri triosni preiskavi velikostnega reda do 1%. Ker je to stanje zgodnjega deformiranja, imajo lahko razlike v pripravi materiala velik vpliv na pozicijo točke q_{\max} . Sladen in sod. (1985) so bili med prvimi, ki so odkrili povezanost točk nestabilnosti v ravnini $q - p'$. Imenovali so ga kolapsna ploskev (angl. collapse surface). Ugotovili so, da za vsak količnik por obstaja kolapsna ploskev, ki seka črto kritičnega stanja. Postavili so teoretični okvir, v katerem kolapsna črta v ravnini tvori v prostoru $q - p' - e$ ploskev, ki seka črto kritičnega stanja (slika 2.98). V ravnini $q - p'$ predstavlja ploskev ravne vzporedne črte, ki se z zmanjševanjem količnika por vzporedno premikajo navzgor in sekajo črto kritičnega stanja. Potrebno je poudariti, da ne gre za mejno ploskev stanja, saj ne omejuje možnih stanj materiala, temveč ploskev predstavlja mejo med območjem s stabilnim in nestabilnim obnašanjem v nedreniranih pogojih. V ravnini $q - p'$ je območje med črto kritičnega stanja in kolapsno ploskvijo nestabilno. Tu je potrebno poudariti, da je to območje nestabilno le v nedreniranih pogojih (Chu in Leong, 2002).

Obliko in lego kolapsne ploskve potrди tudi Ishihara (1993) za pesek Toyoura v rahlem stanju. V nasprotju s tem pa Vaid in Chern (1985) in Lade (1993) predpostavijo, da poteka ravna črta, ki povezuje točke nestabilnosti skozi koordinatno izhodišče ravnine $q - p'$. Imenujejo jo črta likvifikacije s tečenjem (angl. flow liquefaction line). Yamamuro in Lade (1997) ter Chu in Leong (2002) pokažejo, da črta nestabilnosti ni enotna. Odvisna je namreč od količnika por in efektivnih napetosti. Chu in Leong (2002) preiskujeta morski pesek iz Singapurja. Material je bil nedrenirano strižen pri različnih količnikih por (slika 2.99) in istemu začetnemu efektivnemu stanju. Z zmanjševanjem količnika por se točke nestabilnosti pomikajo navzgor proti črti kritičnega stanja. Podobne rezultate dobila tudi Yamamuro in Lade (1997) za rahel pesek



Slika 2.98: Kolapsna ploskev v prostoru $q - p' - e$ skupaj s tipičnimi potmi napetost-količnik por v triosni nedrenirani kompresijski ravnini (prirejeno po Sladen s sod., 1985)

Figure 2.98: The collapse surface in $q - p' - e$ space, showing typical stress-void ratio paths in triaxial compression undrained plane (adapted from Sladen et al., 1985)

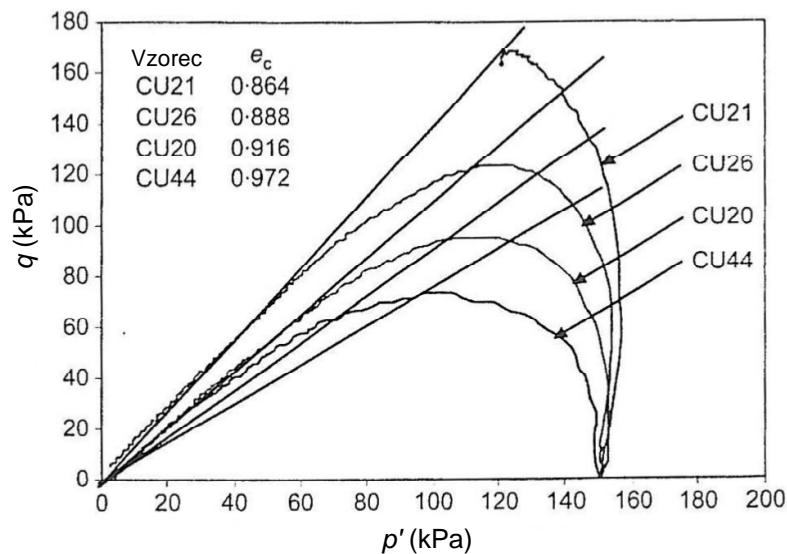
Nevada s 6% finih zrn (slika 2.100b). Spreminjata tudi začetno efektivno napetost in pokažeta, da naklon črte nestabilnosti rahlo narašča z večanjem začetne efektivne napetosti, predvsem če je material v zelo rahlem stanju (slika 2.100a).

Chu in Leong (2002) sta čistemu pesku dodajala tudi fina zrna kaolina (FC od 2 do 10%) in dobila slabo stopnjevano zrnat material. Za primerjavo rezultatov uporabita količnik por e_s (glej poglavje 2.4.3). Smotrnost uporabe e_s utemeljujeta s tem, da do neke količine finih zrn le-ta zgolj zapolnijo pore med grobimi zrn in nič ne vplivajo na odziv materiala. Slika 2.101 prikazuje, da z uporabo količnika por e_s dobimo poenoteno zvezo glede napetostnega razmerja v nestabilnosti med čistim peskom in peskom s finimi zrn.

Yang J. (2002) ponovno analizira rezultate triosnih preiskav Castra s sod. (1982), Sladena s sod. (1985) in Ishihare (1993). Obravnava torej peske Banding No. 6, Leighton Buzzard, Nerlerk in Toyoura. Za vse štiri materiale pokaže, da je naklon črte nestabilnosti odvisen od nivoja napetosti p' (glej sliko 2.102 za pesek Toyoura). Poleg tega Yang J. za peska Leighton Buzzard in Toyoura pride do zelo pomembne zveze med napetostnim razmerjem q/p' v točki nestabilnosti in parametrom začetnega stanja ψ_0 pred striženjem (slika 2.103) v obliki:

$$q/p' = 0.8M \exp(A\psi_0). \quad (2.19)$$

Iz nje se vidi, da ima bolj rahel material večje območje nestabilnosti. Potrebne so dodatne



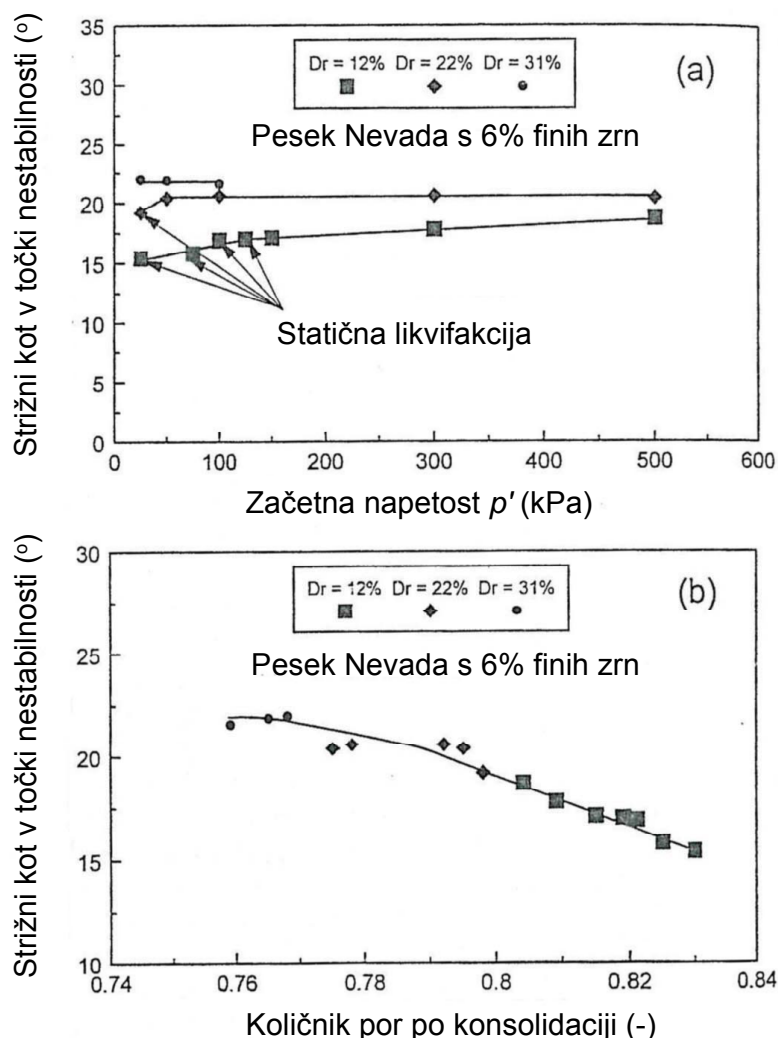
Slika 2.99: Nedrenirane efektivne napetostne poti in črte nestabilnosti za morski pesek iz Singapurja, ki je bil strižen v nedrenirani triosni kompresiji pri isti srednji efektivni napetosti p' , vendar pri različnih začetnih količnikih por e_c (prirejeno po Chu in Leong, 2002)

Figure 2.99: Undrained effective stress paths and instability lines for marine-dredged sand from Singapore sheared in undrained triaxial compression from the same mean effective stress p' , but from different initial void ratios e_c (adapted from Chu and Leong, 2002)

preiskave, da bi potrdili predlagano zvezo, ki bi lahko bila velikega inženirskega pomena, če bi jo uporabili skupaj z zvezami med in-situ parametrom stanja ψ , CPT odpornostjo in drugimi terenskimi parametri (Been, 1998).

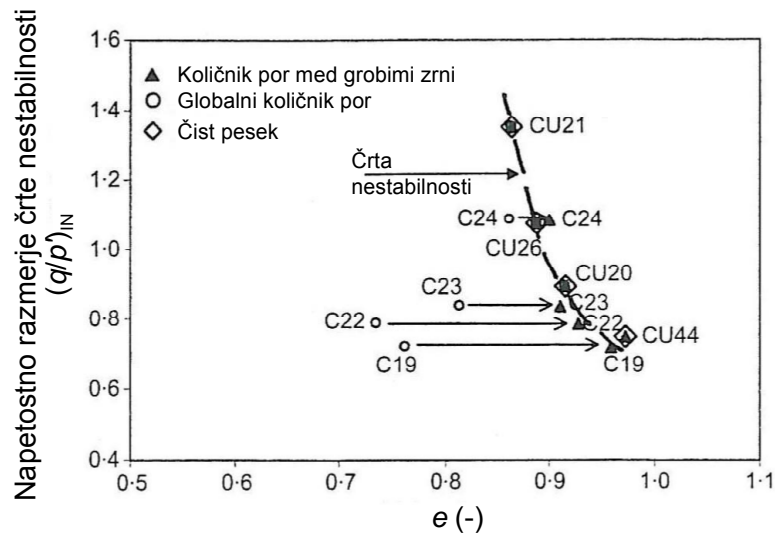
Jefferies in Been (2004) predlagata uporabo parametra stanja ψ v točki nestabilnosti namesto parametra ψ_0 . Podajata širok pregled zvez med normaliziranim napetostnim razmerjem η/M in parametrom stanja ψ v točkah nestabilnosti za različne peske (slika 2.104). Vidimo lahko splošno veljaven padajoč trend η/M z večanjem ψ .

Yang S. (2004) preučuje črte nestabilnosti pri pesku Hokksund z dodajanjem deleža neplastičnega melja Chengbei. Material je preiskovala pri različnih začetnih relativnih gostotah. Glede na pričakovanja se pri vsaki mešanici peska in melja naklon črte nestabilnosti povečuje z večanjem relativne gostote. Zanimiva je primerjava med rezultati glede na več ali manj konstantno relativno gostoto in spremenljivim deležem finih zrn (slika 2.105). Kot lahko vidimo s slike, se območje nestabilnosti z večanjem FC razširja, dokler FC ne doseže vrednosti 50%. Potem pa se območje nestabilnosti začne zmanjševati pri $FC = 70$ in 94%.



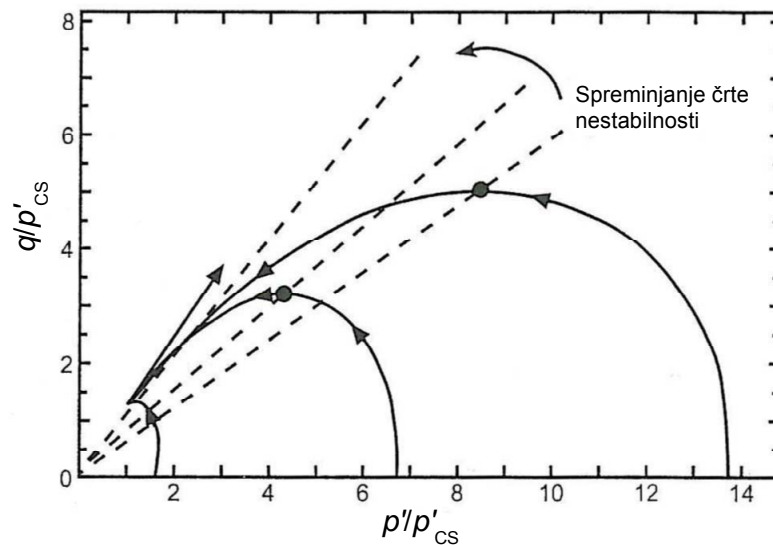
Slika 2.100: Strižni koti v točkah nestabilnosti za tri najmanjše relativne gostote peska Nevada (s 6% finih zrn). (a) Povečanje relativne gostote poveča strižni kot. Testi, ki so doživeli statično likvifikacijo kažejo nižje strižne kote nestabilnosti. Največji relativni gostoti (22 and 31%) izkazujeta sorazmeroma konstantne kote nestabilnosti v odvisnosti od radialnega tlaka, medtem ko pesek pri relativni gostoti 12% kaže rahlo povečevanje kota z radialnim tlakom. (b) Enotna zveza med strižnim kotom v točkah nestabilnosti in količnikom por po konsolidaciji. (prirejeno po Yamamuro in Lade, 1997)

Figure 2.100: Instability friction angles of the three loosest relative densities of Nevada sand (containing 6% fines). (a) Increases in relative density increase the instability angle. Tests exhibiting static liquefaction indicate lower instability angles. The two higher densities (22 and 31%) show relatively constant instability angles with confining pressure, while the more compressible sand at the lower relative density (12%) shows a slightly increasing instability angle with confining pressure. (b) A unique relationship between the instability angle and the void ratio after consolidation. (adapted from Yamamuro and Lade, 1997)



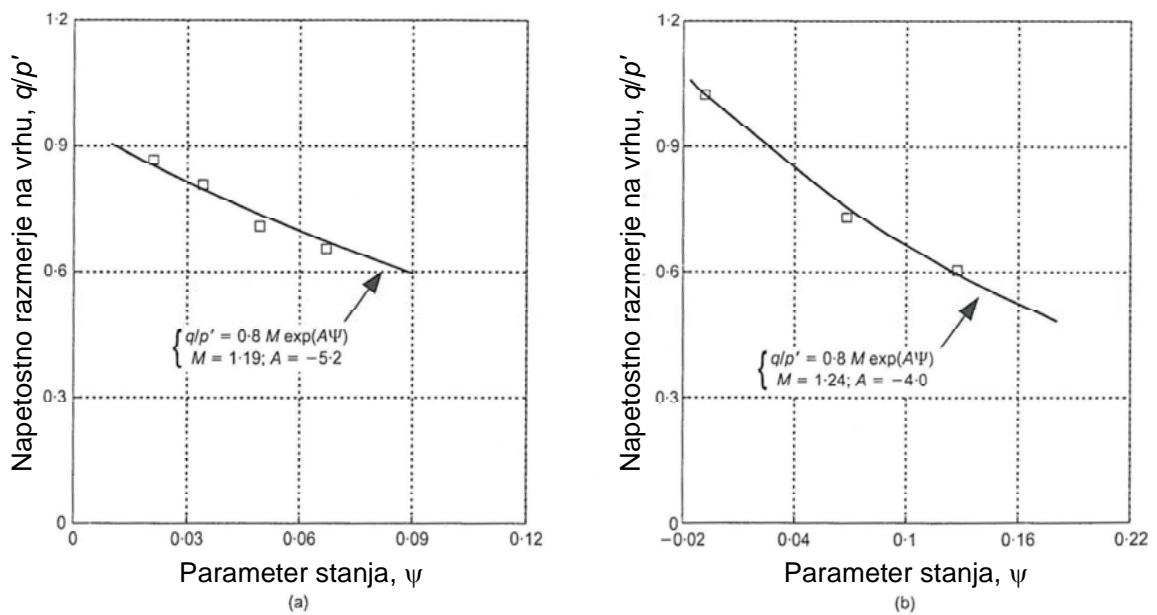
Slika 2.101: Zveza med napetostnim razmerjem črte nestabilnosti in količnikom por med grobimi zrni za čisti in meljast pesek (pesek marine-dredged iz Singapurja). Vidimo lahko, da enotne zveze ne bi mogli dobiti z uporabo globalnega količnika por. (prirejeno po Chu in Leong, 2002)

Figure 2.101: Relationship between the stress ratio of the instability line and the intergranular void ratio for both clean and silty sand (marine-dredged sand from Singapore). It can be observed that the same relationship cannot be achieved by using the global void ratio. (adapted from Chu and Leong, 2002)



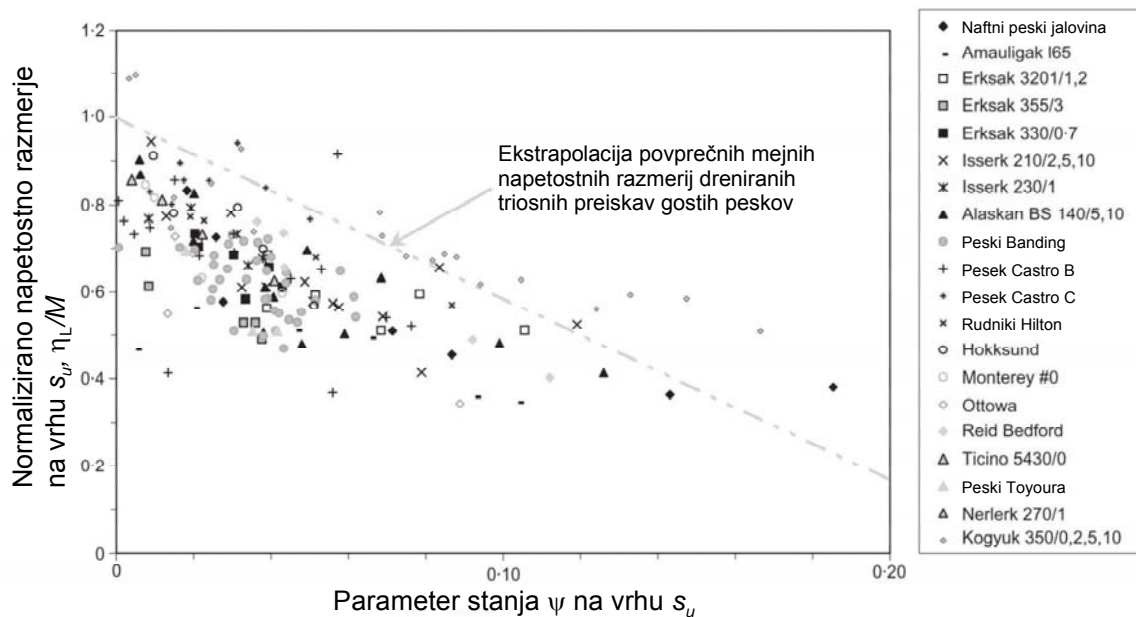
Slika 2.102: Spreminjanje črte nestabilnosti v ravnini napetostnih poti za pesek Toyoura. Podatki od Ishihare (1993). (prirejeno po Yang J., 2002)

Figure 2.102: Varying instability line in stress path plane for Toyoura sand. Data from Ishihara (1993). (adapted from Yang J., 2002)



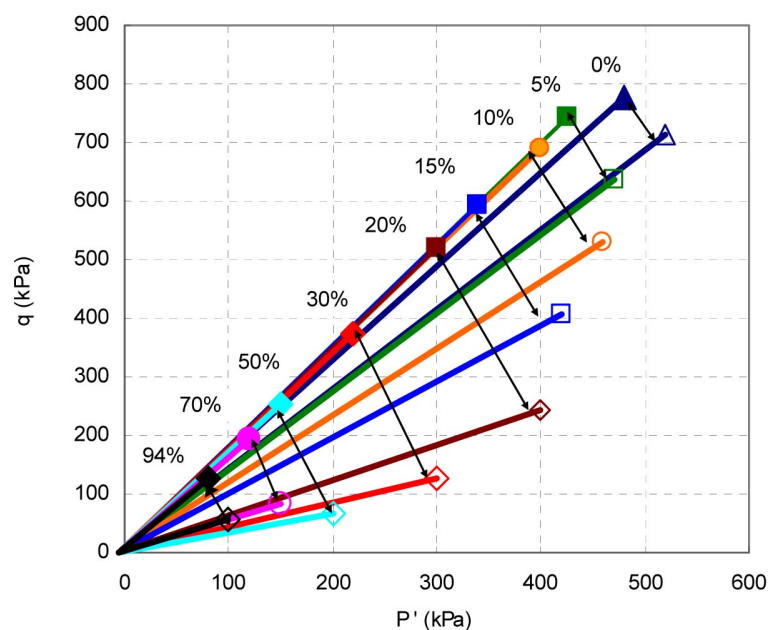
Slika 2.103: Zveza med napetostnim razmerjem na vrhu in parametrom stanja na začetku striga: (a) pesek Leighton Buzzard (podatki od Sladen s sod.,1985), (b) pesek Toyoura (podatki od Ishihara, 1993). (prirejeno po Yang J., 2002)

Figure 2.103: Relationship between peak stress ratio and state parameter at the beginning of shearing: (a) Leighton Buzzard sand (data from Sladen et al.,1985), (b) Toyoura sand (data from Ishihara, 1993). (adapted from Yang J., 2002)



Slika 2.104: Splošni trend normaliziranega napetostnega razmerja v točkah nestabilnosti v odvisnosti od parametra stanja za peske in peske s finimi zrnji. Dodana je tudi trendna črta, ki je ekstrapolirana iz povprečnega mejnega napetostnega razmerja dreniranih triosnih preiskav gostih peskov. (prirejeno po Jefferies in Been, 2004)

Figure 2.104: General trend of normalised stress ratio at instability points versus state parameter at instability points for sands and sand with fines. In addition, the trend line extrapolated from average limiting stress ratio in drained triaxial tests on dense sands is superimposed. (adapted from Jefferies and Been, 2004)



Slika 2.105: Spreminjanje območja nestabilnosti za pesek Hokksund z različnimi deleži ne-plastičnega melja Chengbei. Vidimo lahko, da se s povečevanjem FC območja nestabilnosti razširjajo do $FC = 50\%$. Pri vzorcih s $FC = 70$ in 90% pa območji postaneta ožji. (Yang S., 2004)

Figure 2.105: Varying instability regions for Hokksund sand with various amounts of non-plastic Chengbei silt. It can be observed that increasing FC widens the regions until $FC = 50\%$. For samples with $FC = 70$ and 90% the region becomes smaller. (Yang S., 2004)

2.4.8 Drobljenje zrn

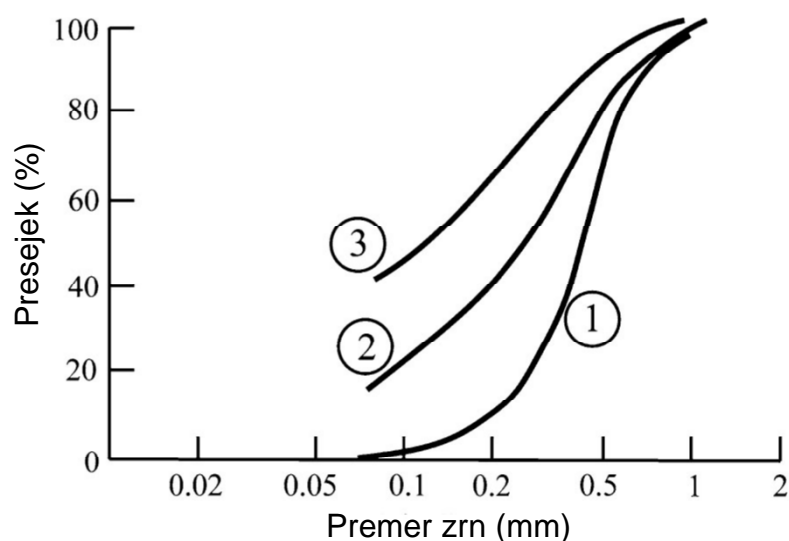
Zadnje desetletje je postalo raziskovanje drobljenja zrn (angl. particle breakage, crushing) granularnih materialov kot posledica mehanskih obremenitev zelo popularno. Razlog za motivacijo raziskovanja je predvsem v spoznanju, da tudi v območju inženirskih obremenitev nekaterih materialov lahko pride do drobljenja, kar je v nasprotju s preteklim mišljenjem. Do drobljenja prihaja pri materialih s šibkimi zrni, kot so: karbonatni peski (npr. Coop s sod., 2004; Nakata s sod., 1999), vulkanske zemljine (Miura in Yagi, 2003) in ledeniški sedimenti (Hooke in Iverson, 1995).

Do drobljenja pride, ko kontaktne napetosti med zrni zaradi zunanje obremenitve presežejo trdnost zrna. Nanjo v prvi vrsti vpliva mineraloška sestava. Velik vpliv na trdnost zrna ima tudi njegova velikost (McDowell s sod., 1996). Poleg tega je pri velikem koordinacijskem številu (t.j. število kontaktov zrna s sosednjimi zrni) obtežba enakomernejše porazdeljena po zrnu, oziroma je možnost porušitve zrna v nategu zmanjšana in je tako verjetnost za zlom manjša. Na drobljenje močno vpliva tudi velikost napetosti in deformacij materiala in način obremenjevanja.

Posledica drobljenja je spremenjena granulometrijska sestava materiala, struktura, vezljivost in oblika zrn, kar vse vpliva na mehansko obnašanje materiala. Vpliv deleža finih zrn na mehansko obnašanje je opisan v poglavju 2.4.2. Vesić in Clough (1968) poročata o spremembah granulometrijske sestave peska Chattahoochee River med različnimi fazami triosne preiskave pri visokih napetostih (slika 2.106). Na sliki lahko vidimo, da se pri drobljenju povečuje masni delež bolj drobnih zrn, medtem ko delež največjih zrn ostaja več ali manj nespremenjen. Jasno je viden tudi vpliv načina obremenjevanja.

Iz podobnih eksperimentalnih rezultatov izhaja hipoteza o 'preživetju' zrn največjih velikosti, ali z drugimi besedami, da gre pri drobljenju za zasuk granulometrijskih krivulj okoli največjih velikosti zrn. To je potrjeno tudi z numeričnimi študijami, ki vključujejo verjetnost porušitve zrna (McDowell s sod., 1996) in analize z diskretnimi elementi (angl. DEM, discrete element method) drobljivih aglomeratov sferičnih zrn (Cheng s sod., 2005). Razlog za 'preživetje' zrn največjih velikosti naj bi bil predvsem v njihovem velikem koordinacijskem številu, saj veliko število kontaktov s sosednjimi zrni preprečuje porušitev zrna v nategu, ki velja za glavni mehanizem drobljenja. V bistvu naj bi šlo za to, da ugoden vpliv velikega koordinacijskega števila prevlada nad večjo verjetnostjo za imperfektnost večjih zrn (Muir Wood, 2008).

McDowell in Bolton (1998) postavita hipotezo, da je ravni del normalne kompresijske črte za drobljive materiale povezan z razvojem granulometrije materiala. Na sliki 2.107 so prikazani podatki edometrske kompresije koksa Petroleum skupaj z razvojem granulometrijskih krivulj. S slike lahko vidimo, da je pri zelo visokih napetostih dosežena stacionarna granulometrijska krivulja, o kateri poročajo tudi Nakata s sod. (2001) za kremenčev pesek. Prav tako Coop in sod. (2004) s pomočjo Bishopovega aparata krožnega striga prikažejo vrtenje granulometrijskih krivulj okoli velikosti največjih zrn za frakcijo peska Dogs Bay vse do strižne deformacije 11 100% (slika 2.108). Vidimo lahko, da se krivulje s povečevanjem deformacij asimptotično



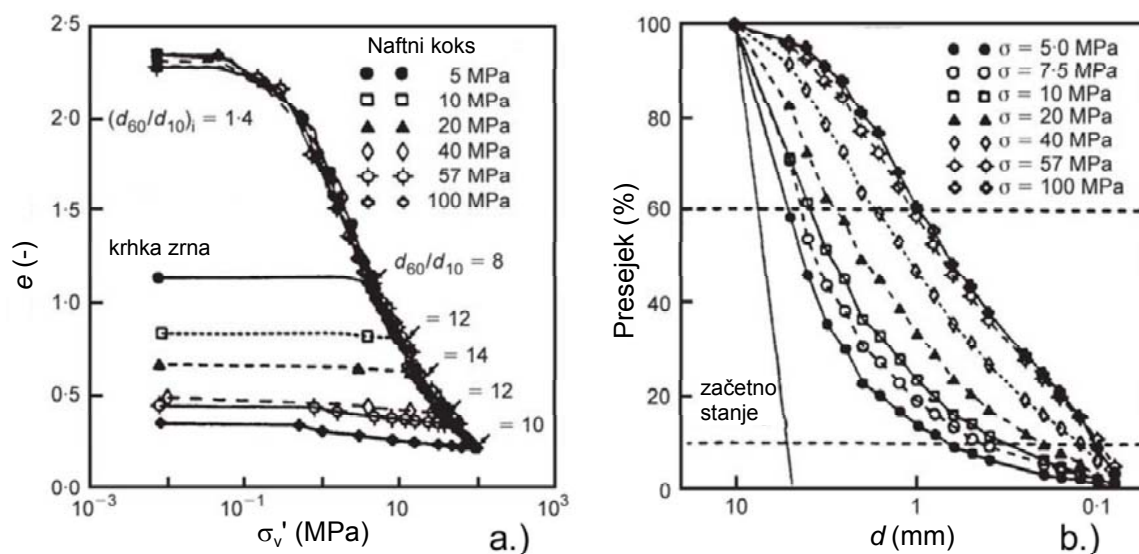
Slika 2.106: Spremembe granulometrijskih krivulj peska Chattahoochee River: 1) pred preiskavo, 2) po izotropni kompresiji do 62.1 MPa in 3) po triosni kompresiji do porušitve pri radialnem tlaku 62.1 MPa (Muir Wood in Maeda, 2008; prirejeno po Vesić in Clough, 1968)
Figure 2.106: Grading changes of Chattahoochee River sand: 1) before testing, 2) after isotropic compression to 62.1 MPa, 3) after triaxial compression to failure with confining pressure 62.1 MPa (Muir Wood and Maeda, 2008; adapted from Vesić and Clough, 1968)

približujejo mejni porazdelitvi, ki ima fraktalno obliko (McDowell s sod., 1996; McDowell s sod., 1998). Besedo 'fraktalno' uporabljamo v pomenu, da je delež zrn med velikostmi z istim medsebojnim razmerjem neodvisen od dejanskih velikosti zrn. Tudi glede na druge eksperimentalne rezultate se zdi, da se mejne porazdelitve granularnih materialov približujejo fraktalni obliki.

Vprašanje je, ali na nasprotni strani granulometrijskih krivulj obstaja spodnja meja velikosti zrn, pri kateri se drobljenje ustavi (angl. comminution limit) (Muir Wood, 2006, 2008). Kendall (1978) teoretično in eksperimentalno pokaže, da obstaja kritična velikost zrna, pri kateri razpoke ne morejo napredovati pod tlačnimi silami, saj se zrno začne obnašati duktilno. V zvezi s tem McDowell in Bolton predpostavljata, da je sprememba ukrivljenosti normalne kompresijske črte pri nizkih količnikih por na sliki 2.107a posledica meje drobljenja.

Težava pri iskanju meje drobljenja je v običajno uporabljenem načinu merjenja porazdelitve velikosti zrn. Pod velikostjo 0.063 mm oziroma 0.074 mm se jo namreč navadno določa s pomočjo sedimentacijskih analiz, ki pa žal niso dovolj natančne. Zato smo v okviru disertacije uporabili aparat QICPIC, ki omogoča veliko natančnost merjenja zrn velikosti ≥ 0.002 mm. S pomočjo tega aparata smo namesto uporabe sejalnih in sedimentacijskih analiz izmerili drobljenje obeh preučevanih materialov kot posledico različnih mehanskih obremenitev (glej poglavje 3.5).

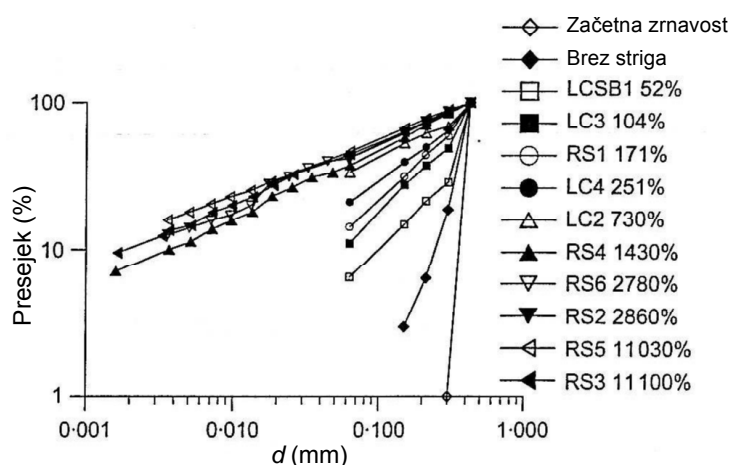
Dreimanis in Vagners (1971) sta preučevala granulometrijsko sestavo podledeniškega materiala (angl. subglacial debris) med transportom glede na oddaljenost od poznanega izvora materiala. Ugotovila sta, da večja zrna prevladujejo v bližini izvora, medtem ko je zastopanost finih



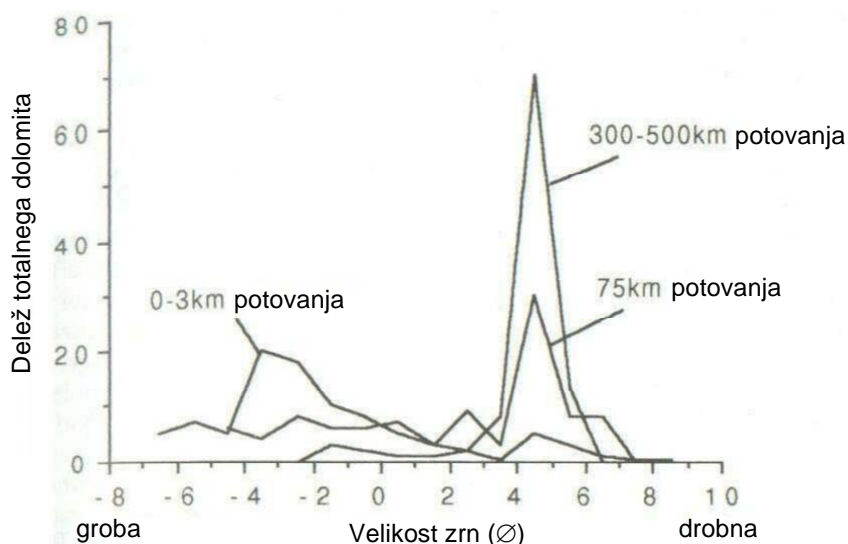
Slika 2.107: Edometrijske preiskave koksa Petroleum: a) krivulje stisljivosti v ravnini $e - \sigma'_v$, b) razvoj granulometrijskih krivulj glede na največjo napetost σ'_v (prirejeno po McDowell in Bolton, 1998)

Figure 2.107: Oedometer data on Petroleum coke: a) compression curves in $e - \sigma'_v$ plane, b) evolving particle size distributions according to maximum stress σ'_v (adapted from McDowell and Bolton, 1998)

zrn z oddaljenostjo od izvora vedno večja (glej sliko 2.109). Ugotavljata, da za njun naravni material obstaja spodnja meja velikosti zrn, pod katero ne prihaja več do drobljenja, ne glede na oddaljenost od izvora. Karrow (1976) razlaga ta pojav s tem, da ima vsak mineral svojo končno granulometrijsko krivuljo, v katero je zdrobljen med dovolj dolgim ledeniškim transportom. Ekstremno striženje med ledeniškim transportom lahko pripelje do tega, da zemljina doseže za prisotne minerale končne velikosti zrn in se tako granulometrijska krivulja materiala kot celote z nadaljnjim striženjem ne spreminja več. Altuhafi in sod. (2006) tako končno stanje zasledijo na islandskem ledeniškem materialu, katerega granulometrijske sestave ni bilo več možno spremeniti v krožnem strižnem aparatu.



Slika 2.108: Razvoj granulometrijskih krivulj peska Dogs Bay (ene frakcije) v krožnem strižnem aparatu. Uporabljeni sta dvojni logaritmični osi. (prirejeno po Coop s sod., 2004)
 Figure 2.108: Evolution of particle size distribution in ring shear tests on Dogs Bay sand (one fraction): double logarithmic axes (adapted from Coop et al., 2004)

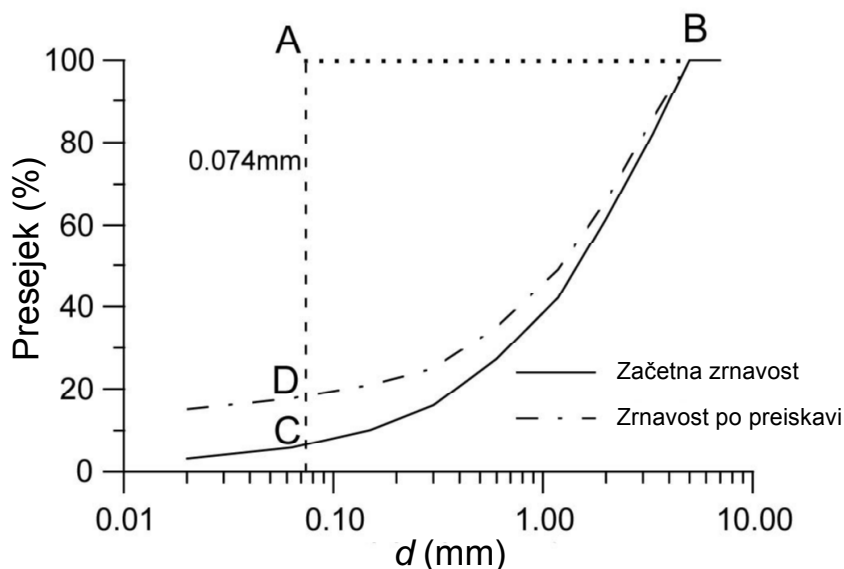


Slika 2.109: Frekvenčne distribucije dolomita v vzorcih podledeniškega materiala, ki kažejo na postopno drobljenje materiala med transportom (prirejeno po Dreimanis in Vagners, 1971)
 Figure 2.109: Frequency distributions of dolomite in till samples showing the effect of progressive particle crushing during transport (adapted from Dreimanis and Vagners, 1971)

Indeksi drobljenja. Drobljenje materiala je potrebno na nek način kvantificirati. V literaturi lahko najdemo za to različne indekse. Največkrat uporabljen indeks je relativno drobljenje B_r (angl. relative breakage), ki ga je definiral Hardin (1985). Na sliki 2.110 so prikazane točke in krivulje potrebne za njegov izračun. Najprej izračunamo potencial drobljenja B_p , ki predstavlja ploščino nad začetno granulometrijsko krivuljo omejeno s črtama AB in AC. Nato izračunamo še celotno drobljenje B_t kot ploščino BCDB. Indeks B_r izračunamo nato kot:

$$B_r = \frac{B_t}{B_p}. \quad (2.20)$$

Pomanjkljivost indeksa B_r je v tem, da ne upošteva drobljenja zrn velikosti pod 0.074 mm. Poleg tega pa njegova vrednost nikoli ne more biti enaka 1.0, saj vedno ostane območje, ki ga realne granulometrijske krivulje ne morejo doseči.



Slika 2.110: Definicija parametra drobljenja B_r (prirejeno po Coop in Lee, 1993; povzeto po Hardin, 1985)

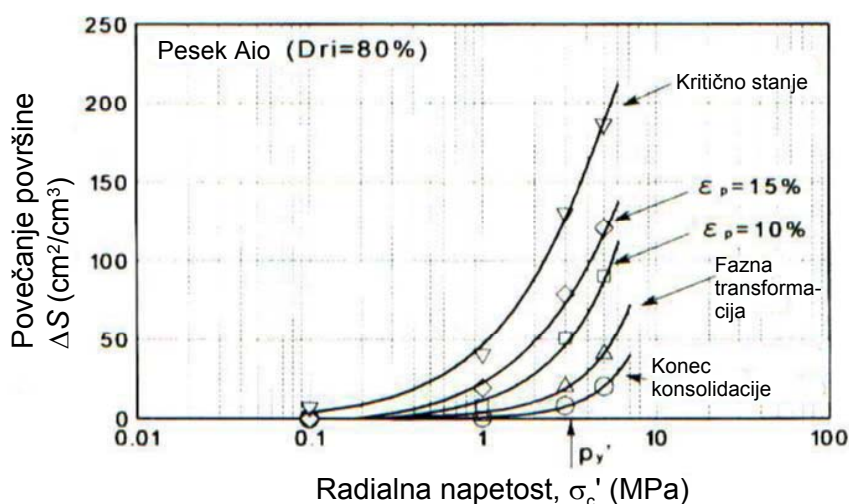
Figure 2.110: Definition of relative breakage B_r (adapted from Coop and Lee, 1993; based on Hardin, 1985)

Muir Wood (2006) definira indeks drobljenja I_G , pri katerem je predpostavljeno, da poznamo mejno (končno) granulometrijsko krivuljo. I_G je definiran kot razmerje med ploščino pod trenutno in končno granulometrijsko krivuljo. Na ta način lahko I_G zasede vrednosti med 0 in 1. Ko doseže I_G vrednost 1.0, je material dosegel svojo kritično zrnastostno sestavo in do nadaljnjega drobljenja ne more več priti. Indeks I_G je konceptualno sprejemljiv, problem pa predstavlja izbira, oziroma določitev končne granulometrijske krivulje in s tem posledično tudi primerljivost med objavljenimi rezultati iz literature.

V uporabi so tudi drugi indeksi drobljenja, kot so na primer: prirastek površine zrn na enoto mase ali volumna (McDowell s sod., 2002) in indeks B , ki je nekakšen hibrid med indeksoma B_r in I_G (Einav, 2007).

V disertaciji smo uporabljali Hardinov indeks relativnega drobljenja B_r . Razlog za njegovo uporabo je v tem, da nam ni bilo potrebno poznati mejnih granulometrijskih krivulj in prav tako je bila omogočena primerjava z rezultati iz literature.

Razvoj drobljenja zrn med kompresijo in strigom. Veliko avtorjev je preučevalo razvoj drobljenja med kompresijo in strigom. Hyodo in sod. (2002) preučijo drobljenje kremenčevega peska Aio med izotropno kompresijo in nedreniranim triosnim strigom. Ugotovijo, da do začetka drobljenja pride okoli točke tečenja (p'_y) med izotropno kompresijo (glej sliko 2.111). Glavni del drobljenja pa se razvije med stanjem fazne transformacije in kritičnim stanjem.

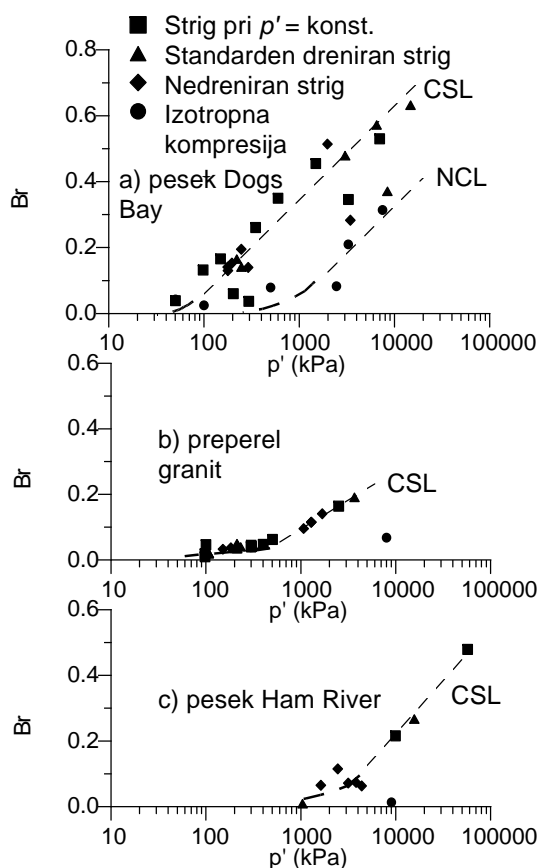


Slika 2.111: Razvoj drobljenja med izotropno kompresijo in nedreniranim strigom v triosni celici (prirejeno po Hyodo s sod., 2004)

Figure 2.111: Development of particle breakage during isotropic compression and undrained shearing in triaxial cell (adapted from Hyodo et al., 2004)

Slika 2.112 prikazuje drobljenje zrn med triosnimi preiskavami, ki sta jih izvedla Coop in Lee (1993), na pesku Dogs Bay, preperelem granitu in pesku Ham River. Pokazala sta na obstoj enoličnih zvez med relativnim drobljenjem B_r (Hardin, 1985) in logaritem srednje efektivne napetosti p' za črto normalne kompresije (NCL) in črto kritičnega stanja (CSL). Ob pogledu na sliko 2.112 se poraja vprašanje vpliva začetnega volumskega stanja materiala, granulometrijske sestave in napetostne zgodovine na drobljenje. Altuhafi in Coop (2009) za pesek Dogs Bay prikažeta povezave med začetnim količnikom por in relativnim drobljenjem B_r ter širino granulometrijske krivulje, ki jo definirata s parametrom $R_D = D_{90}/D_{10}$, kjer sta D_{90} in D_{10} velikosti zrn pri 90 in 10% presejkah (slika 2.113). S slike se jasno vidi, da je drobljenje večje pri višjih začetnih količnikih por, prav tako pa se s povečevanjem širine granulometrijske krivulje drobljenje zmanjšuje. Pojav si lahko razložimo s tem, da so pri višjih količnikih por koordinacijska števila zrn manjša, zaradi česar so večje kontaktne napetosti na zrnih in s tem večje drobljenje. Pri bolj dobro stopnjevano zrnatem materialu pa so koordinacijska števila večja, kar zaradi manjših kontaktnih napetosti zmanjša drobljenje. Slika 2.114 poleg zveze $B_r - R_D$ s slike 2.113 prikazuje tudi zvezo med naklonom črte 1D NCL λ (tokrat prikazan z negativnimi

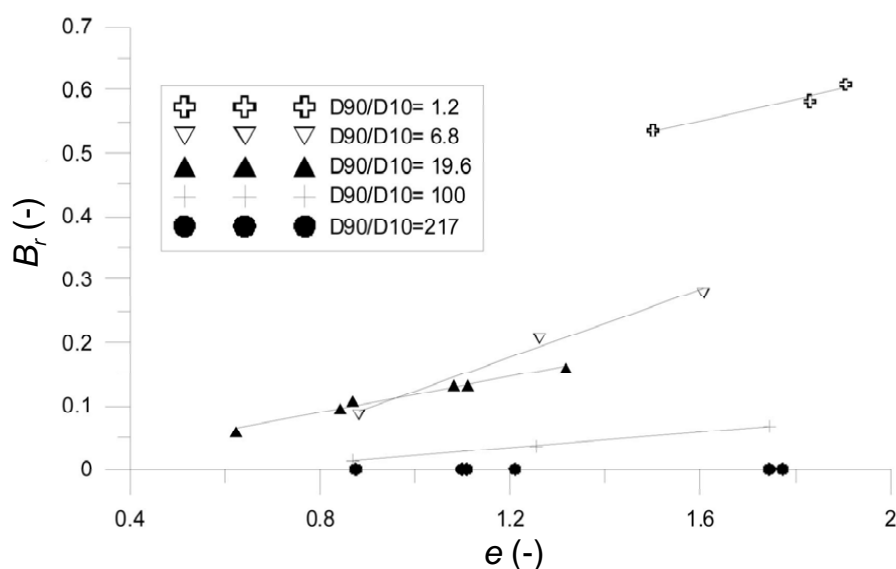
vrednostmi) in parametrom R_D . Vidimo lahko, da naklon črte 1D NCL s povečevanjem širine granulometrijske krivulje (t.j. s povečevanjem parametra R_D) pada. Na tem mestu velja omeniti tudi povezave o enotnosti črte 1D NCL in drobljenjem. Altuhafi in Coop (2009) pokažeta, da pri obremenjevanju peska Dogs Bay s fraktalno začetno granulometrijsko sestavo do napetosti $\sigma'_v = 30$ MPa v edometru ne pride do drobljenja zrn, prav tako pa se odsotnost drobljenja kaže v nekonvergiranju črt 1D NCL (slika 2.115), kar je značilno za prehodne zemljine (angl. transitional soils; poglavje 2.3.2).



Slika 2.112: Drobljenje zrn med izotropno kompresijo in triosnim strigom (Coop, 2003; prirejeno po Coop in Lee, 1993)

Figure 2.112: Particle breakage for isotropically compressed and sheared samples (Coop, 2003; after Coop and Lee, 1993)

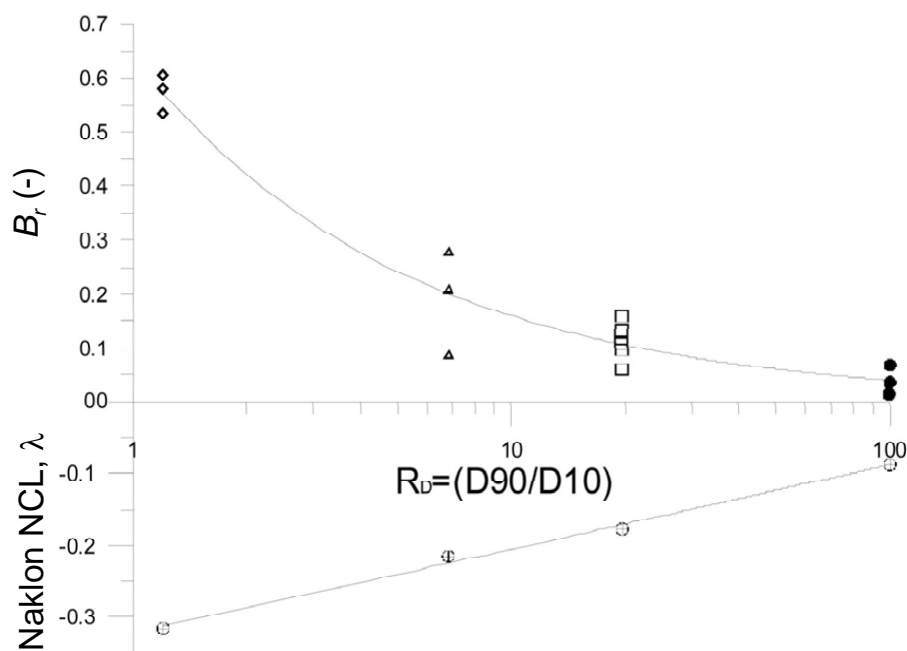
Povezavo med volumsko deformacijo in drobljenjem preučijo Coop in sod. (2004) z Bishopovim krožnim strižnim aparatom. Glede na rezultate postavijo hipotezo, da kritično stanje pri triosnih preiskavah, pri katerem pride do konstantnega volumna, predstavlja le prehodno stanje, pri katerem se izničita drobljenje s kontrakcijsko volumsko deformacijo in pregrupiranje zrn (angl. rearrangement) z dilatacijsko deformacijo. Podobno predpostavijo v konstitutivnih modelih Chandler (1985) ter Baharom in Stallebrass (1998). Pri preiskavah Coopa in sod. pride do konstantne volumske deformacije šele pri zelo velikih strižnih deformacijah (okoli 2000% pri $\sigma'_v = 650 - 860$ kPa), pri čemer so pri nižjih napetostih potrebne precej večje deformacije



Slika 2.113: Vpliv pakiranja zrn (količnika por in širine granulometrijske krivulje) na B_r za pesek Dogs Bay (prirejeno po Altuhafi in Coop, 2009)

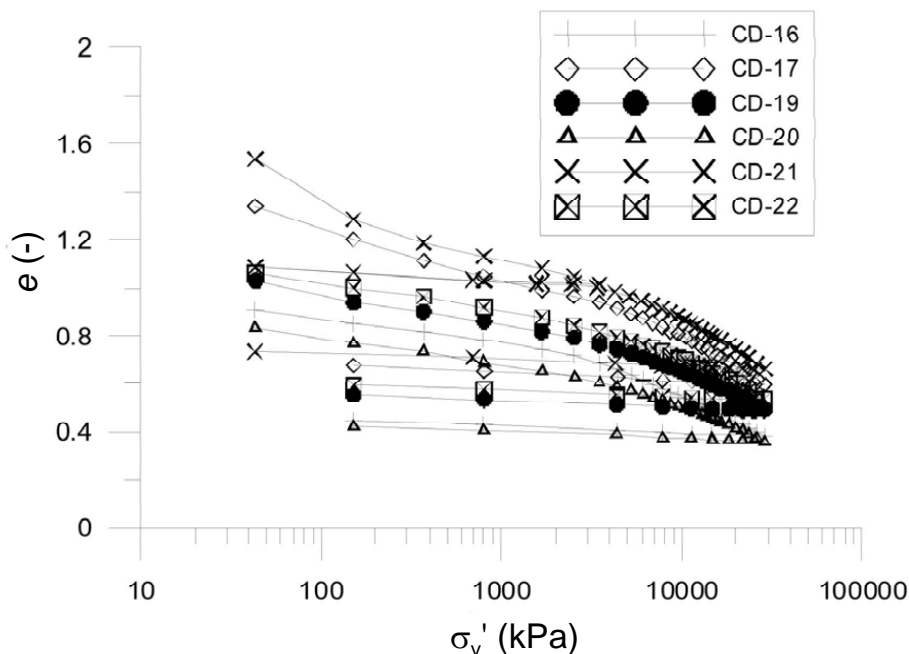
Figure 2.113: Effect of packing of particles (void ratio and width of granulometric distribution) on B_r for Dogs Bay sand (adapted from Altuhafi and Coop, 2009)

(slika 2.116). Skladno s tem se pri istih velikostnih redih deformacije stabilizira tudi drobljenje. Avtorji ugotavljajo tudi, da na drobljenje oziroma volumsko deformacijo vpliva oblika granulometrijske krivulje. Dobro stopnjevano zrnat material ima manjše drobljenje kot slabo zrnat pri istem velikostnem redu σ'_v , do stabilizacije pa v obeh primerih pride pri istem redu strižnih deformacij (glej sliko 2.116). Ugotovijo tudi, da je končna granulometrijska krivulja bolj ukrivljena pri nižjih napetostih σ'_v , začetna lega krivulje pa vpliva na njeno končno lego. Rezultati se ujemajo z rezultati McDowella in Boltona (1998), ki pokažeta, da so končne granulometrijske krivulje za vzorce z istim začetnim količnikom enakomernosti in velikostjo napetosti ter različno absolutno velikostjo zrn med seboj vzporedne. Odvisnost relativnega drobljenja B_r od strižne deformacije in napetostnega nivoja je prikazana na sliki 2.117. Vidimo lahko, da sta razvoj B_r in lega njegove stacionarne vrednosti zelo odvisna od velikosti vertikalne napetosti. Vpliv začetne zgoščenosti materiala na drobljenje je tudi tokrat nepoznan. Omeniti velja tudi to, da mobiliziran vrhunski strižni kot ni odvisen od drobljenja.



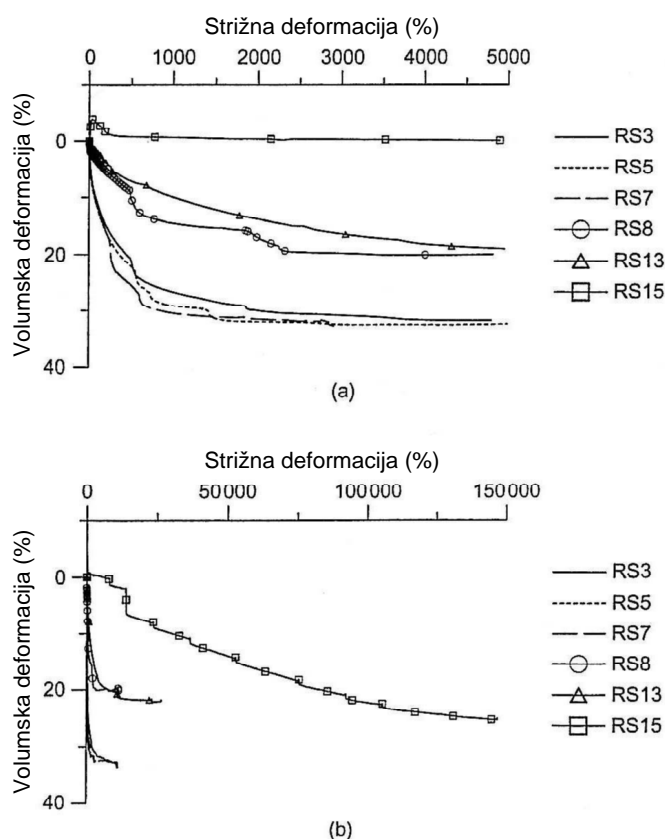
Slika 2.114: Vpliv širine granulometrijske krivulje na parameter B_r in zveza med parametroma λ in R_D za pesek Dogs Bay (prirejeno po Altuhafi in Coop, 2009)

Figure 2.114: Effect of the width of granulometric distribution on B_r and relation between λ and R_D for Dogs Bay sand (adapted from Altuhafi and Coop, 2009)



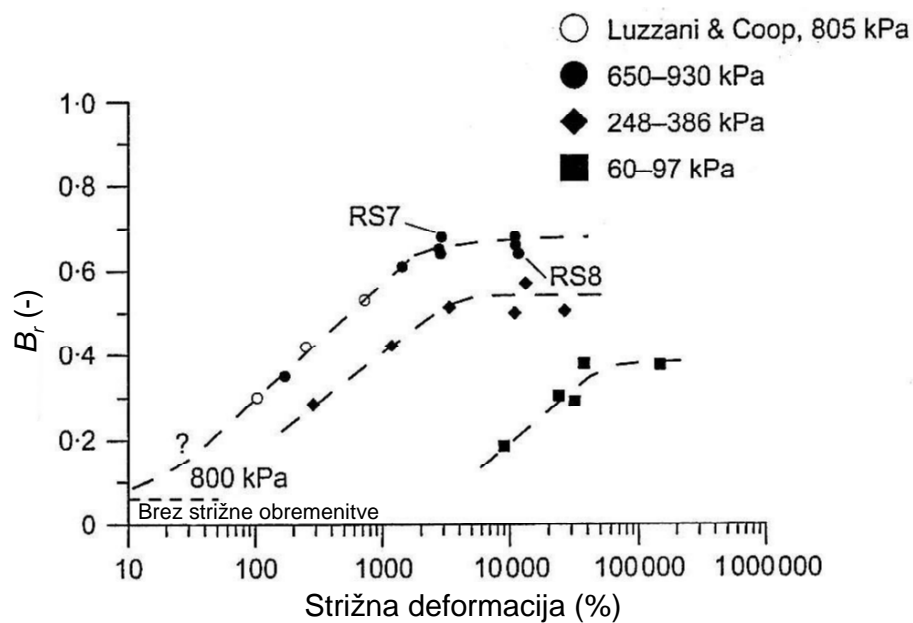
Slika 2.115: Nekonvergiranje črt 1D NCL pri pesku Dogs Bay s fraktalno granulometrijsko sestavo (prirejeno po Altuhafi in Coop, 2009)

Figure 2.115: Non-convergence of 1D NCL lines for Dogs Bay sand with fractal grading curve (adapted from Altuhafi and Coop, 2009)



Slika 2.116: Vpliv napetosti in granulometrije na volumske deformacije. Vzorci RS3, RS5 in RS7 so enakomerno zrnati in obremenjeni s $\sigma'_v = 650 - 860$ kPa, RS8 je dobro stopnjevano zrnati in obremenjen s podobnim napetostnim nivojem. RS13 in RS15 sta enakomerno zrnata in obremenjena s $\sigma'_v = 288 - 386$ kPa in $\sigma'_v = 60 - 77$ kPa. (prirejeno po Coop s sod., 2004)

Figure 2.116: Influence of stress level and grading on volumetric strains. Samples RS3, RS5 and RS7 are uniformly graded and sheared under $\sigma'_v = 650 - 860$ kPa, while RS8 is well graded and sheared under similar range of σ'_v . Samples RS13 and RS15 are uniformly graded and sheared under $\sigma'_v = 288 - 386$ kPa and $\sigma'_v = 60 - 77$ kPa, respectively. (adapted from Coop et al., 2004)

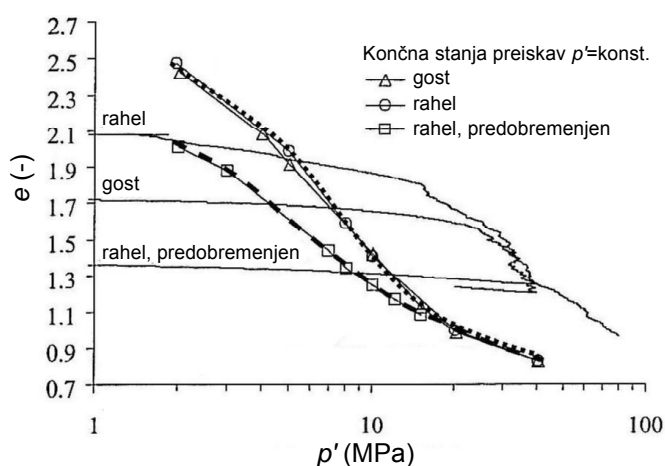


Slika 2.117: Relativno drobljenje B_r v odvisnosti od strižne deformacije in nivoja napetosti σ'_v (prirejeno po Coop s sod., 2004)

Figure 2.117: The influence of shear strain and applied vertical stress σ'_v on relative breakage B_r (adapted from Coop et al., 2004)

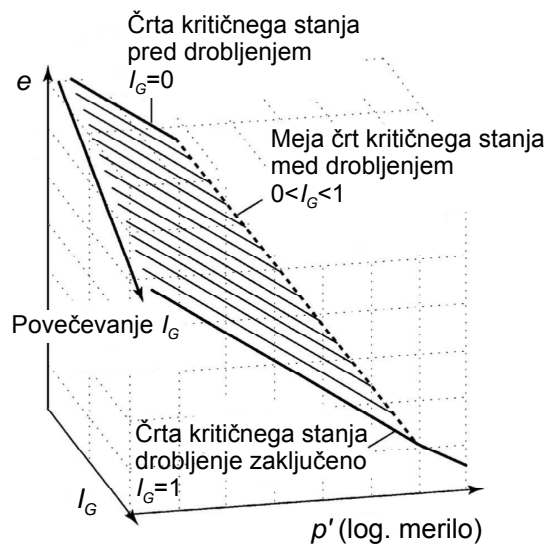
Drobljenje v konstitutivnem modelu. Muir Wood (2006; 2008) ter Muir Wood in Maeda (2008) poskušajo konceptualno vpeljati indeks drobljenja I_G v konstitutivno modeliranje drobljivih zemljin. Pri tem najprej predpostavijo, da elastične lastnosti materiala ostajajo nespremenjene in da je strižni kot kritičnega stanja prav tako konstanten ne glede na drobljenje (Daouadji s sod., 2001). Z drobljenjem se pore med bolj grobimi zrni postopoma zapolnjujejo z bolj finimi zrni, tako da se spremenita največji in najmanjši količnik por materiala (Lade s sod., 1998). Pomembnejše pa je to, da proces drobljenja postopoma zgoščuje material (Muir Wood, 2008). Glede na to naj bi se spreminjala tudi lega črte kritičnega stanja.

Zaradi preprostejše formulacije in pomanjkanja eksperimentalnih podatkov je predpostavljeno, da se črta CSL premika navzdol in pri tem ohranja isti naklon. Numerično to do neke mere potrjujejo simulacije z diskretnimi elementi (DEM) Muir Wooda in Maeda (2008). Prav tako Cheng in sod. (2005) z DEM simulacijami na drobljivih okroglih aglomeratih numerično potrjujejo idejo o pomiku črte kritičnega stanja navzdol. Predobremenitev materiala povzroči drobljenje, ki pomakne črto kritičnega stanja navzdol (slika 2.118). Glede na to Muir Wood in sod. predlagajo spremembo kritične črte v ravnini $v - \ln p'$ v ploskev kritičnega stanja v prostoru $I_G - v - \ln p'$ (slika 2.119). Prerez skozi to ploskev Muir Wood (2006) glede na eksperimentalne podatke (npr. Vesić in Clough, 1968; Yamamuro in Lade, 1996; Been s sod., 1991) definira kot tridelno linearno črto CSL v ravnini $v - \ln p'$. Vsak del predstavlja različen mehanizem deformiranja materiala. V prvem linearnem delu črte prihaja med zrni le do medsebojnega drsenja in rotacij. Potem nastopi drobljenje in v tej točki se naklon linearne črte poveča. V drugem delu prihaja do močnejše kompresije, zrna se drobijo in spreminjajo medsebojne lege pod visokimi napetostmi, indeks I_G se povečuje. V tretjem delu pa drobljenje ni več glavni deformacijski mehanizem in črta CSL postane položnejša. Število kontaktov med zdobljenimi zrni se tam močno poveča in material se obnaša pseudoelastično (Russell in Khalili, 2004).



Slika 2.118: Končne točke strižnih preiskav pri konstantni napetosti p' na krogelnih aglomeratih. Vidi se vpliv predobremenitve na končno stanje. (prirejeno po Cheng s sod., 2005)
Figure 2.118: End points of constant p' shearing tests on assemblies of agglomerates. Effect of precompression on final state can be observed. (adapted from Cheng et al., 2005)

Muir Woodov koncept je teoretičen, vendar se zdi, da je le do določene mere skladen z obstoječimi podatki o obnašanju drobljivih peskov. Coop (2003) namreč poroča, da je obnašanje materiala odvisno od začetne granulometrijske sestave in ne trenutne. To zagovarja z dejstvom, da bi s prekinitvijo preiskave in ponovnim sestavljanjem vzorca dobili drugačni črti NCL in CSL, kot sta trenutni. Vsekakor je potrebno obstoj črte CSL s spreminjajočo lego glede na indeks drobljenja tudi korektno eksperimentalno potrditi, oziroma ovreči.



Slika 2.119: Ploskev kritičnega stanja v prostoru $I_G - e - \ln p'$ (prirejeno po Muir Wood in Maeda, 2008)

Figure 2.119: Critical state surface in $I_G - e - \ln p'$ space (adapted from Muir Wood and Maeda, 2008)

3 LABORATORIJSKA OPREMA, EKSPERIMENTALNE METODE IN PROGRAM PREISKAV

3.1 Priprava materiala

3.1.1 Material za mehanske preiskave

Meljastega peska iz Boštanja, ki smo ga uporabili za nedrenirane triosne preiskave na aparatu ELE, nismo razdelili na frakcije in ga nato mešali. Uporabili smo material iz vreče, ki je bila prenešena iz terena.

Drugače pa je bilo z materialom, ki smo ga preiskovali na Imperial Collegeu v Londonu. Najprej smo v Geomehanskem laboratoriju ZAG Ljubljana z vodo oprali fina zrna meljastega peska iz Boštanja skozi standardno sito dimenzije 0.063 mm. Oba dela smo posušili. Na ta način smo ločili fina zrna ($D < 0.063$ mm) od bolj grobih ($D > 0.063$ mm). Na finem materialu smo opravili več areometrijskih analiz, na bolj grobem pa sejalne analize.

V London smo odpeljali oba dela meljastega peska iz Boštanja v ločenih posodah. Grobi material smo ročno presejali s standardnimi siti, ki so bila tam na voljo. Uporabili smo sita odprtin 1.18, 0.6, 0.425, 0.3, 0.212, 0.15 in 0.063 mm. Tako smo za meljast pesek iz Boštanja dobili 6 vrečk po frakcijah in 1 vrečko s finim materialom ($D < 0.063$ mm). Enako smo presejali pesek Dogs Bay, pri čemer smo zanemarili prisotnost finih zrn (jih je le 1.2% glede na granulometrijsko krivuljo). Ravno tako smo imeli 7 vrečk.

Pred vsako preiskavo smo ročno s tanko kovinsko palico čim bolj temeljito zamešali material v pravih masnih deležih frakcij. Pri tem je bilo najbolj pomembno, da smo naenkrat mešali majhne količine materiala, drugače ga ne bi mogli dovolj dobro premešati. Po navadi smo maso potrebnega materiala razdelili na 3 posodice z malo rezervnega pribitka materiala in nato v vsaki posodici postopoma natančno zamešali vse frakcije. Nato smo iz teh treh posodic razdelili material na več ali manj posodic, kot je bilo potrebno (pri metodi mokrega teptanja smo ga na primer razdelili na 10 posodic).

Zadnja faza je bila dodajanje vode materialu glede na izbrano začetno vlažnost. Nato smo material premešali, zaprli pokrove in ga pustili nekaj ur ležati, da se je voda enakomerno porazdelila po zrnih. Uporabljeni masni deleži frakcij obeh materialov so prikazani na preglednicah 3.1 in 3.2.

Preglednica 3.1: Uporabljeni masni deleži frakcij meljastega peska iz Boštanja

Table 3.1: Mass ratios of fractions for Boštanj silty sand used in this study

Velikost frakcije (mm)	Masni delež (%)
0.6 – 1.18	0.5
0.425 – 0.6	1.0
0.3 – 0.425	2.0
0.212 – 0.3	9.5
0.15 – 0.212	19.5
0.063 – 0.15	37.5
< 0.063	30.0

Preglednica 3.2: Uporabljeni masni deleži frakcij peska Dogs Bay

Table 3.2: Mass ratios of fractions for Dogs Bay sand used in this study

Velikost frakcije (mm)	Masni delež (%)
> 1.18	0.1
0.6 – 1.18	5.3
0.425 – 0.6	12.1
0.3 – 0.425	28.0
0.212 – 0.3	21.1
0.15 – 0.212	23.9
0.063 – 0.15	8.3
< 0.063	1.2

3.1.2 Material za analizo drobljenja z aparatom QICPIC

Vzorci so bili po zaključku mehanskih preiskav posušeni in spravljani v PVC vrečke. Triosni vzorci so bili razdeljeni in spravljani v treh ločenih delih (zgornjem, srednjem in spodnjem), medtem ko edometriških nismo razdelili v več delov zaradi njihove majhne višine. Pri vsakem vzorcu smo postopali po naslednjih točkah:

- izbira dela vzorca za analizo,
- suho sejanje skozi sito 0.063 mm,
- pranje preostalega materiala skozi sito 0.063 mm ter

- sušenje opranega grobega in finega dela.

Iz vrečke, kjer je bil srednji del vzorca triosne preiskave, oziroma cel vzorec edometrske preiskave, smo vzeli približno 30 g materiala. Če so se zrna držala skupaj, smo vzeli čim bolj monolitne kose, drugače pa smo material dobro premešali in nato z žlico zajeli okoli 30 g. Pri edometriških vzorcih je bila količina materiala manjša (navadno okoli 20 g). Vzrok za to je bil v manjših vzorcih, poleg tega pa vsega materiala nismo želeli porabiti za analize.

Najprej smo stehali izbrani del materiala (m_s). Sledilo je suho ročno sejanje skozi sito 0.063-mm, s čimer smo zmanjšali potrebno količino vode za pranje. Material, ki je padel skozi sito smo shranili, medtem ko smo ostanek na situ oprali z destilirano vodo skozi isto sito. Vso tekočino z meljastimi zrnji smo shranili in posušili v peči na 105° C. Prav tako smo posušili grobi ostanek na situ in ga suhega stehali (m_c). Suha fina zrna pa smo z žlico odlepili od sten posode in jih zmešali s shranjenimi zrnji iz suhega sejanja.

Na ta način smo za vsak vzorec dobili grobi ($D > 0.063$ mm) in fini ($D < 0.063$ mm) del, skupaj z masama m_s in m_c , ki smo ju uporabili za računsko sestavljanje velikostnih porazdelitev zrn iz aparatov GRADIS in LIXELL (glej poglavje 3.5.2).

3.2 Edometrske preiskave

3.2.1 Opis edometrov

Večina edometriških preiskav je bila izvedena na Imperial Collegeu v Londonu.

V edometriški celici je vzorec podvržen eno-dimenzionalni kompresiji. Lahko se deformira le v osni smeri, ker so v bočni smeri deformacije preprečene z jeklenim obročem. Vzorec je valjaste oblike in v njem velja naslednje osno-simetrično stanje:

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_{ax} \neq 0, \quad (3.1)$$

$$\varepsilon_2 = \varepsilon_3 = \varepsilon_r = 0, \quad (3.2)$$

$$\sigma'_1 = \sigma'_{ax} \neq 0, \quad (3.3)$$

$$\sigma'_2 = \sigma'_3 = \sigma'_r \neq 0 \quad (3.4)$$

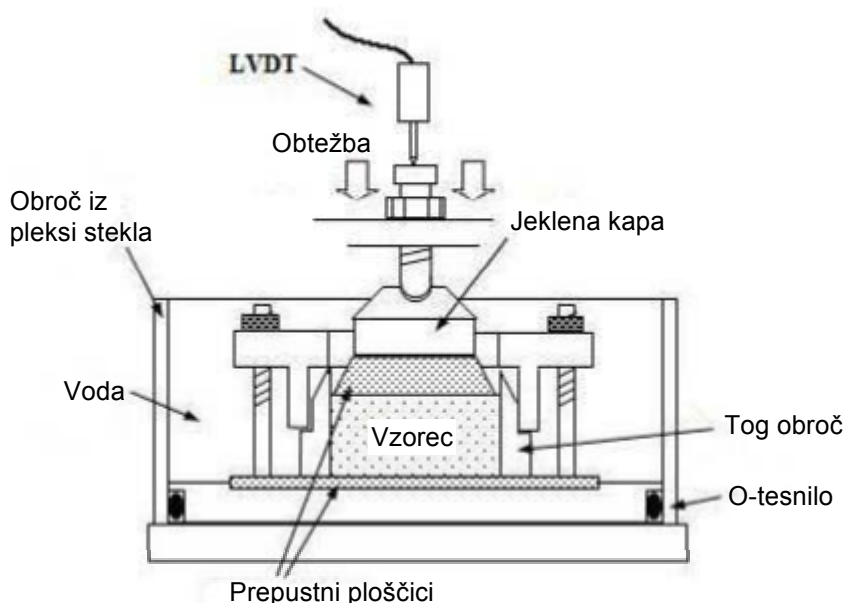
Edometrska celica je sestavljena iz togega obroča, ki obdaja vzorec (glej sliko 3.1). Vrhnja in spodnja ploskev vzorca sta v kontaktu s poroznima ploščicama, ki omogočata dvostransko dreniranje v vertikalni smeri. Radialno dreniranje ni mogoče zaradi neprepustnosti obroča. Dimenzije vzorca so navadno takšne, da je razmerje med premerom in višino vzorca večje od 2, kar zmanjša vpliv bočnega trenja ob obroč, ki pa ga zato navadno zanemarimo. Vzorec lahko obremenjujemo le z osnimi napetostmi (σ_{ax}), pri čemer obtežbo nanašamo z utežmi, ki so povezane preko ročice do kape vzorca, ki je obremenjena s centrirano vertikalno obtežbo. Vzorec je potopljen v vodo, da ne bi prišlo do izsuševanja med obremenjevanjem in, da je

omogočeno vsrkavanje vode med razbremenjevanjem. Glede na to, da so preprečene bočne deformacije, lahko izračunamo volumsko deformacijo ε_v iz meritev osne deformacije ε_{ax} kot:

$$\varepsilon_v = \varepsilon_{ax}, \quad (3.5)$$

volumsko spremembo ΔV pa zaradi konstantnega premera vzorca kot:

$$V = \pi r^2 \cdot H \rightarrow \Delta V = \pi r^2 \cdot \Delta H. \quad (3.6)$$



Slika 3.1: Shema edometra (prirejeno po Carrera, 2008)

Figure 3.1: Schematic of the oedometer apparatus (adapted from Carrera, 2008)

Pri preiskavah smo uporabili dva tipa edometrov in sicer: edometer za nižje napetosti in za visoke napetosti (slika 3.2). Razlikujeta se med seboj po robustnosti izdelave, glavna razlika pa je v dolžini ročice in možnem številu uporabljenih uteži. Prenosno razmerje ročice pri edometru za nižje napetosti je bilo 9.82, pri edometru za višje pa 11.04. Uporabljali smo vzorce dveh različnih premerov, in sicer: 38 in 50 mm. Višina vzorcev je bila v obeh primerih enaka 18 mm. Največja uporabljena vertikalna napetost pri edometru za nižje napetosti je bila $\sigma'_{v,\max} = 12.8$ MPa, pri čemer smo na ročico naložili 145 kg uteži, pri edometru za visoke napetosti pa $\sigma'_{v,\max} = 31.8$ MPa, pri uporabi 319 kg uteži. V obeh primerih smo uporabili vzorec premera 38 mm.

Spremembo višine vzorca smo merili z merilnikom pomikov LVDT na vrhu kape. Merilnik je imel hod 25 mm. Njegova natančnost je bila veliko večja od natančnosti meritev, ki izvirajo iz same konstrukcije edometra (naleganje na vzorec, trenje), električnega šuma in podobnih izvorov napak.

Velika pomanjkljivost edometrskih preiskav je v tem, da navadno ne poznamo popolnega napetostnega stanja v vzorcu, saj ne merimo radialnih napetosti σ_r in pornega tlaka. Poznamo torej



Slika 3.2: Edometra za visoke in nižje napetosti na Imperial Collegeu London
Figure 3.2: Oedometer apparatuses for applying high and lower stresses at Imperial College London

samo vertikalno napetost σ_v , oziroma po upadu pornih tlakov napetost σ'_v . Po drugi strani pa je velika prednost te preiskave v veliki enostavnosti in hitrosti izvedbe, zaradi česar smo jo tudi mi uporabili. V našem primeru je bila velika prednost tudi v tem, da smo lahko z edometrom dosegli zelo visoke napetosti σ'_v .

3.2.2 Eksperimentalne metode in analiza meritev

Material je bil pred vgradnjo za vsak vzorec skrbno pripravljen po postopku, ki je opisan v poglavju 3.1.1. Za vgradnjo smo uporabili metodo mokrega teptanja. Pred pričetkom preiskave smo izbrali približno začetno vrednost količnika por e_0 . Nato smo glede na dimenzije obroča izračunali potrebno maso suhega materiala, da bi dosegli želeni e_0 . V treh ločenih posodicah s pokrovom, ki je onemogočal izhlapevanje vode, smo pripravili tretjine izračunanih mas suhega materiala in v vsako dodali stehtano količino destilirane vode, da smo dosegli vlažnost $w \approx 10\%$ (le pri vzorcu DB-E-B smo uporabili $w \approx 20\%$). Na ta način smo v materialu ustvarili sukucijo, ki je omogočala vgradnjo materiala pri različnih začetnih količnikih por in tako lažje dosegli čim večji razpon količnikov por, ker nas je zanimalo predvsem, ali ima material enotno enodimenzionalno normalno kompresijsko črto (angl. one-dimensional normal compression line, 1D NCL).

Pred preiskavo smo na mesto vzorca položili valj iz pleksi stekla (angl. 'dummy sample'), katerega višino smo prej natančno izmerili s kljunastim merilom. Nato smo sestavili edometer in odčitali referenčno vrednost pomika na merilniku LVDT. To vrednost smo nato uporabili za bolj točen izračun višine vzorca med preiskavo.

Pripravljene masne deleže navlaženega materiala smo nato z žličko postopoma vgradili v obroč, ki je bil položen na prepustno ploščico. Vsak delež smo narahlo stiskali do tretjine izračunane višine vzorca z okroglim ploščatim teptalom, ki je imelo premer enak polovičnemu premeru vzorca. Po vgradnji vseh treh slojev smo se potrudili, da je bila površina vzorca čim bolj ravna in je s tem lahko kapa, ki smo jo nato položili na vzorec, nalegala čim bolj horizontalno. Na ta način je bil prenos obtežbe na vzorec čim bolj enakomeren in meritve višine vzorca čim bolj točne.

Vse preiskave so bile izvedene na zasičenih vzorcih. Zaradi tega smo celico napolnili z vodo, ki je postopoma zapolnila pore v vzorcu. Pred napolnitvijo celice z vodo smo vzorec obremenili z zelo majhno obtežbo, da bi preprečili nabrekanje zaradi srka vode. Med preiskavo smo pazili, da je bil nivo vode vedno nad zgornjo prepustno ploščico, da se vzorec ni sušil, oziroma da je lahko vsrkaval vodo med razbremenjevanjem. Po preiskavi smo material čez noč pustili v peči na 105° C. Posušeni material smo shranili za nadaljnje analize drobljenja zrn.

Obremenilne stopnje smo povečevali postopoma. Pri tem smo pazili, da so bili časovni intervali med sosednjima stopnjama dovolj veliki in se je s tem primarna konsolidacija zaključila. Gre za to, da se pri nanosu napetostnega prirastka porni tlak v vzorcu dvigne za podobno vrednost, kot je prirastek napetosti. Nato pa sčasoma porni tlaki upadejo in vzorec se deformira, ker se voda drenira skozi prepustni ploščici. Efektivne napetosti se med tem približujejo vrednostim totalnih napetosti. Ko je konsolidacija napetostne stopnje zaključena, je porni tlak enak nič in tako so totalne napetosti enake efektivnim, vzorec pa se preneha deformirati.

Med dreniranjem se porni tlaki (u) spreminjajo s časom po naslednji enodimenzionalni konsolidacijski enačbi:

$$\frac{\partial u}{\partial t} = c_v \frac{\partial^2 u}{\partial z^2}, \quad (3.7)$$

kjer je z razdalja do prepustne ploščice, c_v pa koeficient konsolidacije, ki je definiran kot:

$$c_v = \frac{k}{m_v \gamma_w}. \quad (3.8)$$

Kot lahko vidimo, je c_v odvisen od stisljivosti materiala preko koeficienta stisljivosti m_v :

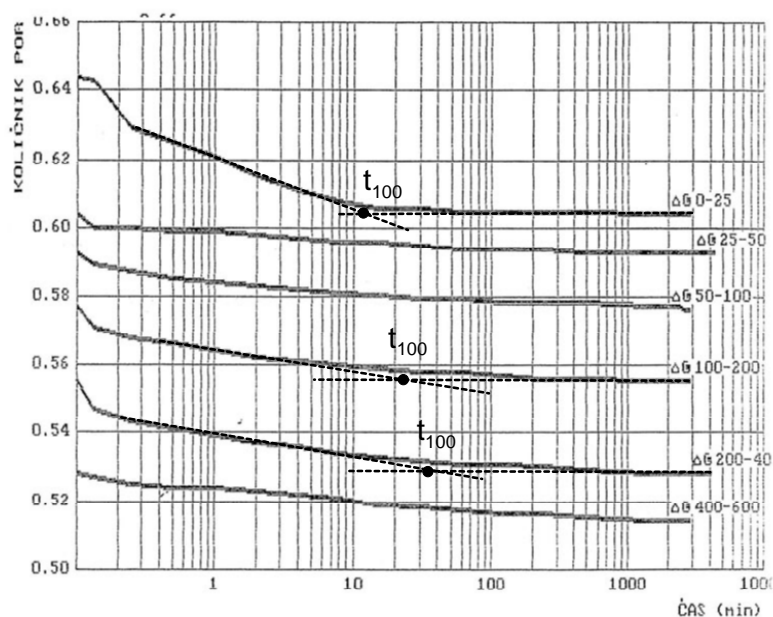
$$m_v = \frac{\Delta H/H}{\Delta \sigma'_v} = -\frac{\Delta e/(1+e)}{\Delta \sigma'_v} \quad (3.9)$$

in prepustnosti materiala k . Zaradi tega traja konsolidacija pri glini zelo dolgo, pri pesku pa je hipna.

Začetek naslednje obremenilne stopnje lahko določimo tudi grafično iz grafa $e - \log t$ (slika 3.3), ko se zaključi primarna konsolidacija. To se zgodi pri času t_{100} , ki leži na presečišču med

tangento skozi prvo prevojno točko in tangento na končni linearen del grafa, ki predstavlja potek sekundarne konsolidacije. Čeprav je ločljivost na sliki 3.3 slaba, vseeno lahko vidimo, da se primarna konsolidacija za meljast pesek iz Boštanja zaključí hitro.

Med preiskavami nismo risali tangent na grafe $e - \log t$, oziroma $H - \log t$, ker to ne bi imelo smisla, saj se za preučevana materiala primarna konsolidacija zaključí hitro. Vseeno pa smo v vsaki obremenilni stopnji spremljali potek spremembe višine vzorca z logaritmom časa do stacionarne linearne oblike in se tako prepričali, da je bila primarna konsolidacija zaključena.



Slika 3.3: Sprememba količnika por s časom med edometriško preiskavo pri različnih napetostnih stopnjah za meljast pesek iz Boštanja (V-2, 4.8 – 5.1 m).

Figure 3.3: Void ratio versus time during the oedometer test at different stress levels for Boštanj silty sand (V-2, 4.8 – 5.1 m).

Za vsako preiskavo smo izrisali diagram stisljivosti v ravnini $e - \sigma'_v$, pri čemer je bil količnik por izračunan iz spremembe višine vzorca po poteku primarne konsolidacije po naslednji enačbi:

$$e = \frac{\gamma_s}{\gamma_d} - 1. \quad (3.10)$$

γ_s je specifična teža zrn, medtem ko je γ_d trenutna suha prostorninska teža materiala izračunana po enačbi:

$$\gamma_d = \frac{W_s}{V}. \quad (3.11)$$

W_s je suha teža zrnja, V pa je trenutni volumen vzorca, izračunan po naslednji zvezi:

$$V = V_0 - \Delta V = \pi r^2 (H_0 - \Delta H), \quad (3.12)$$

kjer je H_0 začetna višina vzorca, ΔH pa sprememba višine vzorca od začetka preiskave. Količnik por bi lahko izračunali tudi iz volumske deformacije ε_v , ki je enaka:

$$\varepsilon_v = \varepsilon_{ax} = \frac{\Delta H}{H_0}, \quad (3.13)$$

količnik por pa je tako enak:

$$e = (e_0 + 1)(1 - \varepsilon_v) - 1, \quad (3.14)$$

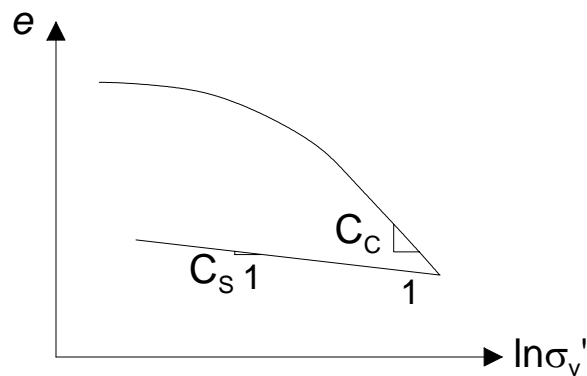
kjer je e_0 količnik por ob začetku preiskave.

Efektivno vertikalno napetost ob koncu primarne konsolidacije σ'_v smo izračunali iz teže uteži W_{load} na ročici in teže kape nad vzorcem W_{cap} , ob upoštevanju konstantne ploščine horizontalne ploskve vzorca $A = \pi r^2$ in prenosnega razmerja ročice m kot:

$$\sigma'_v = \frac{W_{load} \cdot m + W_{cap}}{A}. \quad (3.15)$$

Iz vrednotene vrednosti σ'_v in e smo nato izrisali na grafu $e - \log \sigma'_v$ in tako dobili krivuljo stisljivosti. Iz nje smo lahko izračunali obremenilni indeks C_c (angl. compression index), ko je krivulja dosegla ravno črto 1D NCL in razbremenilni indeks C_s (angl. swelling index) po naslednji enačbi (glej sliko 3.4):

$$C_{c,s} = -\frac{\Delta e}{\Delta (\ln \sigma'_v)} \quad (3.16)$$



Slika 3.4: Obremenilni indeks C_c in razbremenilni indeks C_s na krivulji stisljivosti v ravnini $e - \ln \sigma'_v$

Figure 3.4: Compression index C_c and swelling index C_s on the compression curve in $e - \ln \sigma'_v$ plane

Črto 1D NCL smo definirali z enačbo:

$$e = N_{1D}^* - C_c \ln \sigma'_v, \quad (3.17)$$

kjer je N_{1D}^* količnik por na črti 1D NCL pri napetosti $\sigma'_v = 1$ kPa. Pri parametru N_{1D} smo uporabili znak *, ker je parameter N_{1D} navadno uporabljen v zvezi s specifičnim volumenom $v = N_{1D} - C_c \ln \sigma'_v$ namesto s količnikom por e .

3.3 Triosne preiskave

3.3.1 Uvod

V sklopu disertacije smo uporabljali tri različne triosne aparate in sicer:

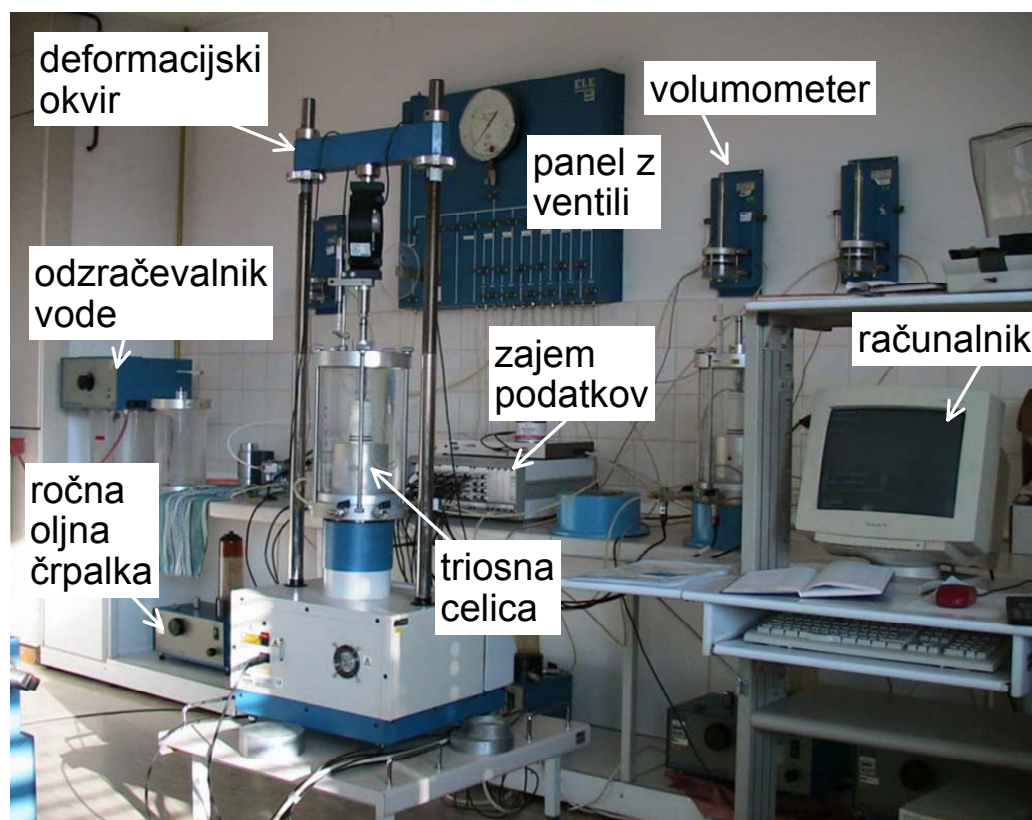
- tri ELE komercialne triosne aparate Geomehanskega laboratorija ZAG Ljubljana ('triosni aparat ELE'),
- aparat tipa Bishop in Wesley (1975) z območjem celičnega tlaka do $\sigma_{\text{cell,max}} = 0.8 \text{ MPa}$ v laboratoriju Soil Mechanics Laboratory Imperial College London ('triosni aparat B&W') in
- aparat za preiskave pri visokih napetostih z območjem celičnega tlaka do $\sigma_{\text{cell,max}} = 5 \text{ MPa}$, prav tako v laboratoriju Soil Mechanics Laboratory Imperial College London ('triosni aparat HP1').

V naslednjih poglavjih so predstavljeni vsi trije tipi triosnih aparatov s pripadajočo opremo in njenimi karakteristikami. Območja, ocene ločljivosti in natančnosti so predstavljeni v preglednicah 3.3, 3.4 in 3.5, če so bili podatki zanje na voljo. Natančnost (angl. accuracy) je vsota komponente, na katero vpliva električni šum, ki ima absolutno vrednost, in komponente, na katero vplivajo drugi faktorji, kot so lezenje, nelinearnost, histereznost in temperaturni vplivi, ki so bili tukaj predpostavljeni kot delež trenutnega odčitka. Natančnost ima vedno večjo ali enako vrednost kot ločljivost (angl. resolution). Pri meritvah, ki potekajo v kratkem času pri zelo majhnih spremembah napetosti in deformacij, kot je na primer kratko striženje pri zelo majhni spremembi deformacije (angl. small strain shear probe), vpliva na natančnost le komponenta električnega šuma. Pri meritvah, ki so dolgotrajne in imajo velike spremembe napetosti in deformacij (npr. striženje do porušitve), pa ima večji vpliv druga komponenta. Glede podajanja natančnosti je potrebno omeniti, da pri volumometrih niso upoštevani potencialni histerezni vplivi, ki so posledica spremembe smeri. Vendar pa navadno ob začetku striženja, ko so ti vplivi zelo pomembni, ne prihaja do sprememb smeri, ker so volumske deformacije med lezenjem pred strigom kompresijske narave. Prav tako pa so tlačne običajno tudi volumske deformacije ob začetku striga.

3.3.2 Triosni aparat ELE

V teku disertacije smo uporabljali vse tri triosne aparate ELE na ZAGu Ljubljana. Glede delovanja se aparati med seboj ne razlikujejo, vendar pa je ena celica dodatno opremljena z bender elementi za merjenje togosti v osni smeri vzorca. V sklopu disertacije teh bender elementov nismo uporabljali. Osnovni sestavni deli aparata ELE so prikazani na sliki 3.5. Oprema

omogoča izvedbo ročno vodenega zasičevanja in izotropne kompresije ter deformacijsko vodenih standardnih dreniranih in nedreniranih strižnih preiskav pri konstantni hitrosti osne deformacije. To pomeni, da smo med strižnimi preiskavami glede na totalne napetosti omejeni z obremenjevanjem vzdolž ravne črte $\Delta q/\Delta p = 3$ na kompresijski strani ravnine $q - p$. Drenirane strižne preiskave pa je mogoče izvesti le vzdolž ravne črte $\Delta q/\Delta p' = 3$, prav tako na kompresijski strani ravnine $q - p'$. Razlog za omejenost na kompresijsko stran je v tem, da je med batom in kapo vzorca prosti stik.



Slika 3.5: Shema osnovnih sestavnih delov triosnega aparata ELE na ZAGu Ljubljana
Figure 3.5: Schematic diagram of ELE triaxial apparatus at ZAG Ljubljana

Največji izvedljivi celični tlak je $\sigma_{\text{cell,max}} = 1 \text{ MPa}$. Uporabili smo vzorce premera 35 in višine 68 mm.

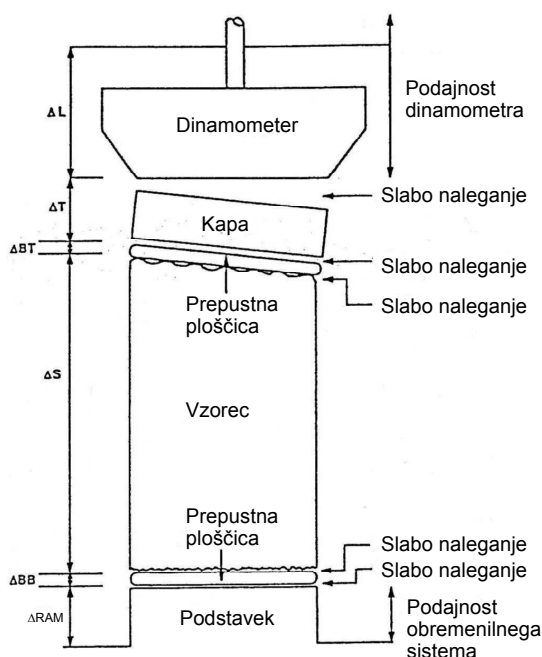
Kontrola in merjenje napetosti. Aparat omogoča ročno spreminjanje celičnega tlaka $\sigma_{\text{cell}} = \sigma_r$ in pornega oz. povratnega tlaka u_b (angl. back pressure) s pomočjo dveh električnih črpalk, v katerih se nastavljeni tlak prenese iz olja na odzračeno vodo. Osne napetosti σ_{ax} ni mogoče kontrolirati, saj aparat ni opremljen z napetostno vodenim batom (angl. ram). Možno pa jo je izračunati iz odčitka sile na dinamometru in izračunane trenutne ploščine prečnega prereza vzorca, takrat ko je bat v stiku s kapo.

S pomočjo oljne črpalke vzpostavimo tlak v celici s plaščem iz pleksi stekla. Vzpostavljeni celični tlak se prenese na vzorec, ki je ločen od celične vode s podajno membrano iz lateksa in s

po dvema tesniloma O-ring na podstavku in kapi vzorca. Vzorec je na zgornji in spodnji ploskvi v kontaktu s porozno ploščico, ki je povezana z drenažno linijo. Skozi drenažno linijo se vzorec lahko drenira, oziroma se po njej prenaša povratni ali porni tlak, ki ga merimo z merilniki tlaka izven celice. Izraz povratni tlak uporabljamo za kontrolirani tlak, ki ga peljemo preko drenaž v vzorec med dreniranim obremenjevanjem, porni tlak pa je izmerjeni tlak vode v vzorcu, ki ga merimo na zaprti drenažni liniji.

Kontrola in merjenje deformacij. Oprema aparata ELE omogoča zunanje merjenje osne deformacije (angl. external measurement) s pomočjo merilnika LVDT, ki meri relativni pomik bata glede na pokrov celice. Tak način merjenja osne deformacije vsebuje različne napake, ki so posledica naleganja vzorca, prepustnih ploščic, kontakta med kapo in ploščicami, podstavkom in ploščicami, kontakta med batom in kapo, podajnosti posameznih komponent sistema, ipd. (glej sliko 3.6). Omenjene napake so zelo velike v začetnih fazah obremenjevanja, ko so deformacije še majhne. Izognemo se jim z merjenjem deformacij direktno na vzorcu (angl. internal strain measurement), kar smo uporabili pri aparatih B&W in HP1.

Volumske spremembe vzorca smo merili z volumetrom, ki je bil sestavljen iz dveh prekatov, ločenih med seboj z membrano Bellofram. Premike bata, ki je bil povezan z membrano smo merili z LVDT merilnikom. Za zanesljive meritve volumskih sprememb je potrebno, da je vzorec zasičen in da je podajnost drenažnega sistema zanemarljiva.



Slika 3.6: Vzroki za napake pri zunanjem merjenju osne deformacije. (prirejeno po Baldi s sod., 1988)

Figure 3.6: Sources of errors in external measurement of axial deformation. (adapted from Baldi et al., 1988)

Odčitki meritev tlakov, osne sile, osne in volumske deformacije so se sprti izpisovali in shran-

jevali v osebni računalniku z uporabo programa ELE DS6.

Preglednica 3.3: Območje in ločljivost merilnikov uporabljenih pri triosih aparatih ELE
Table 3.3: Capacity and resolution of the instrumentation used in the ELE triaxial apparatuses

Merilnik	Tip meritve	Območje	Ločljivost
Dinamometer	Deviatorična obtežba	10 kN	0.5 N
Zunanji merilnik LVDT	Osne deformacije	50 mm	10 μm
Volumometer	Volumska deformacija	80 cc	0.01 cc
Merilnik tlaka	Celični in porni tlak	1 MPa	

3.3.3 Triosni aparat B&W

Z imenom ‘triosni aparat B&W’ smo označili aparat tipa Bishop in Wesley, poznan tudi pod imenom ‘stress-path cell’. Sestavljen je bil na Imperial Collegeu. Celica, skupaj s panelom za ventile in manometrom je prikazana na sliki 3.7. Shema sestavnih delov in povezav med njimi pa je na sliki 3.8. Detajlno razlago izvajanja triosnih preiskav s tako opremo lahko najdemo v Bishop in Wesley (1975). Kot pri aparatu ELE, smo imeli tudi tukaj valjaste vzorce. Njihovo razmerje med višino in premerom je bilo celo večje od 2 : 1, čemur je botrovala geometrija uporabljenega kalupa za pripravo vzorcev. Vzorci so imeli premer in višino okoli 38.5 in 90 mm.

Celica omogoča popolnoma avtomatizirano izvedbo vseh stopenj triosnih preiskav. Omogočeno je drenirano obremenjevanje vzorca v ravnini $q - p'$ v poljubni smeri, vključujoč tudi ekstenzijsko smer, kajti kapa vzorca je bila tokrat ves čas v stiku s potopnim merilnikom sile (angl. submersible load cell) preko sukcijske kape (glej sliko 3.9). Omogočena je bila računalniško vodena kontrola celičnega tlaka $\sigma_{\text{cell}} = \sigma_r$, povratnega tlaka u_b in tlaka v batu za osno obtežbo σ_{ram} . Bat se nahaja v dnu celice in pri obremenitvi sili vzorec k merilniku sile, ki je togo pritrjen na pokrov. Bočno pa je vzorec obremenjen s celičnim tlakom. Celica je bila opremljena z zunanjim merilnikom osne deformacije in notranjima merilnikoma osne deformacije direktno na vzorcu, volumometrom, potopnim merilnikom sile tipa Imperial College, merilnikoma celičnega tlaka in tlaka v drenažni liniji ter analognim merilnikom tlaka na panelu. Poleg tega je imela celica v podstavku in kapi vgrajen par bender elementov za merjenje strižne togosti v vertikalni smeri s horizontalno polarizacijo (t.j. togosti G_{vh}). Dimenzije bender elementov so podane v preglednici 3.6, sestavni deli in vezava pa v poglavju 3.4.5.

Največji celični tlak, ki ga lahko uporabimo s to celico je okoli 0.8 MPa.

Kontrola in merjenje napetosti. Podobno kot pri aparatu ELE je bil vzorec ločen od celične vode z membrano iz lateksa, ki je bila zatesnjena z dvema tesniloma O-ring na kapi in podstavku. Omogočena je popolna računalniška kontrola radialne napetosti σ_r , povratnega tlaka u_b in tlaka v vertikalnem batu za osno obtežbo σ_{ram} . Tako je možno glede na predpostavljeno ploščino prečnega prereza vzorca izbrati poljubno osno-simetrično efektivno napetostno stanje



Slika 3.7: Triosni aparat B&W na Imperial Collegeu v Londonu. (foto: Carrera A.)
Figure 3.7: Bishop and Wesley triaxial cell at Imperial College London. (photo by Carrera A.)

v vzorcu. Dreniranje, merjenje porenega tlaka, oziroma merjenje volumskih sprememb vzorca je omogočeno skozi porozni ploščici kape in podstavka. Kontinuiran stik med vzorcem in osnim merilnikom sile je zagotovljen z gumijasto sukcijsko kapo (Skinner, 1982) (slika 3.9). Kapa omogoča tudi lepšo poravnavo med merilnikom sile, vzorcem in batom in zmanjšuje napake lokalnih meritev deformacij zaradi slabega naleganja med merilnikom sile in kapo (Atkinson in Evans, 1985). Z uporabo kape je mogoče tudi zmanjšati osno napetost pod radialno napetost in tako preizkušati material v ekstenzijskem območju. Osni merilnik sile je bil razvit na Imperial Collegeu.

Vse zračne tlake vzdržuje kompresor, ki deluje pri najmanjšem tlaku 0.8 MPa. Tlak, ki pride iz kompresorja, je reguliran (poljubno reduciran) s tremi regulatorji za celični, povratni tlak in tlak v batu. Zračni tlak je pretvorjen v hidravličnega preko izmenjevalnika med zrakom in vodo (glej sliko 3.10, angl. air-water interface). Regulatorje upravljajo koračni motorji, ki jih vodi računalnik. Vse je bilo razvito na Imperial Collegeu.

Celični in porni tlak merijo merilniki Druck z območjem 1 MPa.

Kontrola in merjenje deformacij. Oprema omogoča tudi izvedbo deformacijsko vodenih preiskav. Izvedemo jih tako, da zapremo ventil, ki povezuje izmenjevalnik med zrakom in vodo

in bat za osno obremenitev, v isti liniji pa uporabimo namesto izmenjevalnika deformacijsko črpalko CSRP (angl. constant strain rate pump). Črpalka regulira pretok vode v bat s koračnim motorjem, ki je računalniško voden. Tu je izkoriščena zanemarljiva stisljivost vode. Črpalka CSRP je bila prav tako razvita na Imperial Collegeu.

Lokalne osne deformacije smo merili z dvema inklinometroma teže 24 g, ne vključujoč teže kabla (angl. electro-level transducers ali inclinometers), ki smo ju prilepili drug nasproti drugega v vertikalni smeri direktno na membrano vzorca s 'sekundnim' lepilom (glej sliko 3.11). Ta način merjenja je bil razvit na Imperial Collegeu (Jardine s sod. (1984)). Sprememba dolžine med pritrtilnima točkama merilnika na vzorec povzroči nagib merilnika, v katerem je elektrolitska tekočina. To ustvari spremembo napetosti na elektrodah, ki jo pretvorimo v spremembo razdalje med pritrtilnima točkama glede na kalibracijsko krivuljo, ki jo določimo z uporabo mikrometra. Merilnik izgubi linearnost v signalu po približno 7 mm. Zato smo pri večjih pomikih računali osno deformacijo iz zunanjšega merilnika LVDT, ki je bil pritrjen zunaj celice glede na relativni premik med batom in pokrovom celice. Merilnik je imel največji hod 25 mm.

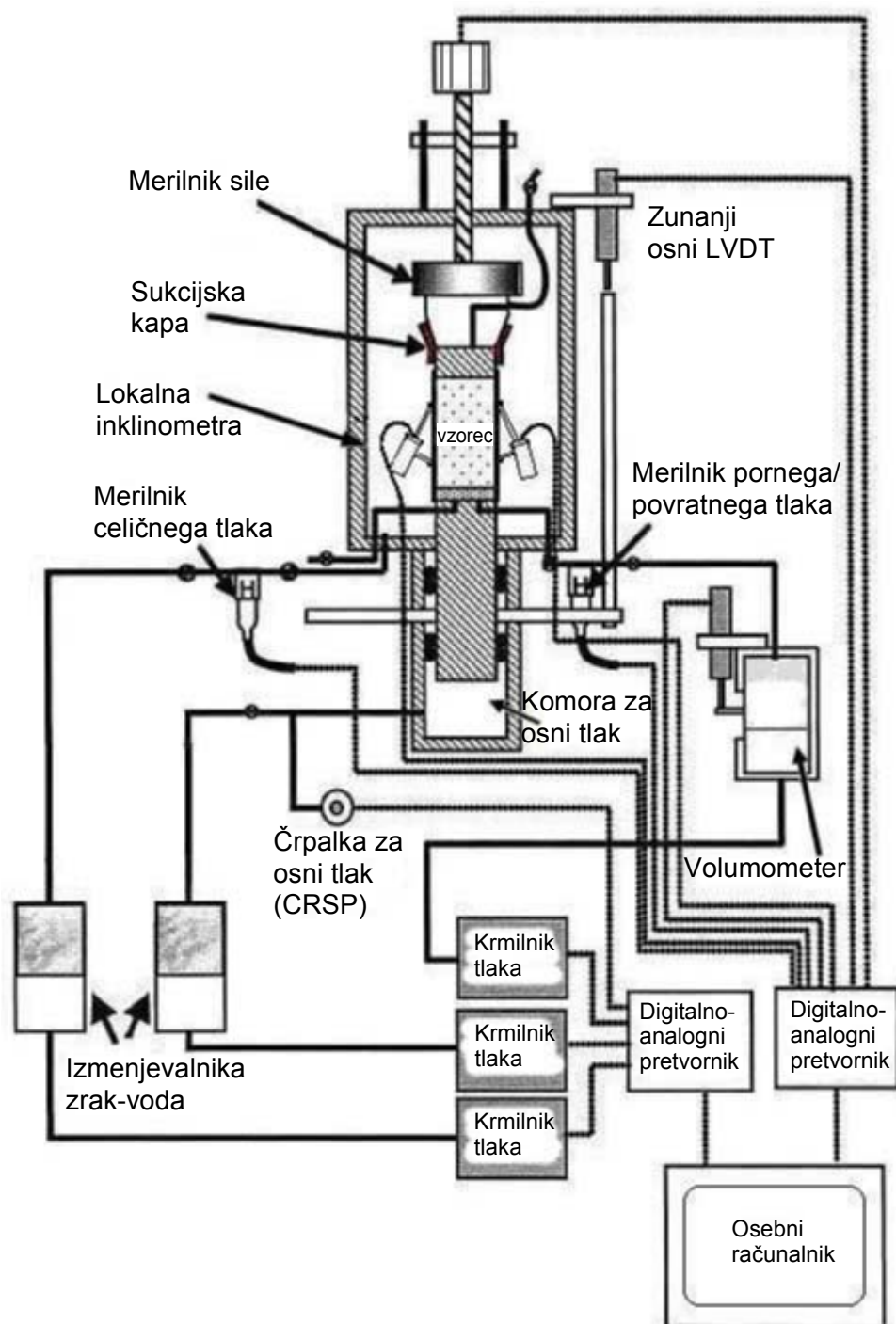
Volumske spremembe smo merili z volumetrom tipa Imperial College (slika 3.12), ki ima dve funkciji: poleg merjenja volumske spremembe, deluje kot izmenjevalnik med zrakom in vodo. Količina vode, ki priteče iz vzorca ali teče v vzorec je sorazmerna s premikom jedra merilnika LVDT, ki je povezano z batom v volumetru.

Preiskave so bile vodene preko računalniškega programa TRIAX, avtorja Dr. Davida Tolla iz Univerze v Durhamu, Velika Britanija. Program beleži odčitke merilnikov, kontrolira napetosti, deformacije in omogoča uporabniku definiranje poljubnih stopenj obremenjevanja v smislu napetostnih poti ali deformacijskih pogojev.

Preglednica 3.4: Lastnosti merilnikov uporabljenih pri triosnem aparatu B&W
Table 3.4: Properties of the instrumentation used in the B&W triaxial apparatus

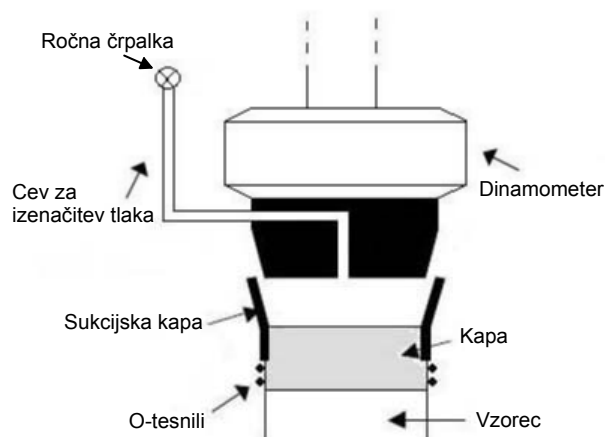
Merilnik	Tip meritve	Območje	Ločljivost	Šum	Ostalo ¹
Merilnik sile IC	Deviatorična obtežba	4 kN	0.2 N	±0.3 N	±0.5%
Zunanji LVDT	Osne deformacije	25 mm	5 μm	±6 μm	±0.5%
Volumometer IC	Volumska deformacija	50 cc	0.001 cc	±0.001 cc	±0.5%
Inklinometer IC	Osne deformacije	7 mm	0.1 μm	±0.4 μm	±0.5%
Merilnik tlaka	Celični in porni tlak	1 MPa	0.03 kPa	±0.6 kPa	±0.1%

¹ delež trenutne vrednosti



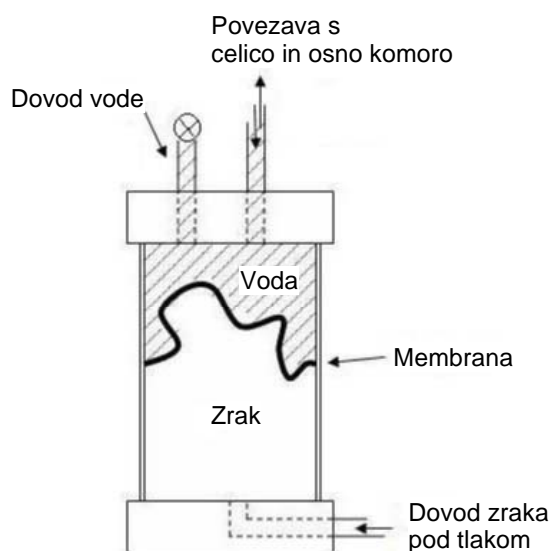
Slika 3.8: Shema sestavnih delov in povezav triosnega aparata B&W na Imperial Collegeu v Londonu. (prirejeno po Carrera (2008) in Qadimi (2005))

Figure 3.8: Schematic diagram of Bishop and Wesley triaxial cell at Imperial College London. (adapted from Carrera (2008) and Qadimi (2005))



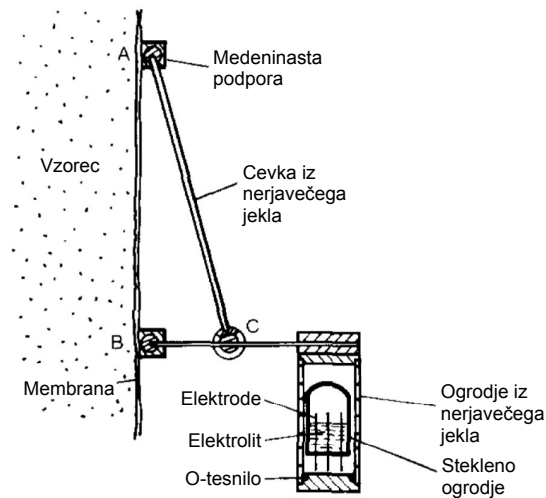
Slika 3.9: Povezava med merilnikom sile in kapo. (prirejeno po Carrera (2008) in Gasparre(2005))

Figure 3.9: Connection between the load cell and the top cap. (adapted from Carrera (2008) and Gasparre (2005))



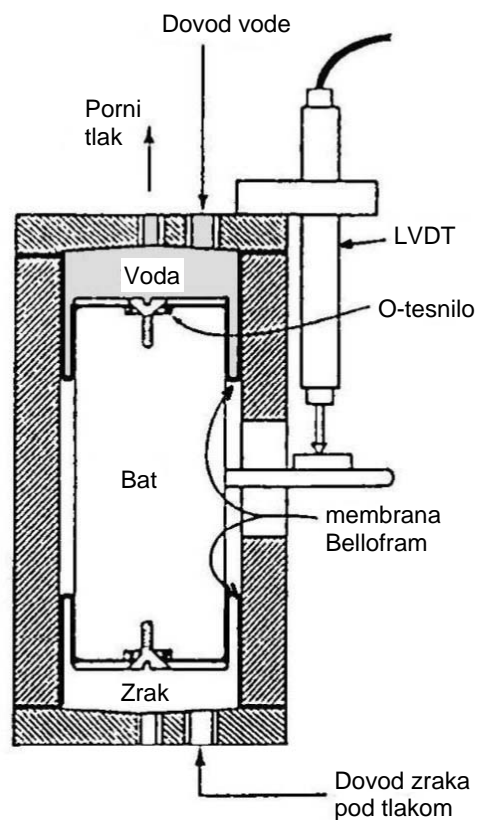
Slika 3.10: Izmenjevalnik med zrakom in vodo triosnega aparata B&W na Imperial Collegeu v Londonu. (prirejeno po Carrera, 2008)

Figure 3.10: Air/water interface of Bishop and Wesley triaxial cell at Imperial College London. (adapted from Carrera, 2008)



Slika 3.11: Inklinometer za merjenje osnih deformacij neposredno na vzorcu (prirejeno po Jardine s sod., 1984)

Figure 3.11: Inclinometer for measuring local axial strain (adapted from Jardine et al., 1984)

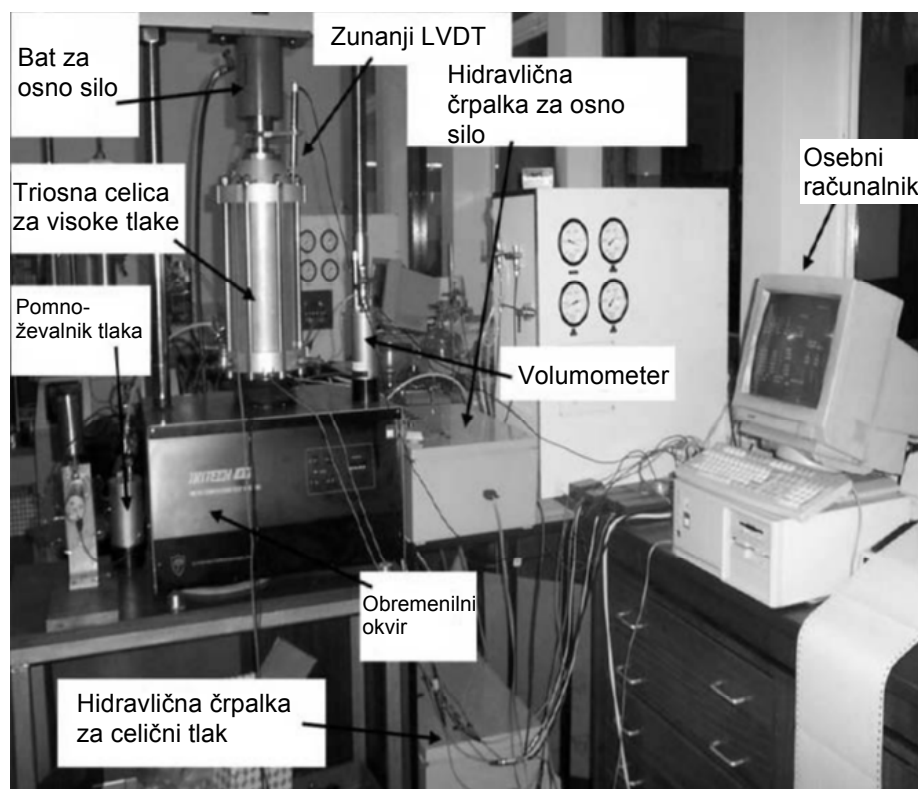


Slika 3.12: Volumometer in izmenjevalnik zrak-voda tipa Imperial College (prirejeno po Head, 1980)

Figure 3.12: Imperial College type volume gauge and air-water interface (adapted from Head, 1980)

3.3.4 Triosni aparat HP1

Z oznako 'HP1' smo označili triosni aparat za preizkušanje pri visokih tlakih, ki ima kapaciteto 5 MPa celičnega tlaka. Aparat je bil razvit na City University v Londonu. Glavne razlike v primerjavi z aparatom B&W so: veliko višja kapaciteta celičnega tlaka, namesto bata pod vzorcem je obremenilni okvir, celična tekočina olje namesto vode in olje je uporabljeno tudi za vzpostavitve osne obremenitve. Poleg tega je plašč celice iz aluminija namesto iz pleksi stekla. Ima debelino 12.5 mm. Drenažna linija je le v podstavku, saj tesnenje cevki predstavlja problem pri tako visokih tlakih. Uporabljali smo dve membrani, in sicer: notranjo iz lateksa in zunanjo iz nitrila, saj olje razžre lateks, poleg tega pa je z uporabo dveh membran zmanjšana verjetnost predrtnja. Ker je plašč celice kovinski, vzorca med preiskavo ne vidimo (glej sliko 3.13). Eden od vzrokov za uporabo olja kot celična tekočina je zaradi neprevodnosti. Zaradi tega lahko uporabljamo nepotopne merilnike LVDT z odprtimi kontakti, saj potopni pri tako visokih tlakih ne delujejo več (Cuccovillo in Coop, 1998). Skica celotnega sistema aparata je prikazana na sliki 3.14. Preizkušali smo vzorce premera okoli 50 in višine okoli 110 mm.



Slika 3.13: Triosni aparat za preiskave pri visokih tlakih na Imperial Collegeu (prirejeno po Qadimi, 2005)

Figure 3.13: High pressure triaxial cell at Imperial College (adapted from Qadimi, 2005)

Kontrola in merjenje napetosti. Aparat ima dva sistema za celični tlak in dva sistema za osno obremenitev, glede na velikost uporabljenega tlaka. Sistem za nižji celični tlak sestavlja izmenjevalnik zrak-olja, ki je na zgornji strani povezan z linijo zračnega tlaka, ki je kontroliran

z elektronskim regulatorjem, na spodnji strani pa olje pod tlakom izhaja do ventila, s katerim izbiramo med sistemom za nižje ali visoke tlake. Od ventila do celice vodi visokotlačna cev. Sistem za nižje tlake deluje do velikosti tlaka 0.8 MPa. Za tlake od 0.8 do 5.0 MPa je bila v času opravljenih preiskav namesto motorizirane hidravlične črpalke, narisane na sliki 3.14, v uporabi črpalke CSRP za visoke tlake. Gre za črpalke, ki deluje s koračnim motorjem kot pri aparatu B&W in je bila razvita na Imperial Collegeu, le da smo jo sedaj uporabljali za vzpostavitev napetostne kontrole namesto deformacijske. Tudi črpalke CSRP pri aparatu B&W bi lahko uporabili v ta namen.

Pri batih za osno obremenitev na vrhu okvirja (glej sliko 3.13) lahko izbiramo med tlakom iz izmenjevalnika zrak-olje in tlakom iz motorizirane hidravlične črpalke. Največji tlak pri izmenjevalniku je tako kot pri celičnem tlaku enak 0.8 MPa. V linijo med izmenjevalnikom in batom lahko priključimo tudi pomnoževalnik tlakov, ki ga je razvil Ventouras (2005). Gre za konstrukcijsko zelo podoben del kot je volumometer in izmenjevalnik s slike 3.12, le da ima manjšo ploščino prečnega prereza na izhodni strani, na obeh straneh pa je v tem primeru olje namesto zraka in vode. Pomnoževalnik dela z razmerjem med vhodnim in izhodnim tlakom 1 : 2.5. Poleg tega ima sam bat razmerje med vhodnim tlakom in osno napetostjo na vzorcu okoli 1 : 2.5. Tako lahko brez pomnoževalnika z uporabo izmenjevalnika zrak-olje pri tlaku 0.8 MPa vzpostavimo osno napetost na vzorcu okoli 2.0 MPa, z zaporedno uporabo pomnoževalnika pa imamo razmerje 1 : 6.25, kar je ekvivalentno okoli 5.0 MPa osne napetosti pri tlaku 0.8 MPa v izmenjevalniku. Za napetostno vodeno obremenjevanje z višjimi napetostmi v osni smeri oprema omogoča uporabo motorizirane hidravlične črpalke namesto izmenjevalnika in pomnoževalnika. V okviru disertacije je nismo uporabljali, kajti fazo striga materiala smo opravili deformacijsko vodeno z uporabo motorja na okvirju, na katerem smo nastavili hitrost osne deformacije. Kapaciteta okvirja je 50 kN. Več informacij o hidravlični črpalke je na primer v Alvarado (2007).

Sistem za vzpostavitev povratnega tlaka je enak kot pri aparatu B&W z uporabo izmenjevalnika in volumometra merilnega območja 50 cc tipa Imperial College (glej sliko 3.12), z največjim tlakom okoli 0.8 MPa.

Osnovno silo smo merili s potopnim merilnikom sile merilnega območja 25 kN, celični in porni tlak pa z merilnikom tlaka območja 10 MPa. V liniji do bata za osno obremenitev je bil nameščen dodatni merilnik tlaka, da smo v grobem lahko kontrolirali, kakšen tlak je v njej, preden smo odprli ventil in dejansko obremenili vzorec.

Kontrola in merjenje deformacij. Za merjenje osnih deformacij neposredno na vzorcu smo na membrano s sekundnim lepilom vzporedno prilepili par merilnikov LVDT tipa RDP D5/200 s ± 5 mm linearnega hoda (slika 3.14). Shema merilnika je na sliki 3.15. Sprememba lege jedra merilnika glede na telo proizvode spremembo v izhodni napetosti. Luknja, ki poteka vzdolž celotnega telesa omogoča, da se pri večjih deformacijah jedro v njem ne zatakne. Več detajlov o tem tipu merilnikov in načinu merjenja lahko najdemo v Cuccovillo in Coop (1997a). Ta tip merilnikov je veliko bolj natančen od inklinometrov, ki smo jih uporabljali pri aparatu B&W (primerjaj preglednici 3.4 in 3.5). Radialne deformacije smo prav tako merili neposredno

na vzorcu s pomočjo čeljusti (angl. radial belt), ki smo jo prav tako prilepili s sekundnim lepilom na membrano. Shema čeljusti je prikazana na sliki 3.16. Njeno razprtost smo merili z merilnikom LVDT RDP D5/200. Osne deformacije smo podobno kot pri aparatu B&W merili tudi z zunanjim merilnikom LVDT hoda 50 mm, volumske deformacije pa z že prej omenjenim izmenjevalnikom in volumometrom.

Poleg omenjenih merilnikov je imela celica v podstavku in kapi vgrajen par bender elementov za merjenje strižne togosti v vertikalni smeri s horizontalno polarizacijo (t.j. togosti G_{vh}). Dimenzije bender elementov so podane v preglednici 3.6, opis sestavnih delov in vezave pa je predstavljen v poglavju 3.4.5.

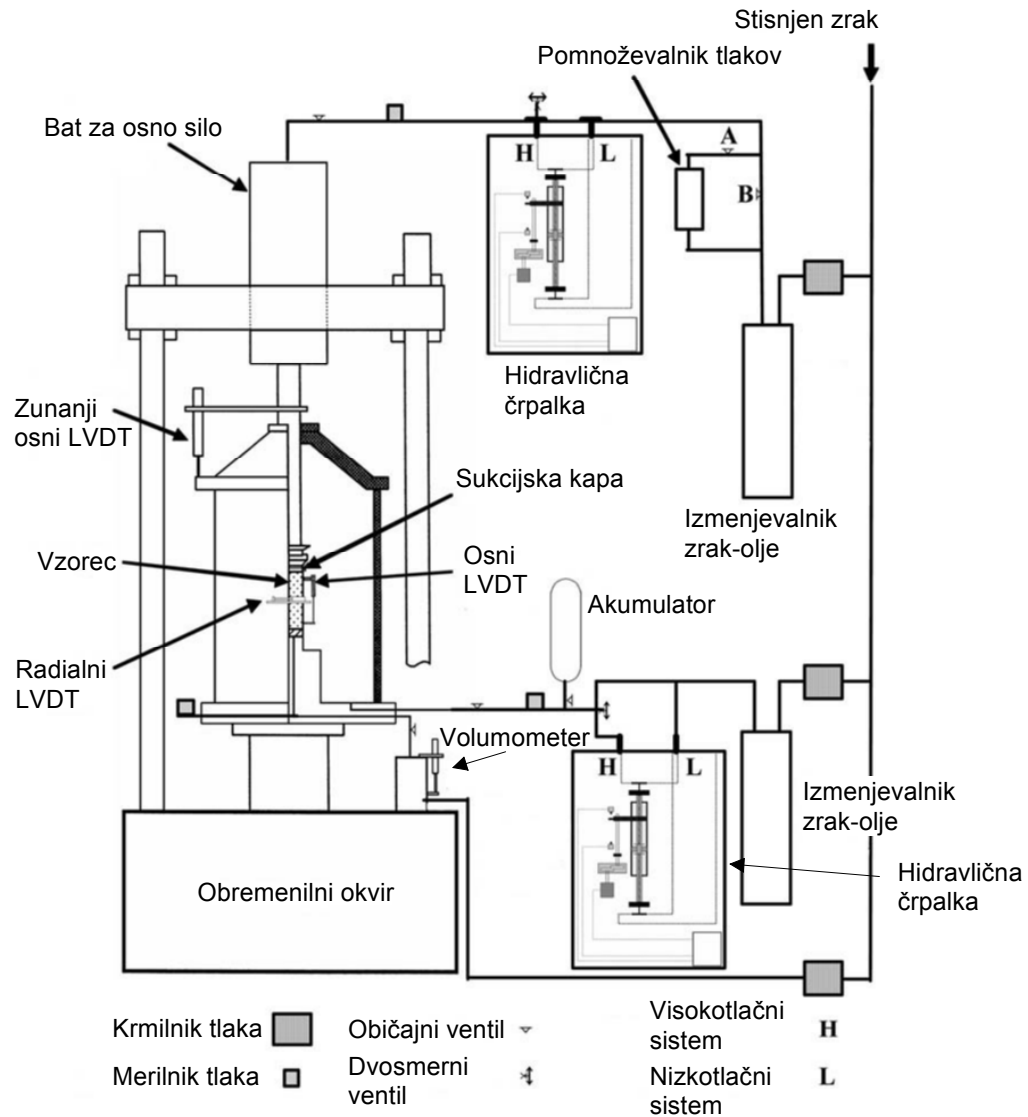
Preiskave so bile vodene preko posodobljene verzije računalniškega programa, ki ga je napisal Coop (1991).

Preglednica 3.5: Lastnosti merilnikov uporabljenih pri triosnem aparatu HP1

Table 3.5: Properties of the instrumentation used in the HP1 triaxial apparatus

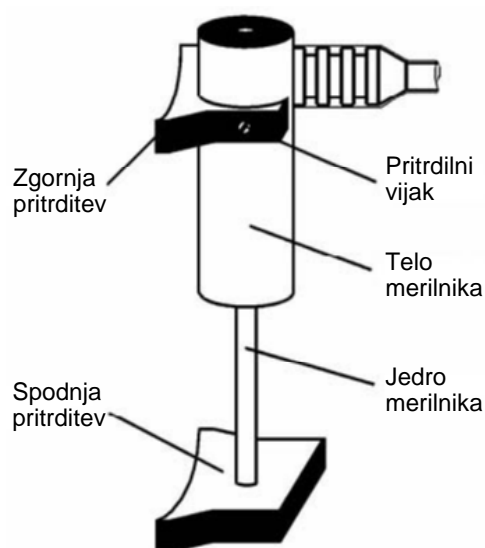
Merilnik	Tip meritve	Območje	Ločljivost	Šum	Ostalo ¹
Merilnik sile	Deviatorična obtežba	50 kN	1 N	±2 N	±0.5%
Zunanji LVDT	Osne deformacije	50 mm	5 μm	±10 μm	±0.5%
Volumometer IC	Volumska deformacija	100 cc	0.002 cc	±0.002 cc	±0.5%
Lokalni LVDT	Osne deformacije	±5 mm	±0.02 μm	±0.02 μm	±0.5%
Merilnik tlaka	Celični in porni tlak	10 MPa	1 kPa	±2 kPa	±0.1%

¹ delež trenutne vrednosti



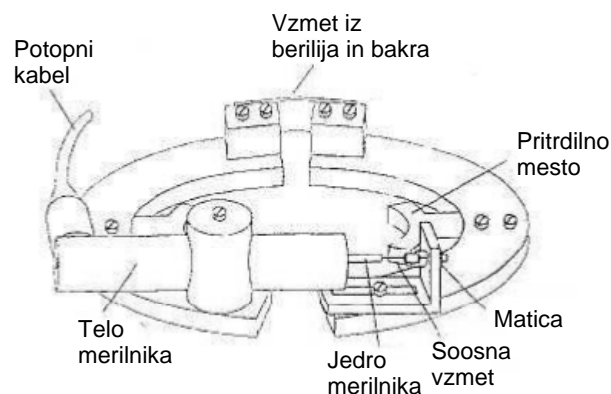
Slika 3.14: Shema sestavnih delov in povezav triosnega aparata za preiskave pri visokih tlakih na Imperial Collegeu (prirejeno po Qadimi (2005) in Cuccovillo in Coop (1998))

Figure 3.14: Schematic diagram of high pressure triaxial cell at Imperial College London (adapted from Qadimi (2005) and Cuccovillo and Coop (1998))



Slika 3.15: Shema merilnika LVDT za lokalno merjenje osnih deformacij (prirejeno po Qadimi, 2005)

Figure 3.15: Schematic diagram of LVDT transducer for local measurement of axial strain (adapted from Qadimi, 2005)



Slika 3.16: Shema čeljusti z LVDT merilnikom za lokalno merjenje radialnih deformacij (prirejeno po Coop, 2005)

Figure 3.16: Schematic diagram of radial strain belt equipped with LVDT transducer (adapted from Coop, 2005)

3.3.5 Eksperimentalne metode triosnih preiskav

Pred začetkom uporabe aparatov se je bilo potrebno prepričati, da so vrednosti na zaslonih realne. Zato smo pri aparatih B&W in HP1 kot del seznanjanja z opremo kalibrirali vse merilnike. Pri aparatih ELE poteka zaradi komercialnih preiskav kalibracija merilnikov redno na določeni časovni interval.

Vse merilnike LVDT in inklinometre smo kalibrirali z mikrometrom. Pri radialni čeljusti je bila za to potrebna določena modifikacija mikrometra. Volumometre smo kalibrirali s tehtanjem vode z natančno tehtnico, merilnike sile in tlakov pa z Budenbergovim kalibracijskim aparatom preko uteži (angl. Budenberg dead-weight tester). V vseh primerih smo uporabljali linearno zvezo med napetostjo na zaslonu in izmerjeno vrednostjo, torej je imel vsak merilnik svojo konstanto (t.j. naklon kalibracijske premice). Vrednost presečišča premice z ordinatno osjo ni bila pomembna, saj smo jo vedno znova spreminjali s postavljanjem vrednosti na 0. Izjema so inklinometri, kjer absolutne vrednosti meritve ne spreminjamo.

Triosne preiskave smo izvajali na rekonstituiranih vzorcih (t.j. umetno pripravljenih; angl. reconstituted), z izjemo dveh vzorcev meljastega peska, ki sta bila pripravljena iz intaktnega materiala jeder vrtn. Priprava materiala pred vgradnjo v kalup je opisana v poglavju 3.1.1. Triosne preiskave so zajemale naslednje faze:

- priprava rekonstituiranega vzorca,
- meritev dimenzij vzorca,
- namestitev lokalnih merilnikov deformacij in odstranitev podtlaka,
- faze zasičevanja vzorca,
- povezava sukcijske kape,
- izotropna kompresija in merjenje z bender elementi,
- striženje materiala,
- iztiskanje vode iz vzorca, razstavljanje celice in merjenje vlažnosti materiala po preiskavi.

Priprava rekonstituiranega vzorca. Na podstavek celice smo s parom tesnil O-ring pritrdili membrano. Čeznjo smo povezali kalup, ki je bil iz dveh ali treh delov (angl. a split mould). Del membrane, ki je gledal čez kalup na vrhni strani, smo zavihali čezenj in ustvarili negativen tlak okoli -20 kPa, ki je prilepil membrano na kalup (aparata B&W in HP1). Pri tem je zelo pomembna izvedba stika med kalupom in membrano na spodnjem delu. Zato smo dali čez spodnja O-ringa dva sloja membrane, preden smo povezali čez kalup. Pri aparatu ELE smo si namesto vzdrževanega negativnega tlaka pomagali s cevko, skozi katero smo s sesanjem ustvarjali podtlak. S tem je bil kalup pripravljen za vgradnjo materiala. Vse vzorce meljastega peska

iz Boštanja smo pripravili z metodo mokrega teptanja (angl. moist tamping) (z izjemo dveh intaktnih vzorcev V-2A in V-2B), vzorce peska Dogs Bay pa z metodami vodne sedimentacije (angl. wet sedimentation) (vzorci DB-I-A, DB-I-B, DB-I-C), mokrega teptanja (DB-I-D in DB-I-F) in metodo zelo rahlo navlaženega materiala, ki je bil nato 'preplavljen' skozi spodnjo drenažno linijo (DB-I-E in DB-I-G).

Mokro teptanje (MT). Z metodo, ki je opisana v poglavju 3.1.1, smo pripravili 10 deležev rahlo navlaženega materiala ($w \approx 10\%$ pri meljastem pesku iz Boštanja in $w \approx 20\%$ pri pesku Dogs Bay) v zaprtih posodicah glede na želeni začetni količnik por e_0 . S pomočjo žličke smo prenesli material iz posodice v kalup in ga nato s ploščatim okroglim teptalom (angl. flat bottom tamper), katerega premer je bil enak polovičnemu premeru vzorca, poteptali v krožnih gibih do označene višine sloja na teptalu. Nato smo nadaljevali z naslednjim slojem do vrha kalupa. Višine vseh slojev in suhe mase materiala so bile enake, s čimer smo dosegli čim bolj homogeno gostoto vzorca. Material je bil pred vgradnjo navlažen zato, da se je ustvarila sukcijska, ki je omogočala, da smo lažje vgradili predvsem zelo rahle vzorce. Po drugi strani pa metoda omogoča uporabo zelo širokega kontroliranega razpona gostot materiala (Ishihara, 1993) in ponovljivost je zadovoljiva. Negativna plat te metode je v ustvarjanju slojevitosti vzorca, ki na ta način do neke mere izgubi reprezentativnost glede na naravno strukturo. Vprašljiva je tudi stopnja homogenosti vzorca. Poleg tega se ustvarjena struktura navadno bolj kontrakcijsko obnaša (glej poglavje 2.4.1).

Vodna sedimentacija (WS). Metodo smo uporabili le pri pesku Dogs Bay z željo po vgradnji čim bolj rahlih vzorcev. Metoda zaradi segregacije finih zrn ne bi bila primerna za uporabo pri meljastem pesku s tako velikim deležem finih zrn, kot je pri meljastem pesku iz Boštanja. Material smo zmešali po postopku iz poglavja 3.1.1, vendar brez vlaženja, pri čemer smo pripravili v treh posodicah približno količino materiala z rezervo, saj zdaj v naprej nismo vedeli, koliko materiala bomo na koncu potrebovali. Kalup smo do polovice napolnili z odzračeno vodo, nato pa z žličko (DB-I-B, DB-I-C), oziroma skozi lijak (DB-I-A), počasi spuščali material v kalup. Pri tem smo žličko z materialom najprej preplavili v vodi v kalupu in jo nato obrnili. V primeru uporabe lijaka pa smo dno držali tik na gladino vode. Sproti smo dodajali odzračeno vodo v kalup, da smo vzdrževali nespremenjen nivo vode nad vrhom potopljenega materiala (okoli 4 cm). Ko smo prišli do vrha, smo s papirnatim robčkom posrkali odvečno vodo na vrhu in dodali še malo materiala, da smo ustvarili ravno in horizontalno površino vzorca. Stehali smo preostali material v posodici in izračunali uporabljeno suho maso materiala, ter iz nje izračunali začetni količnik por e_0 . Nato smo kapo pričvrstili v primež in zelo pazljivo potegnili membrano čez kapo.

Metoda preplavitve rahlo navlaženega materiala (FL). To metodo smo prav tako uporabili zgolj pri pesku Dogs Bay. Cilj njene uporabe je bil, da bi dosegli še večje začetne količnike por. Tudi v tem primeru smo pripravili več suhega materiala. Stehali smo ga in navlažili do vlažnosti okoli $w \approx 5\%$. Nato smo ga z žličko v čim bolj rahlem stanju prenesli v kalup do vrha in odprli spodnjo drenažno linijo, ki je bila pod rahlim tlakom. Drenažo smo zaprli, ko je nivo vode postal viden. Pri tem se je material posedel. Znova smo prenesli del materiala

v kalup do vrha in ga spet preplavili. To smo storili še enkrat in poravnali vrh vzorca. Če je bilo potrebno, smo dodali še malo materiala. Posušili smo preostali material, ga stehali in tako izračunali maso vgrajenega materiala in iz nje začetni količnik por e_0 . Podobno kot pri prejšnji metodi smo bili zelo pazljivi pri namestitvi kape. Uporabili smo primež in pazljivo potegnili membrano čez kapo.

Meritev dimenzij vzorca. Ko je bila kapo nameščena in čeznjo potegnjena membrana, smo zatesnili vzorec z dvema O-ringoma. Pri aparatih B&W in HP1 smo na kapo namestili gumijasto sukcijsko kapo. Nato smo pri aparatu ELE razdrli kalup, pri aparatu B&W pa smo najprej na spodnjo drenažo pri zaprti zgornji drenaži priključili podtlak velikosti -15 kPa, kar pomeni, da smo vzorec obremenili s 15 kPa efektivne napetosti v hidrostatskem stanju, kar je dalo vzorcu dovolj trdnosti, da je pri odstranitvi kalupa ostal čim bolj nepoškodovan. Pri aparatu HP1 smo uporabljali podtlak okoli -25 kPa.

Pri aparatu HP1 (le za meljast pesek iz Boštanj) smo pred razdrtjem kalupa in namestitvijo kape za obremenjevanje, na vzorec namestili posebno kapo (slika 3.17), s pomočjo katere smo pospešili proces zasičevanja. Kapo smo priključili na visok podtlak (okoli -65 kPa) in tako sesali velike količine ujetega zraka v vzorcu. Proces je navadno trajal čez noč. Nato smo na vzorec namestili kapo za obremenjevanje, priključili podtlak na drenažno linijo (okoli -25 kPa) in razdrli kalup.

Po odstranitvi kalupa smo s kljunastim merilom izmerili višino in premer vzorca. Pri višini smo vzeli vsaj tri odčitke okoli vzorca, pri premeru pa po dva odčitka na zgornjem, srednjem in spodnjem delu, pri čemer smo upoštevali debelino membrane 0.3 mm. Nato smo vrednosti povprečili. Pri aparatu HP1 smo nato čez membrano iz lateksa potegnili še dodatno membrano iz nitrila in jo zatesnili z O-ringi.

Namestitev lokalnih merilnikov deformacij. V tej fazi smo s sekundnim lepilom na membrano prilepili lokalne merilnike deformacij. Opisani so v poglavjih 3.3.3 in 3.3.4. Z njihovo uporabo smo lahko tudi med fazo zasičevanja spremljali deformacije vzorca. Napetost lokalnega merilnika LVDT smo izničili s potenciometrom v ojačevalniku, ko jedro ni bilo vstavljeno v telo. To smo naredili zato, da smo glede na kalibracijske podatke vedli, kje se je med preiskavo nahajalo jedro. Pri pritrditvi merilnikov LVDT na nosilce smo pazili, da smo imeli dovolj rezerve pomika pri izotropni kompresiji in naknadnem strigu, da je jedro ostalo v linearnem območju pri prvih procentih osne deformacije. Celico smo nato začeli polniti z vodo. Ko je nivo vode dosegel polovico višine celice, smo postavili vrednost celičnega tlaka na 0 . Ko je bila celica polna, smo pri aparatih B&W in HP1 postopoma povečevali celični tlak iz vrednosti 0 (t.j. atmosferski tlak) do 15 , oziroma 25 kPa, pri čemer smo sproti zmanjševali podtlak v vzorcu, tako da je bila efektivna hidrostatska napetost v vzorcu ves čas enaka 15 , oziroma 25 kPa.

Ko smo s celičnim tlakom dosegli 15 kPa, smo pri aparatu B&W spodnjo drenažno linijo zaprli, zgornjo pa odprli. Na ta način pri mokrih vzorcih ni prišlo do odtekanja vode. Sledilo je preplavljenju vzorca z odzračeno vodo. Na spodnjo drenažno linijo smo priključili odzračeno



Slika 3.17: Sukcijska kapa za pospešitev procesa saturacije
Figure 3.17: Suction cap to speed up the saturation process

vodo s tlakom okoli 5 kPa. To smo izvedli z uporabo plastenke, ki smo jo dvignili nad celico do prave višine. Vrhno drenažno cev smo pri tem potopili v posodo z vodo, tako da ni mogel vanjo vstopati zrak, poleg tega pa smo lahko opazovali zračne mehurčke, ki jih je voda izrivala iz vzorca. Na ta način je voda zapolnila velik delež por med zrni, kar je skrajšalo čas potreben za zasičenje. Fazo smo zaključili, ko je čez vzorec preteklo okoli 0.5 l vode.

Faza zasičevanja. Pri vseh aparatih smo vzorce zasičili s postopnim dvigovanjem povratnega in celičnega tlaka, pri čemer smo vzdrževali konstantno izotropno efektivno napetostno stanje v vzorcu. Zaprli smo drenažo za merilnikom pornega tlaka in povečali celični tlak za $\Delta p = 25$ do 50 kPa (v nedreniranih pogojih), pri tem pa smo spremljali dvig pornega tlaka Δu . Nato smo izračunali vrednost Skemptonovega parametra B kot:

$$B = \frac{\Delta u}{\Delta p}. \quad (3.18)$$

Vzorec je 100% zasičen, ko je $B = 1$. Takrat se porni tlak spremeni za isto vrednost kot celični. Zasičevanje smo zaključili pri vrednosti $B \geq 0.95$, kar je bilo pri nizkih tlakih nemogoče doseči v razumnem času. Zato smo pri aparatu ELE s črpalko dvignili povratni tlak na trenutni celični

tlak minus 15 kPa in odprli drenažo. Tako smo ohranili efektivno napetost v vzorcu, voda pa je pričela teči v vzorec, ker se je zrak bolj raztapljal v njej pri višjem povratnem tlaku. Pri aparatih B&W in HP1 nismo dvignili povratnega tlaka, temveč smo pred odprtjem povratnega tlaka celični tlak spustili na prejšnjo vrednost. S tem smo ustvarili v vzorcu efektivno napetostno stanje pred dvigom celičnega tlaka. Nato pa smo odprli drenažno linijo do povratnega tlaka in z enako hitrostjo začeli dvigovati celični in porni tlak hkrati do želenih vrednosti. Tako smo ohranjali konstantno efektivno napetostno stanje v vzorcu. Nato smo znova preverjali vrednost B . Pri doseženih višjih tlakih (okoli 300 kPa) smo čakali ob odprtih drenažah, da je voda prenehala teči v vzorec in potem preverjali vrednost B . Včasih je bilo potrebno iti do precej visokih tlakov, da je bil vzorec hitro zasičen. Dostikrat smo dvignili povratni tlak tudi do 600 kPa in se poslužili dodatne metode, s katero smo z ročno črpalko počasi srkali vodo skozi eno stran vzorca, na drugi strani pa je bila drenaža povezana s povratnim tlakom. Tlak v ročni črpalki smo opazovali na manometru panela. Malenkost smo odvili črpalko, zato je tlak v njej malo padel in počakali, da se je izenačil s povratnim tlakom. Ta postopek se je v določenih primerih izkazal za učinkovitega, res pa je, da je bil precej dolgotrajen. Čas zasičevanja je različno trajal, od enega dneva, pa do enega tedna.

Povezava sukcijske kape. Ko je bil vzorec zasičen (t.j. $B \geq 0.95$), smo pri aparatu B&W pričeli s povezovanjem kape z merilnikom sile s sukcijsko kapo. Pri aparatu HP1 smo to povezavo izvršili malo kasneje (pri $p' \simeq 125$ kPa), sam postopek pa je bil zelo podoben. Razlog, da smo to naredili kasneje je v tem, da je bil aparat HP1 manj natančen, oziroma bolj okoren, in bi s povezovanjem pri zelo nizkih efektivnih napetostih hitro lahko poškodovali vzorec. Pred začetkom povezovanja izničimo vrednost osne sile. Merilnik sile ima spodaj del konusne oblike, ki ga lahko objame sukcijska kapa (glej sliko 3.9). Postopek začnemo s postopnim dviganjem tlaka v batu za osno obremenitev. Pri aparatu B&W je le ta pod vzorcem, pri HP1 pa na zgornji strani okvirja. Ko se bat prične premikati smo zelo pazljivi z nadaljnjimi popravki tlaka. Običajno tlak najprej malo znižamo. Ko se podaljšek merilnika sile in sukcijska kapa približata, se ustvari med njima vodna blazina. To vidimo na porastu sile. Takrat začnemo s počasnim odvijanjem ročne črpalke (angl. Bishop ram), ki je povezana s to vodno blazino skozi podaljšek, da začne sila spet padati in se vzorec ne poškoduje. Na ta način se vodna blazina postopoma prazni, kapi pa se približujeta. V bistvu gre pri postopku za to, da nastavljamo tlak v batu, odvijamo ročno črpalko in opazujemo vrednost na manometru panela, ki prikazuje tlak v ročni črpalki, premike bata z zunanjim LVDTjem ter osno silo. Postopek zahteva kar nekaj spretnosti, potrpežljivosti in časa, kajti opraviti ga moramo počasi, saj drugače hitro lahko pride do poškodb vzorca. Ko prideta kapi dovolj skupaj opazimo na manometru, da tlak z odvijanjem črpalke začne padati. Z odvijanjem nadaljujemo dokler tlak ne pade do vrednosti 0 (atmosferski tlak). Takrat lahko cev, ki poteka skozi podaljšek merilnika sile v ročno črpalko odstranimo. Na ta način smo vodo med kapo in podaljškom odstranili in med njima vzpostavili atmosferski tlak. Razlika med atmosferskim in celičnim tlakom močno drži dele skupaj. Z uporabo sukcijske kape zmanjšamo napake zaradi slabega naleganja vzorca med obremenjevanjem, čeprav med samim povezovanjem lahko delno poškodujemo vzorec, če le-ta stoji postrani. Pomembno je tudi to, da takoj po zaključeni povezavi zaženemo računalniško kontrolo izotropnega

napetostnega stanja, ki ves čas pazi, da velja $q = 0$.

Izotropna kompresija. Izotropno kompresijo smo izvajali na tri načine. Pri aparatu ELE smo znižali povratni tlak do želene vrednosti glede na končno efektivno napetost p' in odprli drenažo. Na ta način je porni tlak v vzorcu postopoma upadel do vrednosti povratnega tlaka. Medtem so se izvršile tudi kompresijske volumske deformacije.

Pri aparatih B&W in HP1 smo izotropno obremenjevali vzorce s povezavo sukcijske kape in brez nje. Če po izotropni kompresiji vzorca nismo strižno obremenili, povezave nismo izvedli. Ob konstantnem povratnem tlaku smo počasi dvigovali celični tlak, pri čemer je voda pričela iztekati iz vzorca (kompresijske volumske deformacije). Hitrost dvigovanja celičnega tlaka je bila večja pri aparatu HP1. Relativno visoka prepustnost preizkušanih materialov je omogočala hitro obremenjevanje. Podatke smo beležili le v posameznih stanjih, ko so se volumske in osne deformacije stabilizirale. Bolj pravilno bi bilo v enakomernih intervalih beležiti meritve in obremenjevati vzorec s konstantno hitrostjo. Razlogov, da tega nismo počeli, je več. Eden je v tem, da je bil sistem aparata HP1 zelo nestabilen. Večkrat se je zgodilo, da je računalniška kontrola odpovedala. Drugi razlog je v tem, da bi za to potrebovali več časa, in tretji v tem, da smo v določenih izotropnih napetostnih stanjih izvajali meritve z bender elementi. Tako bi bilo potrebno uskladiti hitrost s časom merjenj, kar ni tako lahka naloga, še posebno, če je največji ciljni tlak velik 5 MPa.

Drugi način izotropne kompresije aparatov B&W in HP1 je bil s povezano sukcijsko kapo. Povratni tlak je bil ves čas konstanten in drenažna linija odprta. Računalniško vodeno smo počasi povečevali celični tlak in tlak v batu, pri čemer smo vzdrževali izotropno napetostno stanje ($q = 0$). Podobno kot v prejšnjem primeru smo se v določenih fazah ustavljali in počakali na stabilizacijo deformacij. Nato smo zabeležili napetostno in deformacijsko stanje vzorca. Načini izvajanja meritev z bender elementi in interpretacija rezultatov so podani v poglavju 3.4.

Nekatere vzorce smo po izotropnem obremenjevanju tudi izotropno razbremenili (angl. isotropic swelling). Postopek je zelo podoben obremenjevanju. Celični tlak in tlak v batu postopno zmanjšujemo in pri tem vzdržujemo stanje $q = 0$. Če sukcijske kape ne uporabljamo, pa le znižujemo celični tlak.

Uporabljali smo različne hitrosti obremenjevanja. Odvisne so bile od pričakovanega časa poteka faze in prepustnosti materiala. Pri meljastem pesku iz Boštanj smo pri izotropni obremenitvi uporabljali hitrost 50 – 100 kPa / h, pri izotropni razbremenitvi pa 70 – 250 kPa / h. Pri pesku Dogs Bay pa smo pri izotropni obremenitvi uporabili hitrost 100 – 200 kPa / h in pri razbremenitvi 200 – 500 kPa / h. Pred začetkom striga smo počakali, da so se deformacije vzorca stabilizirale.

Nedrenirano striženje. Vzorce smo nedrenirano strigili le v aparatu ELE. Uporabili smo deformacijsko kontrolo obremenjevanja s konstantno hitrostjo osnih deformacij 0.015%/min. Najprej je bilo potrebno s pomočjo obremenilnega okvirja približati bat do vzorca. Pri tem smo opazovali vrednosti sile na dinamometru, dokler se ob rahlem dotiku vzorca ni spremenila. Pred kontaktom smo izničili vrednost osne sile. Nato smo zaprli drenažne linije in pričeli z obremen-

jevanjem pri omenjeni hitrosti. Ker programska oprema ni omogočala kontinuiranega beleženja podatkov do vrednosti osne deformacije okoli 30%, smo morali ustaviti beleženje in na novo začeti stopnjo.

Drenirano striženje. Drenirano striženje smo izvajali z aparatom B&W in HP1. Pri uporabi lokalnih merilnikov LVDT smo nastavili nično napetost na ojačevalnikih. Tako je lahko enota za zajemanje podatkov (angl. data logger) delovala z največjo natančnostjo. Tudi pri dreniranem striženju smo deformacijsko kontrolirano obremenjevali večino vzorcev. Izjemi sta vzorca BO-I-E in BO-I-I, ki sta bila drenirano strižena pri pogoju $p' = \text{konst}$. Namesto izmenjevalnika zrak-voda smo pri aparatu B&W uporabili črpalko CSRP (glej poglavje 3.3.3), s katero smo lahko obremenjevali pri konstantni hitrosti osnih deformacij glede na odčitke zunanega merilnika LVDT. Pri aparatu HP1 pa smo zaprli dovodni ventil na batu in bat na ta način togo fiksirali. Nato smo vključili motor obremenilnega okvirja, na katerem smo nastavili hitrost obremenjevanja.

Pri vzorcih BO-I-E in BO-I-I smo obremenjevali kombinirano deformacijsko in napetostno. Nastavili smo pogoj $p' = \text{konst}$, ki je bil vzdrževan s spreminjanjem celičnega tlaka, medtem ko smo s črpalko CSRP vzdrževali konstantno hitrost osne deformacije.

Začetna hitrost osne deformacije pri dreniranem strigu je bila pri aparatu B&W $0.1\%/h$, in je nismo spreminjali do osne deformacije okoli 0.5% . Nato smo hitrost postopno povečevali do vrednosti okoli $0.6\%/h$ pri osni deformaciji okoli 15% . Pri aparatu HP1 smo začeli s hitrostjo okoli $0.02\%/h$ in jo po 0.1% osne deformacije povečali dvakrat. Nato smo jo postopno povečevali s faktorjem 2. Končna hitrost je bila okoli $0.64\%/h$. Preiskave smo izvajali do čim večje osne deformacije, ki jo je še dopuščala oprema, saj smo želeli doseči čim bolj stabilna kritična stanja.

Iztiskanje vode iz vzorca. Za natančnejši izračun količnikov por smo po fazi striženja pri nekaterih vzorcih dodatno iztislili vodo iz vzorca. Zaprli smo drenažno linijo in spustili porni tlak na vrednost 10 kPa. Zapisali smo si vrednost na volumometru, odprli drenaže in dvignili celični tlak na največjo vrednost. Ko je voda prenehala teči iz vzorca, smo zaprli drenaže in spustili celični tlak do vrednosti atmosferskega tlaka. Postopek je opisan v Verdugo in Ishihara (1996). Na ta način smo iztislili nekaj vode iz vzorca, katere količino smo beležili z volumometrom. Tako smo se predvsem pri rahlih vzorcih izognili temu, da bi pri odstranjevanju membrane odtekla voda, ki je ne bi mogli ujeti in upoštevati v računu vlažnosti materiala.

Merjenje vlažnosti materiala. Material smo hitro in pazljivo vzeli iz membrane in ga po višini razdelili na tri dele. Vsak del smo dali čez noč sušiti v peč na približno $105^{\circ}C$. Nato smo izračunali vlažnost posameznega dela in jo povprečili, da smo dobili končno vlažnost materiala w_f , iz katere smo lahko vzvratno izračunali količnik por med preiskavo. Za pravo vrednost količnika por smo vzeli povprečje med izračunano iz končne vlažnosti materiala in trenutne suhe prostorninske teže, razen v primeru, če je prišlo do težav pri izračunu katere izmed obeh. Enačbe so predstavljene v poglavju 3.3.6.

Vsak suh del vzorca smo nato ločeno shranili v PVC vrečke.

3.3.6 Analiza meritev triosnih preiskav

V poglavju je prikazan način izračuna uporabljenih napetostnih in deformacijskih spremenljivk med triosnimi preiskavami.

Trenutna ploščina prečnega prereza A_c vzorca ob upoštevanju pravilne cilindrične deformacijske oblike je:

$$A_c = \frac{V_0 - \Delta V}{h_0 - \Delta h} = A_0 \left(\frac{1 - \varepsilon_v}{1 + \varepsilon_{ax}} \right), \quad (3.19)$$

kjer je V_0 začetni volumen vzorca, ΔV je trenutna sprememba volumna, h_0 začetna višina vzorca, Δh trenutna sprememba višine vzorca, A_0 je začetna ploščina prečnega prereza vzorca, ε_v trenutna volumska deformacija in ε_{ax} trenutna osna deformacija. Deformaciji ε_v in ε_{ax} sta definirani kot:

$$\varepsilon_v = \frac{\Delta V}{V_0} \quad (3.20)$$

$$\varepsilon_{ax} = \frac{\Delta h}{h_0}, \quad (3.21)$$

pri čemer je Δh za izračun A_c izračunana iz zunanjšega merilnika LVDT. ε_{ax} lahko izračunamo tudi iz lokalnih merilnikov deformacij glede na začetno vrednost razdalje med pritrdilnima točkama l_{gl} (angl. gauge length) in pomikom Δl_{gl} kot:

$$\varepsilon_{ax} = \frac{\Delta l_{gl}}{l_{gl}}. \quad (3.22)$$

Isto velja za radialno deformacijo ε_r , pri kateri za l_{gl} vzamemo premer vzorca, skupaj z dvema debelinama membrane.

Celični in porni tlak σ_r in u merimo direktno z merilniki tlaka. S poznano trenutno ploščino prečnega prereza A_c iz enačbe (3.19) lahko glede na odčitek osne sile F_{ax} izračunamo osno napetost σ_{ax} kot:

$$\sigma_{ax} = \sigma_r + \frac{F_{ax}}{A_c}. \quad (3.23)$$

S poznanimi napetostma σ_{ax} in σ_r ter pornim tlakom u lahko izračunamo srednjo efektivno napetost p' in deviatorično napetost q kot:

$$p' = \frac{\sigma_1 + 2\sigma_3}{3} - u = \frac{\sigma_{ax} + 2\sigma_r}{3} - u \quad (3.24)$$

$$q = \sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_{ax} - \sigma_r. \quad (3.25)$$

V triosnih pogojih za deviatorično (strižno) deformacijo ε_q valja:

$$\varepsilon_q = \frac{2}{3} (\varepsilon_{ax} - \varepsilon_r) = \frac{(3\varepsilon_{ax} - \varepsilon_v)}{3}. \quad (3.26)$$

ε_{ax} na začetku striga izračunamo iz lokalnih LVDTjev oz. inklinometrov na vzorcu (enačba (3.22)), ko pa se naklon zveze $q - \varepsilon_{ax}$ iz lokalnih merilnikov ujame z naklonom iste zveze iz

zunanjšega LVDTja, uporabimo ε_{ax} z uporabo zunanjšega LVDTja, ki jo v osi ε_{ax} zamaknemo, da se na stični točki ujameta vrednosti q .

Tangentno strižno togost G lahko izračunamo z naslednjo zvezo:

$$G = \frac{\Delta q}{3\Delta\varepsilon_q}. \quad (3.27)$$

Za izračun G smo napisali program v Matlabu 7.3, ki glede na izbrani interval ε_q računa G s premikanjem intervala po osi ε_q in računanjem trendne črte na zajete točke (poglavje 4.3.1).

Pomembna spremenljivka je tudi razmikanje d (angl. dilatancy), ki jo v smislu triosne preiskave navadno definiramo kot:

$$d = \frac{\Delta\varepsilon_v}{\Delta\varepsilon_q}. \quad (3.28)$$

Tudi za izračun d potrebujemo algoritem, ki izbira točke glede na izbrane intervale ε_q . Tu je koristno omeniti, da je razmikanje v uporabljenem konstitutivnem modelu definirano s plastičnimi deformacijami kot $\frac{\varepsilon_v^p}{\varepsilon_q^p}$ (enačba (5.30) na strani 277) in ne s totalnimi kot tukaj.

Ostane nam še izračun količnika por e . Kot je zapisano v poglavju 3.3.5, smo za njegov izračun uporabili dva pristopa in sicer: izračun iz suhe prostorninske teže γ_d in iz končne vlažnosti materiala w_f . Za izračun iz suhe prostorninske teže smo uporabili enačbi (3.10) in (3.11) na strani 117. Trenuten volumen v enačbi (3.11) izračunamo iz začetnega izmerjenega s kljunastim merilom minus vrednost na volumometru, suho težo zrnja pa tudi poznamo iz faze vgradnje vzorca.

Pri načinu izračuna količnika por iz vlažnosti materiala pa najprej izračunamo končno povprečno vlažnost w_f glede na tri dele vzorca. Nato izračunamo spremembo vlažnosti zaradi iztisnjene vode ΔV_w kot:

$$\Delta w = \frac{\Delta V_w}{m_s}, \quad (3.29)$$

kjer je m_s masa zrn. Končni količnik por je tako enak:

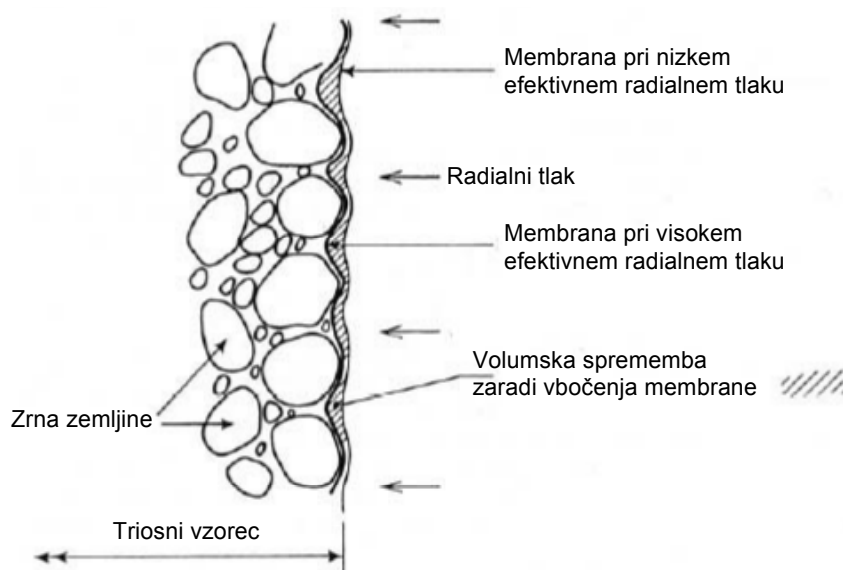
$$e_f = \frac{(w_f + \Delta w) G_s}{S_r} = (w_f + \Delta w) G_s, \quad (3.30)$$

kjer predpostavimo, da je stopnja zasičenosti materiala enaka $S_r \simeq 1$, G_s pa je specifična masa zrnja. Iz poznanega končnega količnika por e_f lahko iz enačbe (3.14) na strani 118 izračunamo količnik por e_0 na začetku striga kot:

$$e_0 = \frac{e_f + 1}{1 - \varepsilon_{v,f}} - 1, \quad (3.31)$$

kjer je $\varepsilon_{v,f}$ volumska deformacija na koncu striga. Sedaj lahko z enačbo (3.14) izračunamo trenutni količnik por glede na poznano trenutno volumsko deformacijo. Podobno smo izračunali iz vrednosti e_f na koncu izotropne kompresije, ki je enaka izračunani vrednosti e_0 na začetku striga, in poznanem $\varepsilon_{v,f}$ na koncu izotropne kompresije, še e_0 na začetku izotropne kompresije in nato glede na trenutno ε_v trenutni količnik por med izotropno kompresijo.

Ostane nam še diskusija o vplivih membrane na izmerjene napetosti. Nanje lahko vpliva na dva načina: s penetracijo med zrna (angl. membrane penetration effect) in s svojo togostjo. Slika 3.18 prikazuje vpliv membrane s penetracijo med zrna. Gre za pojav, ko membrana sili v pore med zrna in s tem povzroča napake pri meritvah volumskih sprememb oziroma pornih tlakov. Ta vpliv je odvisen predvsem od velikosti zrn. Glede na Nicholsona in sod. (1993) je ta vpliv potrebno upoštevati, če je granulometrijski parameter D_{20} večji od dvojne debeline membrane, kar je v našem primeru pri lateks membrani okoli 0.6 mm. D_{20} pri meljastem pesku iz Boštanjia in pesku Dogs Bay je enak 0.04 in 0.18 mm, iz česar sledi, da lahko vpliv penetracije membrane zanemarimo pri obeh materialih.



Slika 3.18: Vpliv penetracije membrane na volumsko spremembo vzorca pri zrnatih zemljinah (prirejeno po Head, 2004)

Figure 3.18: Membrane penetration effect on volume change in granular soils (adapted from Head, 2004)

Vpliv togosti membrane je pomemben pri preiskavah, ki dosežejo velike deformacije v obliki 'sodčka' in imajo p' pod 100 kPa. V teh primerih membrana bočno drži vzorec skupaj in posledično je v vzorcu večja napetost σ_r , kot pa jo kaže izmerjeni celični tlak. V literaturi je predlaganih veliko zvez za korekcijo napetosti. Fukushima in Tatsuoka (1984) v metodi III predlagata korekciji osne napetosti $\Delta\sigma_{ax}$ in radialne napetosti $\Delta\sigma_r$ kot:

$$\begin{aligned}\Delta\sigma_{ax} &= 0 \\ \Delta\sigma_r &= -(2 M \varepsilon_r) / D_i,\end{aligned}\quad (3.32)$$

kjer je M natezni Youngov modul membrane na enoto širine in D_i začetni premer vzorca. Izračunali smo, koliko bi znašala ta korekcija za opravljene triosne preiskave. Pri tem smo vzeli za modul M vrednost 0.36 kN / m, ki jo je izmerila Gasparre (2005), začetni premer kot $D_i = 36$ mm, za radialno deformacijo pa največjo vrednost glede na predpostavko o pravilnem

cilindričnem deformiranju vzorca pri $\varepsilon_{ax} = 30\%$, kar pomeni da je $\varepsilon_r = -\frac{\varepsilon_{ax}}{2} = -15\%$ v nedreniranih pogojih. V tem primeru smo dobili vrednosti korekcije napetosti p' in q enaki: $\Delta p' \simeq 2 \text{ kPa}$ in $\Delta q \simeq -3 \text{ kPa}$.

Preverili smo tudi korekcijo Bishopa in Henkla (1957) in La Rochellea s sod. (1988) za napetost q in tip deformiranja v obliki sodčka kot:

$$\Delta q = \frac{\pi D_i M \varepsilon_{ax} (1 - \varepsilon_{ax})}{A_0}, \quad (3.33)$$

ki da največjo vrednost Δq pri $\varepsilon_{ax} \simeq 30\%$ in je enaka $\Delta q_{\max} = 8.4 \text{ kPa}$. Glede na izračunane največje popravke smo ocenili, da njihova uporaba ne bi bistveno pripomogla k natančnosti rezultatov meritev, saj prihaja do večjih napak zaradi izvedbe opreme in natančnosti merilnikov. To velja predvsem za aparat ELE, pri katerem bi bila uporaba korekcij glede na velikost napetosti tudi najbolj relevantna.

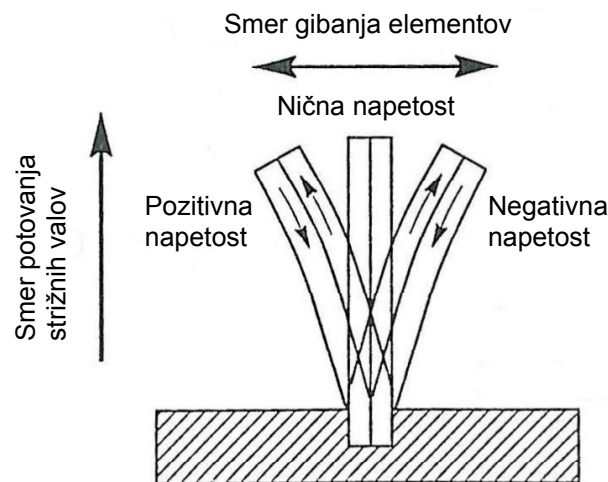
3.4 Bender elementi

3.4.1 Predstavitev metode

V poglavju je predstavljena metoda merjenja strižne togosti pri zelo majhnih deformacijah s pomočjo bender elementov (angl. bender elements). Načini merjenja in interpretacije rezultatov so podrobneje razloženi v poglavjih 3.4.4-3.4.6.

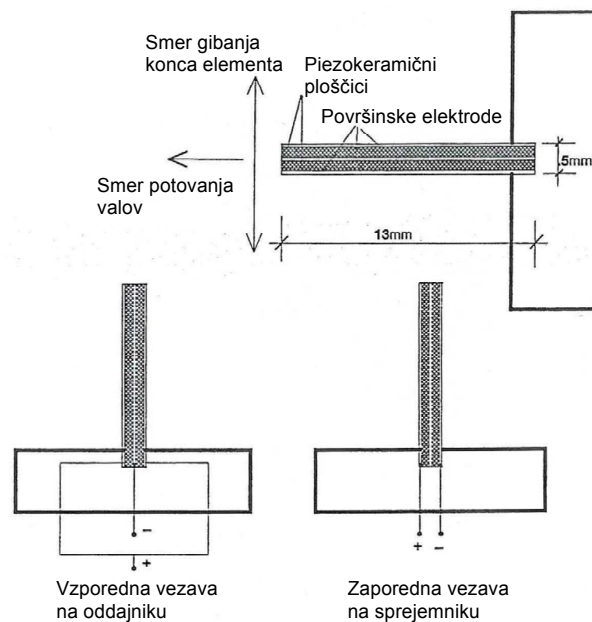
Senzorji bender elementov so sestavljeni iz dveh piezo-električnih keramičnih ploščic obdanih z epoksi lepilom, ki ju ščiti pred vodo v vzorcih. Piezo-električnost je lastnost materiala, da pretvori električni signal v mehansko gibanje in obratno. Pri bender elementih sta ploščici prilepljeni skupaj na način, da napetost na njunih površinah povzroči, da se ena skrči in druga raztegne, kar povzroči, da se element konzolno upogne (slika 3.19). Obstajata dva načina električne vezave elementov in sicer: da oddajo največjo amplitudo gibanja glede na vhodno napetost, ali pa da oddajo največjo izhodno napetost glede na gibalni dražljaj (slika 3.20). Prvi primer vezave je najprimernejši za oddajnik in drugi za sprejemnik. Ploščice oddajnika in sprejemnika so vtisnjene v vzorec in poravnane v isto ravnino. Vibriranje elementa na oddajniku povzroči širjenje valovanja po vzorcu, ki doseže element na sprejemniku (slika 3.21). Sistem bender elementov poleg senzorjev navadno sestavljajo še funkcijski generator, s katerim generiramo želene električne impulze za oddajnik, ojačevalnik, s katerim ojačamo signal iz sprejemnika ter digitalni osciloskop, v katerega sta vezana signal iz funkcijskega generatorja in iz sprejemnika (slika 3.22). Osciloskop je nato lahko povezan z računalnikom, ki omogoča nadaljnjo analizo rezultatov.

Z uporabo bender elementov lahko merimo elastične strižne module (G_{ij} , poglavje 3.4.2) v različnih smereh pri zelo majhnih deformacijah (reda $\varepsilon < 10^{-5}$). Velikost deformacij je primerljiva z velikostjo pri resonančnem preizkusu. Oddajnik ustvari valovanje (sestavljeno iz strižnih



Slika 3.19: Piezoelektrični bender element. Pozitivna napetost povzroči, da se element upogne v eno smer, negativna napetost pa v drugo. (prirejeno po Kramer, 1996)

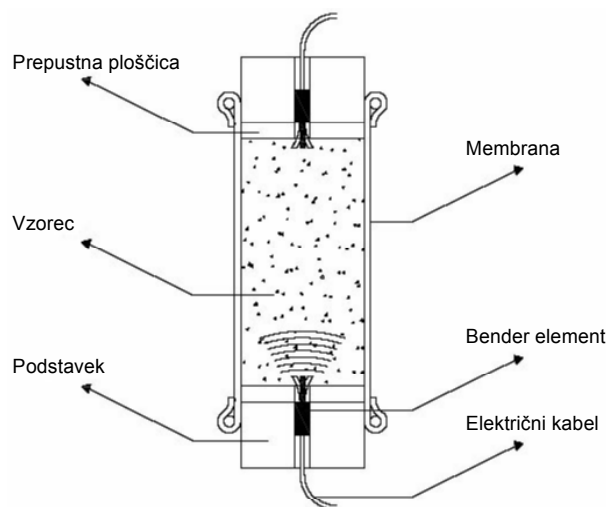
Figure 3.19: Piezoelectric bender element. Positive voltage causes element to bend one way, negative voltage causes it to bend the other. (adapted from Kramer, 1996)



Slika 3.20: Shema gradnikov bender elementov in različna načina vezave (prirejeno po Jovičić, 1997)

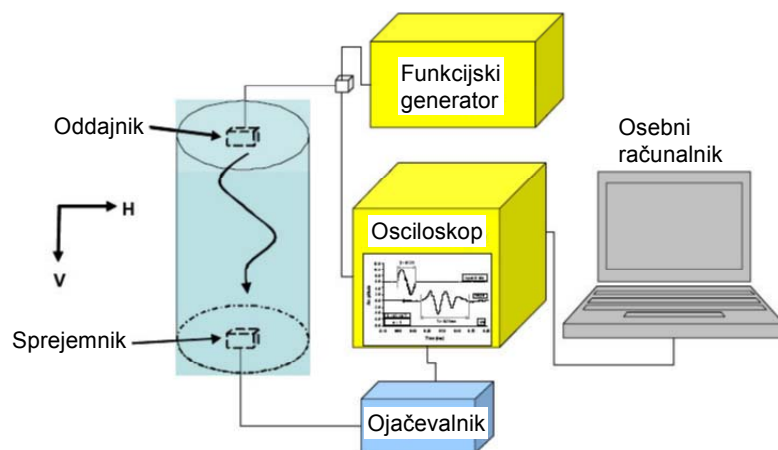
Figure 3.20: Schematic of the bender element constituents and different types of connection (adapted from Jovičić, 1997)

valov in drugih komponent), ki potuje po vzorcu. Ko valovanje doseže sprejemnik, vzpodbudi njegovo gibanje, kar ustvari električne impulze. Iz primerjave zapisa signalov na oddajniku in sprejemniku določimo čas prihoda valovanja (t_{arr}), s pomočjo katerega glede na določeno dolžino poti valovanja izračunamo strižno hitrost medija (v_s). Nato z uporabo gostote materiala



Slika 3.21: Par bender elementov, ki merijo vertikalno potujoče strižne valove v triosni celici (prirejeno po Rio, 2006)

Figure 3.21: Pair of bender elements mounted in a triaxial-cell apparatus to measure vertically propagated shear waves (adapted from Rio, 2006)



Slika 3.22: Tipični sestavni deli merjenja togosti z bender elementi v triosni celici (prirejeno po Alvarado, 2007)

Figure 3.22: Typical bender element set-up for the measurement of stiffness in a triaxial test (adapted from Alvarado, 2007)

(ρ) (angl. bulk density), ki je definirana kot

$$\rho = \rho_w \frac{(G_s + eS_r)}{1 + e}, \quad (3.34)$$

kjer je ρ_w gostota vode, G_s specifična teža zrn, S_r stopnja zasičenosti in e količnik por (Smith in Smith, 1998), izračunamo strižno togost G_{ij} po naslednji zvezi, ki predpostavlja izotropen linearno elastičen material:

$$G_{ij} = \rho v_s^2. \quad (3.35)$$

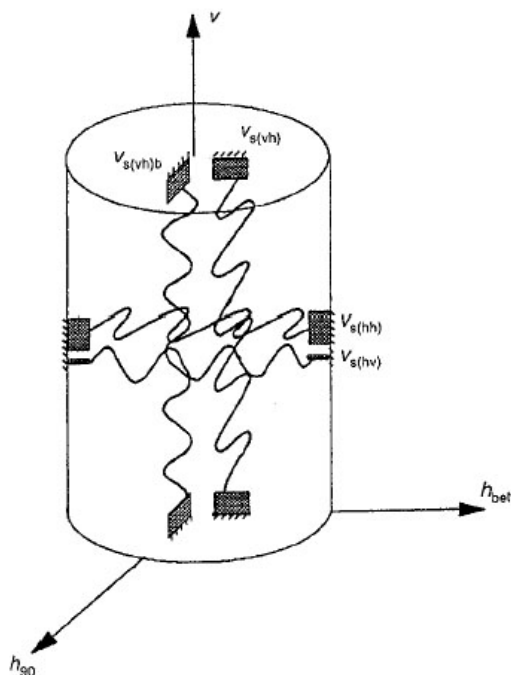
Velika prednost merjenja togosti z bender elementi je, da lahko opravimo meritve na relativno poceni, enostaven in nedestruktiven način v primerjavi z drugimi dinamičnimi laboratorijskimi tehnikami. Pri zelo visokih napetostih je trajnost elementov zelo skrajšana, zahtevna pa je tudi pričvrstitev elementov skozi membrano. Metoda je zelo popularna, vendar pa velika težava ostaja v tem, da je popolnoma zadovoljiva in nedvoumna interpretacija rezultatov zaenkrat še nemogoča (Fonseca s sod., 2009; Alvarado, 2007). Razlog za to je predvsem v tem, da se pri nihanju elementov poleg strižnih aktivirajo tudi upogibne oblike valovanja (vitek vzorec in nesimetrično vibriranje elementov), sam sistem pa je disperziven po naravi (angl. dispersive). Disperzivnost močno otežuje detekcijo prave strižne hitrosti (Rio, 2006). Nejasnosti ostajajo predvsem glede konstitutivnega modela obnašanja samih elementov (npr. Arroyo s sod., 2003b), izbire vrste signala na oddajniku in metode interpretacije meritev. Konvencionalni modeli predpostavljajo, da v vzorcu velja stanje brezkrajnega medija (Sánchez Salinero s sod., 1986). Ta predpostavka izhaja iz terenske cross-hole preiskave. V pogojih brezkrajnega medija se ne pojavlja tip disperzije, ki jo povzroča odboj valov, kar pa ne velja za laboratorijske vzorce. Vpliv geometrije vzorcev na rezultat preučijo Rio (2006) ter Arroyo in sod. (2006).

Bender elementi so lahko vgrajeni v različno laboratorijsko opremo, kot so: triosna celica (npr. Dyvik in Madshus, 1985; Brignoli s sod., 1996; Jovičić in Coop, 1997; Alvarado, 2007), edometer (Zeng in Grolewski, 2005; Fam in Santamarina, 1995; Schulteiss, 1981), direktni strižni aparat (Dyvik in Olsen, 1989), aparat votlega valjastega vzorca (Geoffroy s sod., 2003; Di Benedetto s sod., 1999), pravi triosni aparat in aparat vzorca v obliki kocke (Sadek, 2006; Ismail s sod., 2005), resonančni aparat (Ferreira s sod., 2007; Fam s sod., 2002; Souto s sod., 1994) in centrifuga (Ismail in Hourani, 2003; Gohl in Finn, 1991). Določeni tip senzorjev omogoča merjenje tudi kompresijskih valov (Lings in Greening, 2001). Na ta način je mogoče poleg strižnega pri zelo majhnih deformacijah izmeriti tudi Youngov modul (E) oziroma Poissonov količnik (ν). Problem pa je v tem, da je interpretacija togosti iz merjenja kompresijskih valov še težja kot iz strižnih. Razlog za to je verjetno v tem, da so pri merjenju kompresijskih valov pomiki za red velikosti manjši kot pri merjenju strižnih valov. Poleg tega potujejo kompresijski valovi hitreje po vodi, ker je veliko bolj nestisljiva od okoliškega medija in s tem motijo detekcijo zelenega signala (Lings in Greening, 2001). Uporabljajo se tudi drugi piezo-keramični senzori za merjenje strižnih in kompresijskih valov (npr. Brignoli et al., 1996).

3.4.2 Izmerjeni strižni moduli G_{ij}

Z različnimi postavitvami bender elementov lahko merimo anizotropijo togosti materiala pri zelo majhnih deformacijah. Največkrat uporabljen način merjenja je z oddajnikom in sprejemnikom nameščenima na vrhu in dnu vzorca. Na ta način je smer potovanja valov vertikalna, polarizacija pa horizontalna. Izmerjeni strižni modul označimo zato lahko kot G_{vh} . Druga možnost je na primer pritrditev elementov bočno na sredo višine vzorca. Tako glede na smer potovanja valov in polarizacijo dobimo druge module G_{ij} (slika 3.23). Na ta način preučujejo togosti glin Jovičić in Coop (1998), Pennington (1999), Pennington s sod. (2001) in Gasparre

(2005), medtem ko peske preučujejo Belloti s sod. (1996), Zeng in Ni (1998) in Kuwano s sod. (2000). Zanimiva je tudi uporaba stransko pričvrščenih elementov v Clayton in sod. (2004), pri kateri uporabijo več sprejemnikov in en oddajnik in s tem dobijo bolj jasno sliko potovanja valov skozi vzorec.



Slika 3.23: Konfiguracije merjenja togosti navzkrižno anizotropne zemljine pri osnosimetrični obtežbi (Pennington s sod., 1997)

Figure 3.23: Configuration for measurement of stiffness of a cross-anisotropic soil under axisymmetric loading. (Pennington et al., 1997)

3.4.3 Razvoj metode

V geotehniki so začeli uporabljati bender elemente na koncu sedemdesetih let prejšnjega stoletja (Shirley in Hampton, 1977). Shirley (1978) razvije inovativno obliko merilnikov, s katerimi s pomočjo upogiba generira strižno valovanje. Odtod ime 'bender elementi'. Schultheiss (1981) optimizira dimenzije merilnikov, da jih je bilo možno uporabiti v edometrih, triosnih celicah in pri čistih strižnih preiskavah. Svetovno priljubljenost doseže metoda z Dyvikom in Madshusom (1985), ki prikažeta zelo dobro ujemanje med rezultati z bender elementi in resonančnim aparatom ter predstavitva optimalno električno vezavo elementov. Kmalu za tem pa avtorji poročajo o težavah pri interpretaciji rezultatov (npr. Brignoli in Goti, 1992; Viggiani in Atkinson, 1995a, Jovičić s sod., 1996). Razvite so bile številne nove metode merjenja in interpretacije signalov v smislu različnih dolžin in frekvenčnega sestava vhodnega signala, uporabe

časovne in frekvenčne domene pri interpretaciji ter različnih dolžin poti valovanja (npr. Viggiani in Atkinson, 1995a, Brignoli s sod., 1996; Jovičić s sod., 1996; Arulnathan s sod., 1998; Blewett s sod., 2000; Arroyo s sod., 2003a; Arroyo s sod., 2003b, Greening in Nash, 2004; Lee in Santamarina, 2005; Rio, 2006; Alvarado, 2007; Fonseca s sod., 2009). Določene preiskave so bile usmerjene v preučevanje mehanskega obnašanja samih elementov. Rezultati so pokazali, da je gibanje elementov precej bolj kompleksno od pravilnega (npr. Arroyo s sod., 2006; Rio, 2006).

Popularnost metode še vedno narašča, kljub temu, da glavna vprašanja o dinamičnem obnašanju sistema kot celote še niso rešena. Zato zaenkrat ni osnovanih standardnih metod glede vrste opreme, merjenja in interpretacije rezultatov (npr. Fonseca s sod., 2009). Še vedno potekajo diskusije o prednostih uporabe pulznega ali kontinuiranega signala, o različnih popačenjih signalov, uporabi časovne in frekvenčne domene, pomembnosti različnih vplivov na disperzijo in celo glede tega, ali je sploh mogoče izmeriti hitrost strižnih valov na ta način (Rio, 2006). Dejstvo, da se zemljine obnašajo anizotropno v elastičnem področju predstavlja dodatno motivacijo v iskanju primernejšega mehanskega modela sistema.

3.4.4 Načini merjenja in interpretacije meritev

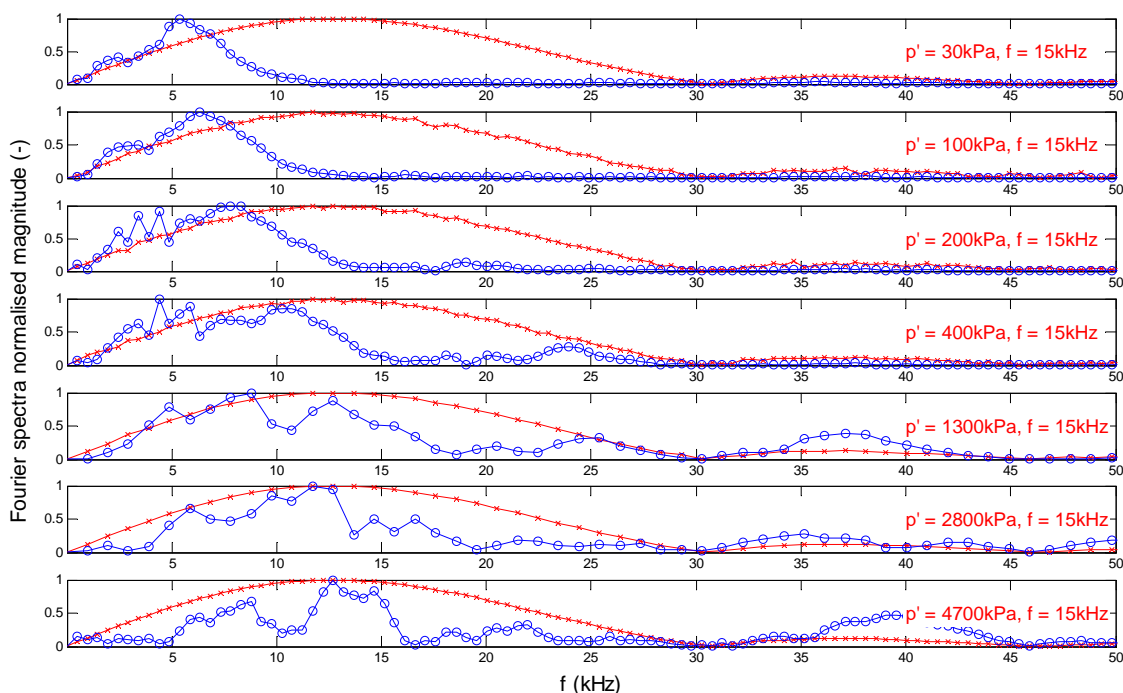
Zaradi kompleksnosti sistema merjenja z bender elementi še vedno ni splošno sprejetega načina merjenja in interpretacije rezultatov. Sistem je potrebno razumeti kot sklop različnih elementov omejenih z robovi (dva upogibna elementa in vzorec). Vsak od elementov ima svoje mehanske lastnosti (togost, maso, geometrijo) in se zato na svoj način odziva na električne ali mehanske dražljaje (niha z več nihajnimi oblikami). Pomembno vlogo imata tudi stik med elementi in zemljino, ter fazni zamik med električnim impulzom in dejanskim mehanskim odzivom upogibnega elementa (npr. Rio, 2006).

Na popačenja pri uporabi pulznih signalov in fazne zamike pri uporabi kontinuiranih signalov vpliva predvsem disperzija (angl. dispersion). Gre za pojav, pri katerem se val z določeno frekvenco in amplitudo razdeli v različne komponente z različnimi hitrostmi potovanja in frekvencami. Prisotnost teh komponent lahko zamegli mesto iskanega prihoda strižnega vala, saj je hitrost vzbujene valovne fronte neenaka hitrosti posameznih komponent valovanja, med katerimi je tudi iskana strižna hitrost. Osnovni pristop interpretacije meritev z bender elementi vpliv disperzije zanemarja s tem, ko predpostavlja enake naslednje hitrosti: skupinsko hitrost (angl. group velocity, t.j. hitrost potovanja energije valovanja oz. valovne fronte), fazno hitrost (angl. phase velocity; t.j. hitrost širjenja določene harmonične komponente vala s konstantno frekvenco in fazo) in iskano strižno hitrost medija. Predpostavljeno je tudi, da sistem vibrira z eno nihajno obliko, kar je v skladu s predpostavko o širjenju planarnega strižnega vala skozi medij. Dejansko pa vsaka komponenta sistema niha z različnimi nihajnimi oblikami, velik vpliv pa imajo tudi robovi (npr. Rio, 2006; Arroyo s sod., 2006; Blewett s sod., 2000). Izhodni signal torej ne pokaže zgolj odziva medija, temveč do neke mere tudi vplive nihanja ostalih elementov celotnega sistema.

Tu je potrebno dodati, da mehanske lastnosti sistema (oz. posameznih elementov) niso konstantne. Nanje vplivata predvsem napetostni nivo in gostotno stanje. To se vidi na ta način, da se frekvenčni sestav prejetega signala s povečevanjem napetosti p' spreminja. S povečevanjem napetosti se povečuje število glavnih nihajnih oblik prejetega signala in njihove frekvence (slika 3.24). To se odraža tudi na moči odziva sistema glede na različne frekvence vzbujanja in napetostno stanje. Pri nižjih napetostih je odziv sistema najmočnejši pri nižjih vhodnih frekvencah (slika 3.25). S povečevanjem napetosti pa se razlike v moči odziva glede na frekvenco zmanjšujejo (slika 3.26). Poleg tega moč vseh signalov z večanjem napetosti slabi. Pri višjih napetostih so navadno signali čistejši, če uporabimo višje frekvence vzbujanja s pulznim signalom (Alvarado, 2007), saj je tako frekvenčni sestav vzbujanja bližje sestavu sistema, kar ojača njegov odziv. Kot je bilo že rečeno, se sistem s povečevanjem napetosti odziva z vedno več nihajnimi oblikami, kar prispeva k temu, da je oblika prejetega signala vedno bolj različna od oblike oddanega signala (slika 3.27). Na sliki 3.27 je predvsem pri višjih napetostih viden pojav uhajanja signala (angl. cross-talk). Gre za to, da preko prevodnega medija (npr. voda pri zasičenih vzorcih) signal iz oddajnika uhaja v sprejemnik. Problem rešujemo z ustrežno ozemlitvijo ali vezavo (Lee in Santamarina, 2005), oziroma numerično odstranimo njegove vplive. Na signalu sprejemnika se to vidi kot kopija oddanega signala identične oblike, ki je malenkost zamaknjena (slika 3.28). Uhajanje signala pokvari frekvenčni sestav prejetega signala, zato je pri analizi v frekvenčni domeni potrebno njegove vplive odstraniti (poglavje 3.4.6).

Poznanih je več vzrokov za disperzijo, kot so: disperzija zaradi odbojev valov ob robove omejenih območij valovanja (angl. waveguide dispersion), disperzija zaradi bližine izvora valovanja (angl. near field effect) in disperzija zaradi strukture materiala (Rio, 2006). V literaturi je največkrat omenjena disperzija zaradi bližine izvora valovanja. Pri njej so hitrosti komponent valovanja (angl. phase velocities) odvisne od oddaljenosti od izvora in njegove frekvence. Različni avtorji glede na predpostavljene analitične in numerične modele ter eksperimentalne rezultate predlagajo ukrepe za zmanjšanje tega vpliva (npr. Sánchez Salinero s sod., 1986; Brignoli s sod., 1996; Jovičić s sod., 1996; Arroyo s sod., 2003b, Rio, 2006). Izračuni pri veliko preprostejših robnih pogojih, kot so pogoji v realnosti, pokažejo, da je pri nizkih frekvencah vzbujanja in majhni oddaljenosti od izvora prisotna vdolbina v signalu (z nasprotno polarizacijo, kot jo ima oddani signal), ki jo pripisujejo temu vplivu (slika 3.29). Predvsem nasprotna polarizacija je glavno vodilo za prepoznavanje tega dela signala (slika 3.30). Gre za to, da pred prihodom strižnega vala do sprejemnika prej prispejo druge komponente valovanja (npr. direkten kompresijski val ali odbiti kompresijski val ob stene vzorca).

Kot ukrep za zmanjšanje te vrste disperzije nekateri avtorji svetujejo uporabo čim višjih frekvenc pulznih signalov in čim večjih razdalj med merilniki (npr. Jovičić s sod., 1996; Rio, 2006). Uporabljene frekvence pa ne smejo biti previsoke, saj lahko drugače pride do nezmožnosti pravilnega gibanja oddajnega elementa (angl. overshooting). Primernost uporabljene frekvence je lahko izražena z vrednostjo parametra R_d , ki pomeni število valovnih dolžin



Slika 3.24: Fourierjevi amplitudni spektri vhodnih (križci) in izhodnih (krogci) signalov za vzorec BO-I-J. Frekvence vzbujanja vhodnih pulznih signalov so konstantne in enake 15 kHz, medtem ko se izotropna napetost p' spreminja od 30 do 4700 kPa.

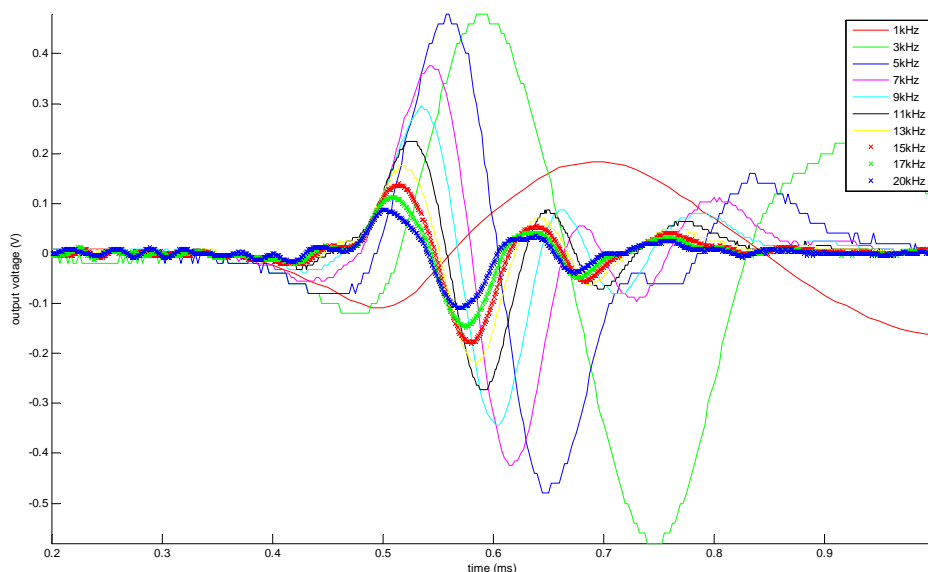
Figure 3.24: Fourier spectra magnitudes of input (cross symbols) and output signals (circular symbols) versus frequency for sample BO-I-J. The excitation frequencies of the input pulse signals are kept constant at 15 kHz, while the isotropic stress p' is varied from 30 to 4700 kPa.

strižnih valov med oddajnikom in sprejemnikom. R_d je enak (Jovičić s sod., 1996):

$$R_d = \frac{d}{\lambda} = \frac{d f}{v_s} = f t_{arr}, \quad (3.36)$$

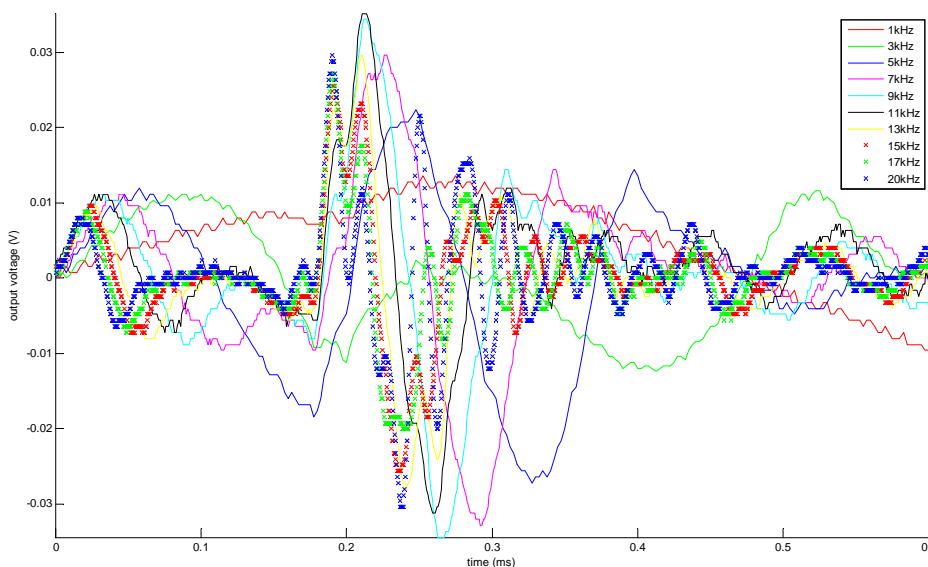
kjer je d razdalja potovanja vala, λ valovna dolžina, f frekvenca vala, v_s hitrost njegovega potovanja in t_{arr} čas potovanja vala do cilja. Predlagane vrednosti R_d so čim višje možne, da signal ostane še čist. Sánchez Salinero in sod. (1986) izračunajo, da je potrebno biti z vrednostjo R_d nad 2, da merimo zunaj območja vpliva disperzije zaradi bližine izvora. Jovičić in sod. (1996) pokažejo, da na primer pri $R_d = 8.1$ vpliv disperzije zaradi bližine izvora pri njihovem sistemu izgine. Iz enačbe (3.36) lahko vidimo, da je vrednost R_d odvisna od togosti zemljine in razdalje med merilnikoma. Pri bolj togih zemljinah in manjših razdaljah moramo tako uporabiti višje frekvence, če želimo meriti pri dovolj velikem parametru R_d . Arroyo in sod. (2003b) glede na Stokesovo teoretično rešitev izračunajo, da je pri določenem R_d skupinska hitrost, ki jo merimo večja ali kvečjemu enaka strižni hitrosti. Podajajo tudi najmanjše frekvence pulznih signalov preko katerih naj bi se omenjeni vpliv disperzije močno oslabil (slika 3.31). Priporočajo uporabo frekvenc, ki ustrezajo naslednjemu pogoju:

$$f > \frac{v_s}{1.6 D}. \quad (3.37)$$



Slika 3.25: Napetost izhodnih signalov glede na različne frekvence vzbujanja vzorca BO-I-J v izotropni kompresiji pri $p' = 200$ kPa

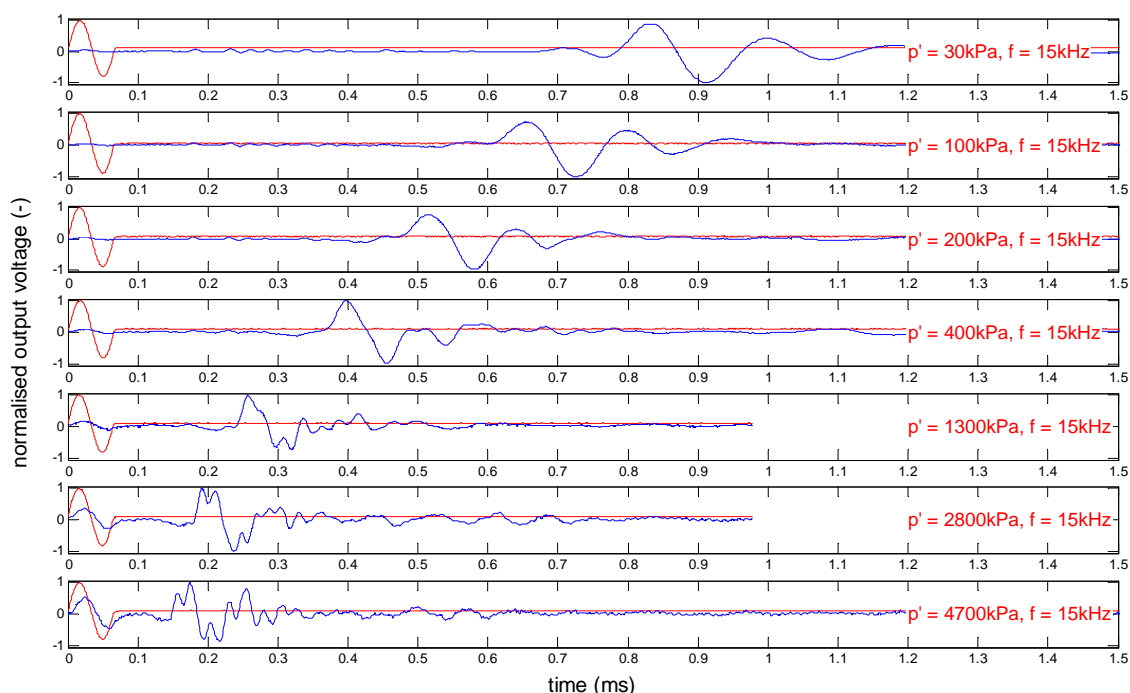
Figure 3.25: Output signal voltage according to different excitation frequencies of the sample BO-I-J in isotropic compression at $p' = 200$ kPa



Slika 3.26: Napetost izhodnih signalov glede na različne frekvence vzbujanja vzorca BO-I-J v izotropni kompresiji pri $p' = 2800$ kPa

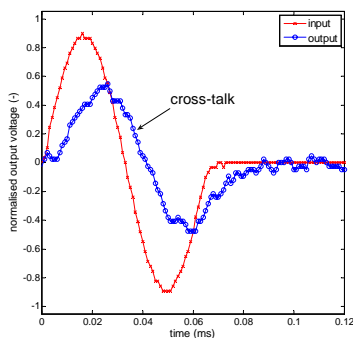
Figure 3.26: Output signal voltage according to different excitation frequencies of the sample BO-I-J in isotropic compression at $p' = 2800$ kPa

Do sedaj uporabljeni teoretični modeli, ki kljub temu, da so veliko bolj kompleksni od navadno predpostavljene ravninskega modela strižnega valovanja (angl. planar wave propagation), še



Slika 3.27: Vhodni in izhodni signali v časovni domeni (vzorec BO-I-J). Frekvence vzbujajna pulznih signalov so konstantne in enake 15 kHz, medtem ko se izotropna napetost p' spreminja od 30 do 4700 kPa.

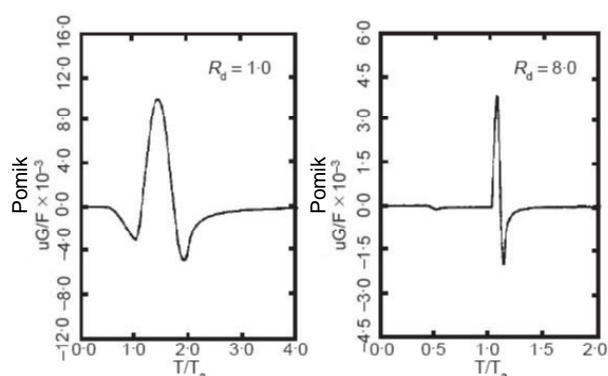
Figure 3.27: Input and output signals in time domain for sample BO-I-J. The frequencies of the input pulse signals are kept constant at 15 kHz, while the isotropic stress p' is varied from 30 to 4700 kPa.



Slika 3.28: Pojav uhajanja signala, ki pokvari izhodni signal.

Figure 3.28: Contamination of the output signal with the cross-talk.

vedno niso sposobni zaobjeti vseh glavnih lastnosti odziva sistema bender elementov. Kljub upoštevanju priporočil za zmanjšanje disperzije zaradi bližine izvora, ki izhajajo iz rezultatov različnih teoretičnih modelov, še vedno prihaja do popačenj začetnih delov signalov (Alvarado, 2007; Rio, 2006; Arroyo s sod., 2006; Arroyo s sod., 2003b). Izgleda, da je za popačenja kriv tudi vpliv geometrije sistema (odboji valov ob robove območja). Tudi pri meritvah v okviru disertacije se navadno teh začetnih popačenj ni bilo mogoče popolnoma znebiti, čeprav smo



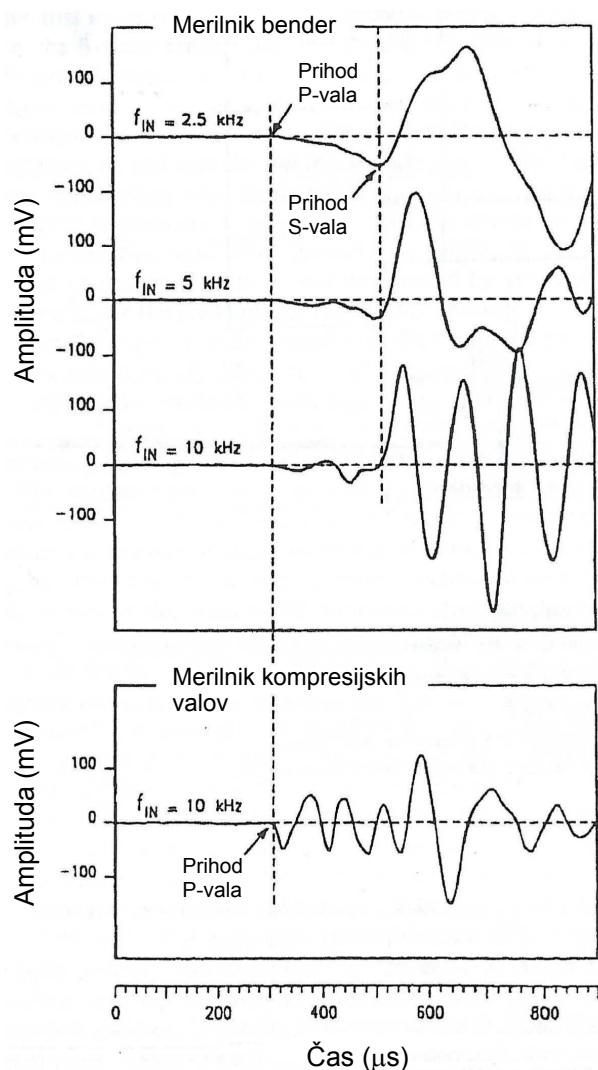
Slika 3.29: Vpliv parametra R_d na analitično rešitev gibanja v točki opazovanja (po Sánchez Salinero s sod., 1986). Z u je označen pomik zrna in z F amplituda obremenilne sile. (Jovičić s sod., 1996)

Figure 3.29: Effect of R_d on the analytical solution of the motion at the monitoring point (after Sánchez Salinero et al., 1986). u denotes particle displacement and F amplitude of loading force. (Jovičić et al., 1996)

frekvenco sinusnega pulza povečevali (sliki 3.35 in 3.36). Vsekakor pa so postajala mesta prihodov strižnih valov pri višjih frekvencah in napetostih bolj jasna (primerjaj sliki 3.35 in 3.36).

Kot je bilo že predstavljeno v poglavju 3.4.1, s pomočjo bender elementov merimo čas prihoda strižnih valov (t_{arr}), iz česar nato s poznano dolžino poti valovanja (D) izračunamo strižno hitrost v_s medija, preko katere s poznano gostoto medija (ρ) izračunamo strižno togost pri zelo majhnih deformacijah (G_0 ali G_{max}) (enačba (3.35)). Izmed vseh spremenljivk, ki nastopajo pri iz vrednotenju G_0 je največ nejasnosti pri določitvi časa t_{arr} . Najbolj uveljavljen pristop določitve t_{arr} je z uporabo pulznega sinusnega signala. Iz časovnih zapisov signalov na oddajniku in sprejemniku vizualno določimo t_{arr} . To metodo imenujemo metoda časovne domene (angl. time domain method; first arrival method; time of flight method). Velik problem te metode je, da izmerjeni signali niso idealnih oblik, temveč so mnogokrat popačeni in zelo različni od oddanih signalov zaradi vpliva disperzije. Posledično ne moremo z gotovostjo vedeti, kdaj točno je prišlo do prihoda strižnega vala do sprejemnika. V poglavju 3.4.5 je razloženo, kako smo skušali čim bolj natančno določiti čas t_{arr} v časovni domeni.

Poznani so tudi drugi načini določitve t_{arr} , kot je navzkrižna korelacija (angl. cross-correlation) oddanega in prejetega signala (npr. Viggiani in Atkinson, 1995a). Lahko pa časovne zapise signalov na oddajniku in sprejemniku s pomočjo Fourierjevih transformacij pretvorimo v frekvenčno domeno (angl. frequency domain), oziroma s harmoničnim sinusnim signalom postopno s spremembo frekvence določimo diskretne točke v frekvenčni domeni. Te metode imenujemo metode frekvenčne domene (angl. frequency domain methods). Čas t_{arr} lahko izračunamo iz naklona črte naložene faze (angl. stacked phase; unwrapped phase) v odvisnosti od frekvence (npr. Alvarado, 2007; Lee in Santamarina, 2005; Fonseca s sod., 2009), oziroma pretvorimo količine nazaj v časovno domeno in vizualno določimo t_{arr} . V poglavju 3.4.6 so

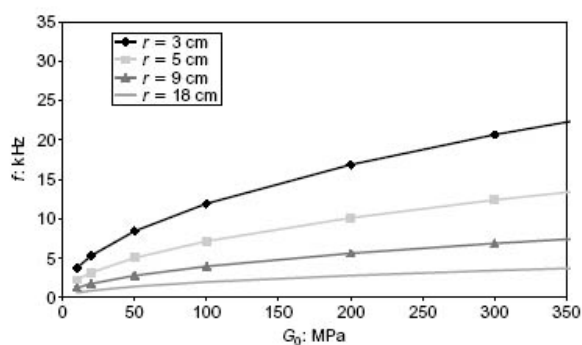


Slika 3.30: Meritev hitrosti valov suhe meljaste gline Pontida s sinusnimi pulzi različnih frekvenc (f_{IN}). Dobro je vidno transversalno nihanje (vpliv disperzije zaradi bližine izvora) pred prihodom strižnega vala. Njegova amplituda se zmanjšuje s povečevanjem vhodne frekvence in mesto prihoda strižnega vala postaja jasnejše. Vpliv disperzije potrjuje tudi vzporedna meritev na kompresijskem merilniku. (prirejeno po Brignoli s sod., 1996)

Figure 3.30: Wave velocity measurements of dry Pontida silty clay with sine pulses at different frequencies (f_{IN}). The transverse motion (near-field effect) before the shear wave arrival is clearly shown. Its amplitude is decaying with the increasing input frequency and the arrival of the shear wave is becoming clearer. The arrival of the near-field energy is confirmed by the compression transducer on the same sample. (adapted from Brignoli et al., 1996)

opisani uporabljeni pristopi v frekvenčni domeni. Tako kot pri časovni domeni imamo tudi tukaj težave zaradi vpliva disperzije.

Poleg nejasnosti glede določitve časa prihoda t_{arr} se v literaturi pojavljajo diskusije tudi o tem, katera potovalna razdalja med obema elementoma (D) je prava. Viggiani in Atkinson (1995a) in Brignoli s sod. (1996) pokažejo, da mora biti D enak trenutni razdalji med konicama elementov,



Slika 3.31: Frekvenčna meja disperzije zaradi bližine izvora v odvisnosti od togosti G_0 za različne razdalje med oddajnikom in sprejemnikom r . (Arroyo s sod., 2003b)

Figure 3.31: Near-field frequency limit against stiffness G_0 for varying source-to-receiver distances r . (Arroyo et al., 2003b)

kar potrjujejo tudi primerjave z resonančno preiskavo (Dyvik in Madshus, 1985) in tomografske študije (Fernandez, 2000). Kasneje Rio (2006) ugotavlja, da mora biti D merjen iz točk, ki ležijo na tretjinah dolžin elementov. V okviru disertacije smo za D vzeli trenutno razdaljo med konicama elementov, ki je še vedno eksperimentalno potrjena kot najbolj primerna. Za to smo se odločili tudi zaradi lažje primerjave dobljenih rezultatov z rezultati iz literature in ker je vzrok za napake v računu G_0 predvsem v nejasnosti določitve t_{arr} . Trenutno D smo izračunali iz izmerjene začetne višine vzorca, osnih deformacij izmerjenih z lokalnimi merilniki deformacij in vtisnjenosti elementov v vzorec. Dimenzije uporabljenih elementov so podane v preglednici 3.6.

Preglednica 3.6: Dimenzije uporabljenih bender elementov.

Table 3.6: Dimensions of bender elements used in this study.

Trilosna celica	Pozicija elementov	Širina x vtisnjenost x debelina (mm)
B&W	podstavek	13.0 x 4.5 x 1.5
B&W	kapa	15.0 x 4.5 x 1.5
HP1	podstavek	11.5 x 3.8 x 1.5
HP1	kapa	11.5 x 5.8 x 1.5

Viggiani in Atkinson (1995a) glede na teorijo napak podajata zvezo za izračun relativne napake merjenja strižnega modula G_0 kot:

$$\frac{\Delta G_0}{G_0} = \frac{\Delta \rho}{\rho} + 2 \frac{\Delta D}{D} + 2 \frac{\Delta t_{arr}}{t_{arr}}, \quad (3.38)$$

kjer so $\Delta \rho$, ΔD in Δt_{arr} napake pri določitvi nastopajočih spremenljivk v izračunu G_0 (enačbi (3.39) na strani 158 in (3.35) na strani 145).

Električni šum in frekvence zaradi numeričnih napak (angl. spurious frequencies), ki so bile generirane z algoritmom Fourierjevih transformacij, smo zmanjšali z uporabo analognega filtra na ojačevalniku prejetega signala. Filtrirali smo frekvence nad 200 kHz, kar je varno območje, saj nismo nikoli izvajali meritev v tako visokem frekvenčnem območju (največje frekvence pri sinusnih pulznih signalih so bile 50 kHz). Poleg filtriranja smo žice izolirali z aluminijasto folijo in s tem zmanjšali šum zaradi vpliva bližnjih električnih naprav.

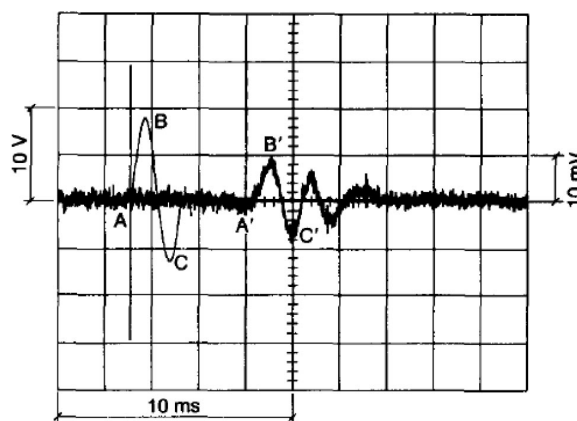
3.4.5 Analiza meritev v časovni domeni

Pri časovni domeni nas zanimajo le začetni deli signalov na sprejemniku za razliko od frekvenčne domene, kjer analiziramo celotne signale (poglavje 3.4.6). Na zapisu sprejemnika vizualno ocenimo mesto prihoda strižnega vala. Pri tem so nam v največjo pomoč izkušnje in primerjave med velikim številom zajetih signalov. Iz časovne razlike med ocenjenim mestom prihoda in začetkom poslanega pulznega signala izračunamo t_{arr} . Tu se postavlja vprašanje, kakšno obliko pulznega signala uporabiti, največja težava pa je seveda pri izbiri točke prihoda strižnega vala.

Na začetku so pri meritvah uporabljali predvsem pulze kvadratnih oblik. Nato se je izkazalo, da je boljše uporabljati sinusne pulze, saj imajo ožji frekvenčni spekter in so zato signali na sprejemniku čistejši, mesto prihoda pa je lažje določljivo tudi zato, ker je disperzija zaradi bližine izvora manjša (Arroyo s sod., 2003b). Danes je zelo utečena uporaba sinusnih pulzov. Za izračun t_{arr} pa različni avtorji uporabljajo različne točke, kot so na primer: prvi dvig signala, prva sprememba ukrivljenosti in prvi maksimum. Izkazuje se, da zaradi vpliva disperzije ni vseeno kateri mesti vzamemo, saj se dobljeni časi lahko med seboj precej razlikujejo (Viggiani in Atkinson, 1995a). Zato je za izračun t_{arr} najbolje vzeti časovno razliko med začetnima točkama na oddanem in prejetem signalu. Na oddanem signalu tako vzamemo točko kjer pride do prve spremembe polarizacije, na prejetem pa točko, kjer pride do ostre spremembe polarizacije v isto smer kot je le-ta pri točki na oddanem signalu. V pomoč nam je tudi to, da mora biti v točki na prejetem signalu sprememba polarizacije s podobno obliko, kot jo ima oddani signal (točka A' na sliki 3.32, t_{arr} je razlika med časoma pri točkah A in A').

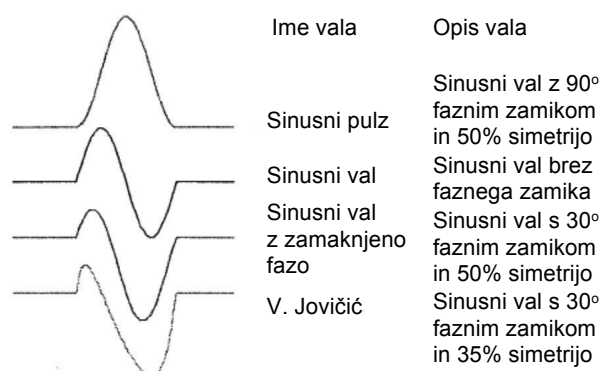
Nekateri avtorji predlagajo uporabo 'popačenih' sinusnih signalov s ciljem po lažji določitvi točke prihoda vala (oz. zmanjšanju vpliva disperzije) in zmanjšanju popačenja signala (npr. Jovičić s sod., 1996; Pennington s sod., 2001; Arroyo s sod., 2003b). Na sliki 3.33 so kot primer prikazani različni tipi sinusnih signalov, ki jih uporabljajo Pennington in sod. (2001) in Jovičić in sod. (1996). Omembe vreden je tudi pristop Jovičića in sod. (1996), ki s pravo izbiro frekvence večih sinusnih ciklov vzbudijo oscilacijo sprejemnika z eno od svojih naravnih frekvenc. Čas t_{arr} določijo iz časovne razlike med izbranimi lokalnima maksimumoma ali minimumoma poslanega in prejetega signala (slika 3.34).

V disertaciji smo v vsaki fazi merjenja uporabili celo skupino pravih enojnih sinusnih pulznih signalov enakih amplitud in različnih frekvenc. Vezava elementov je bila enaka vezavi na sliki 3.22 (stran 145), pri čemer smo v sklopu ojačevalnika uporabili tudi analogni filter, ki



Slika 3.32: Tipičen signal na osciloskopu pri meritvi z bender elementi s sinusnim pulznim signalom (Viggiani in Atkinson, 1995a)

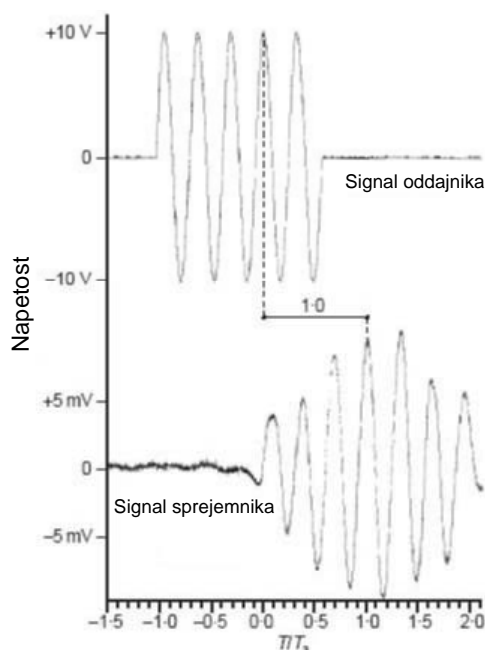
Figure 3.32: Typical oscilloscope signal from a bender element test with a sine pulse excitation (Viggiani and Atkinson, 1995a)



Slika 3.33: Tipični vhodni sinusni signali pri meritvah z bender elementi (Pennington s sod., 2001)

Figure 3.33: Typical input sinusoidal signals for bender element testing (Pennington et al., 2001)

ni prepuščal frekvenc višjih od 200 kHz (angl. low pass filter). Uporabili smo amplitude velikosti ± 10 V in frekvence v intervalu 1 – 50 kHz. S pregledovanjem velikega števila signalov pri različnih frekvencah smo lažje ocenili mesto prihoda strižnega vala (slika 3.35 in 3.36). V časovnih zapisih smo iskali prvi oster prevoj (spremembo polarizacije), ki je bil navadno lociran za prvo večjo 'vdolbino' v signalu. 'Vdolbina' je posledica prihoda hitrejših (predvsem kompresijskih) valov, ki prispejo do sprejemnika pred želenim strižnim valom. Takšni valovi lahko potujejo po poti direktno od sensorja do sensorja, ali pa se odbijajo ob stene vzorca (Arulnathan s sod., 1998; Arroyo s sod., 2006; Rio, 2006). Najhitreje bi prišel do cilja čisti kompresijski val, ki bi potoval v ravni črti od oddajnika do sprejemnika. Tu je potrebno dodati, da za začetna popačenja signala ni kriva samo disperzija zaradi bližine izvora, ampak je prisoten tudi vpliv geometrije oziroma dimenzij (narave robov) sistema (Rio, 2006; Arroyo s sod., 2006).



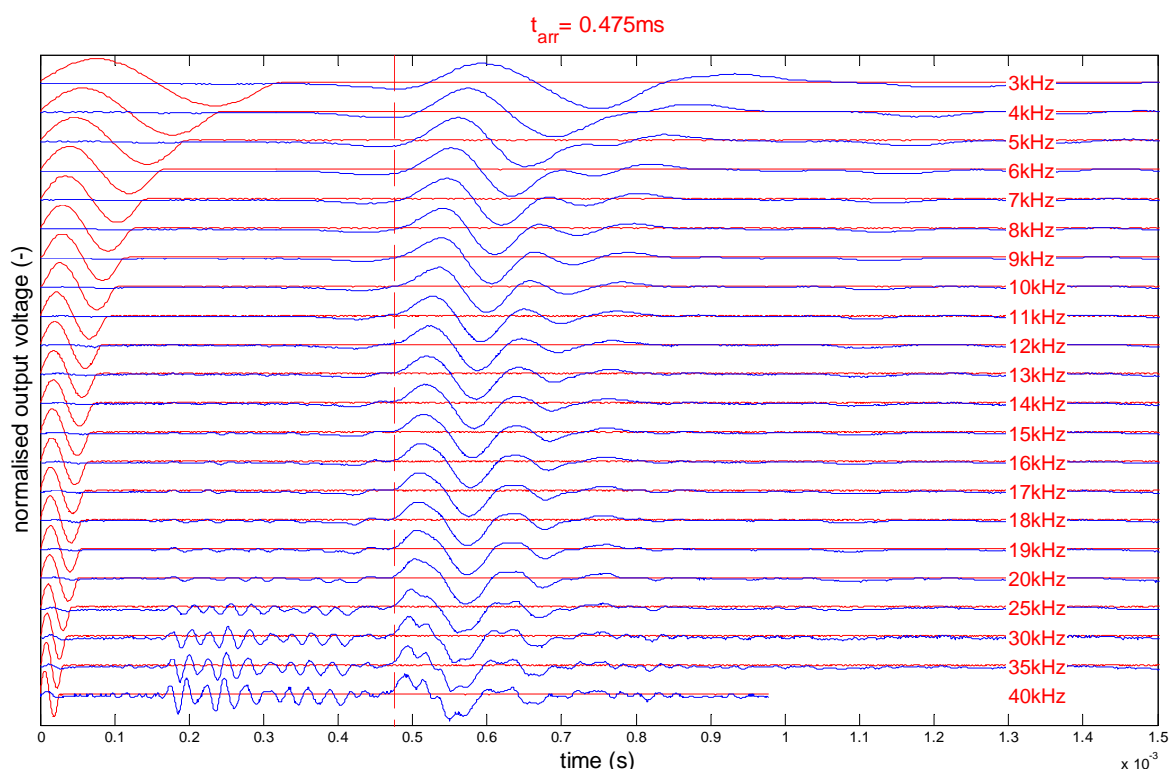
Slika 3.34: Metoda določitve časa prihoda t_{arr} z vsiljenim nihanjem sprejemnega elementa z eno od lastnih naravnih frekvenc (prirejeno po Jovičić s sod., 1996)

Figure 3.34: Technique of arrival time t_{arr} determination by forcing the receiver element to oscillate in one of its natural frequencies (adapted from Jovičić et al., 1996)

Z večanjem frekvence se je vpliv disperzije zaradi bližine izvora zmanjševal, po drugi strani pa so postajali signali vedno bolj popačeni. Razlog za to je, da se pri visokih frekvencah bender elementi gibajo vedno bolj nepravilno (npr. Jovičić s sod., 1996; Rio, 2006), po drugi strani pa z višjimi frekvencami vzbudimo gibanje sistema z večjim številom nihajnih oblik. Slika 3.35 prikazuje večino zajetih signalov tipične meritve v časovni domeni pri določenem izotropnem napetostnem stanju. Signali so bili normalizirani in predstavljeni z enim grafom, da smo jih lahko čim lažje primerjali. Napisali smo računalniški program v Matlabu 7.3, ki prebere podatke iz zelenih datotek generiranih z digitalnim osciloskopom. Časovne zapise napetosti program normalizira, poišče mesta začetkov pulzov na oddajniku in v zvezi s tem zamakne časovno os signalov iz oddajnika in sprejemnika na enotno začetno točko. Nato pa vse podatke predstavi na skupnem grafu. Uporabnik nato izbira čas prihoda vala t_{arr} in ga popravlja glede na vizualno oceno prihoda strižnega vala. Ko smo določili čas prihoda, smo izračunali hitrost potovanja strižnih valov (v_s) glede na izmerjeno trenutno razdaljo med konicama elementov (D) kot

$$v_s = D/t_{arr}. \quad (3.39)$$

Iz tega smo nato glede na poznano gostoto materiala ρ (enačba (3.34), stran 145) izračunali strižno togost pri zelo majhnih deformacijah (G_0) po enačbi (3.35) (stran 145). Vedno smo uporabljali sinusne pulzne signale pravilnih oblik z istimi amplitudami ± 10 V, frekvence pa smo spreminjali v mejah od 1 do 50 kHz. Največkrat smo zajemali signale pri frekvencah od 1 do 20 kHz v razmikih po 1 kHz, nato pa še pri 25, 30, 35, 40, 45 in 50 kHz. Na sliki 3.35

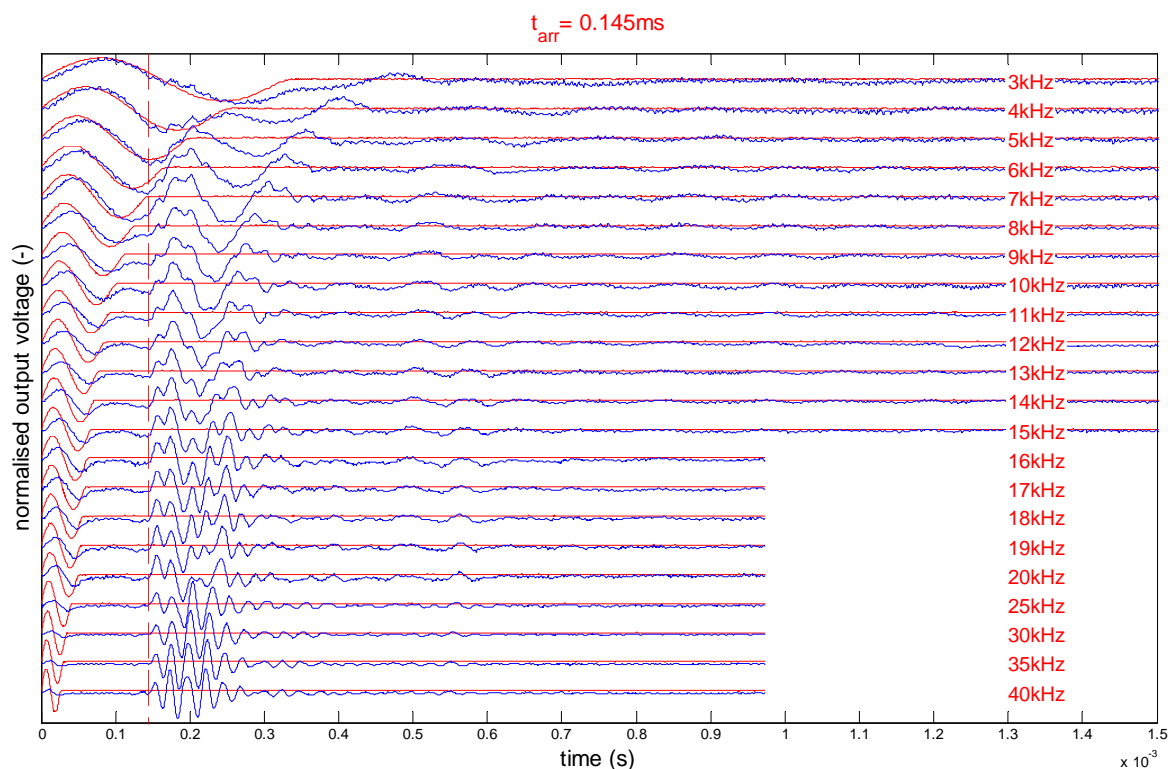


Slika 3.35: Vhodni (rdeči) in izhodni (modri) signali meritev na vzorcu BO-I-J v izotropnem napetostnem stanju pri $p' = 200$ kPa. Vsak signal ima drugačno frekvenco vzbujanja od 3 do 40 kHz. Ocenjen čas prihoda strižnega vala (t_{arr}) je označen s črtkano črto, njegova vrednost pa je na vrhu grafa.

Figure 3.35: Input (red) and output (blue) data of bender element probes on sample BO-I-J at isotropic stress state of $p' = 200$ kPa. Each signal has a different excitation frequency varying from 3 to 40 kHz. The estimated arrival time of shear wave (t_{arr}) is also shown using the dashed line, with its value designated at the top of graph.

je prikazana večina zajetih signalov za meljast pesek iz Boštanja (vzorec BO-I-J) v izotropnem napetostnem stanju obremenitvene faze pri $p' = 200$ kPa. Poleg tega je z navpično črtkano črto označeno ocenjeno mesto prihodov strižnih valov (pri $t_{arr} = 0.475$ ms). Vidimo lahko, da z večanjem frekvence postaja prevoj v signalu, ki predstavlja prihod strižnega vala, vedno bolj oster.

Druga lastnost signalov je, da postajajo vedno bolj popačeni z večanjem napetosti p' . Kot primer so na sliki 3.36 prikazane meritve istega vzorca pri veliko višjem izotropnem napetostnem stanju (pri $p' = 4.7$ MPa). Vidimo lahko, da se sistem odziva z višjimi frekvencami kot na sliki 3.35, prejeti signali so manj čisti, presenetljivo pa je mesto prihoda strižnih valov celo bolj jasno od prejšnjega primera. Če bi napetosti še povečevali, bi verjetno naleteli na resne težave pri določitvi točke prihoda strižnega vala (kot poročata Alvarado (2007) in Jovičić (1997)).



Slika 3.36: Vhodni (rdeči) in izhodni (modri) signali meritev na vzorcu BO-I-J v izotropnem napetostnem stanju pri $p' = 4.7$ MPa. Vsak signal ima drugačno frekvenco vzbujanja od 3 do 40 kHz. Ocenjen čas prihoda strižnega vala (t_{arr}) je označen s črtkano črto, njegova vrednost pa je na vrhu grafa.

Figure 3.36: Input (red) and output (blue) data of bender element probes on sample BO-I-J at isotropic stress state of $p' = 4.7$ MPa. Each signal has a different excitation frequency varying from 3 to 40 kHz. The estimated arrival time of shear wave (t_{arr}) is also shown using the dashed line, with its value designated at the top of graph.

3.4.6 Analiza meritev v frekvenčni domeni

Drugi način interpretacije meritev z bender elementi je v frekvenčni domeni. Če bi se sistem bender elementov obnašal idealno (linearno), bi bili t_{arr} izračunani z uporabo časovne in frekvenčne domene identični. Vendar pa v realnosti ni tako. Različne metode dajo različne t_{arr} . Navadno so t_{arr} dobljeni v frekvenčni domeni daljši od t_{arr} dobljenih v časovni domeni (npr. Viggiani in Atkinson, 1995a; Greening in Nash, 2004; Fonseca s sod., 2009). Razlike so lahko precejšnje (na primer 15% pri izračunu G_0 glede na časovno domeno pri Viggiani in Atkinson, 1995a; okoli 35% pri Greening in Nash, 2004 ter Fonseca s sod., 2009), relativna napaka pa se pri izračunu G_0 iz t_{arr} podvoji (enačba (3.38), stran 155).

Obstaja veliko različnih pristopov uporabe frekvenčne domene. Nekateri uporabljajo pulzne signale, medtem ko drugi kontinuirane. Motivacija za uporabo frekvenčne domene izhaja predvsem iz želje po avtomatiziranju meritev, zmanjšanju subjektivnosti pri interpretaciji, preuč-

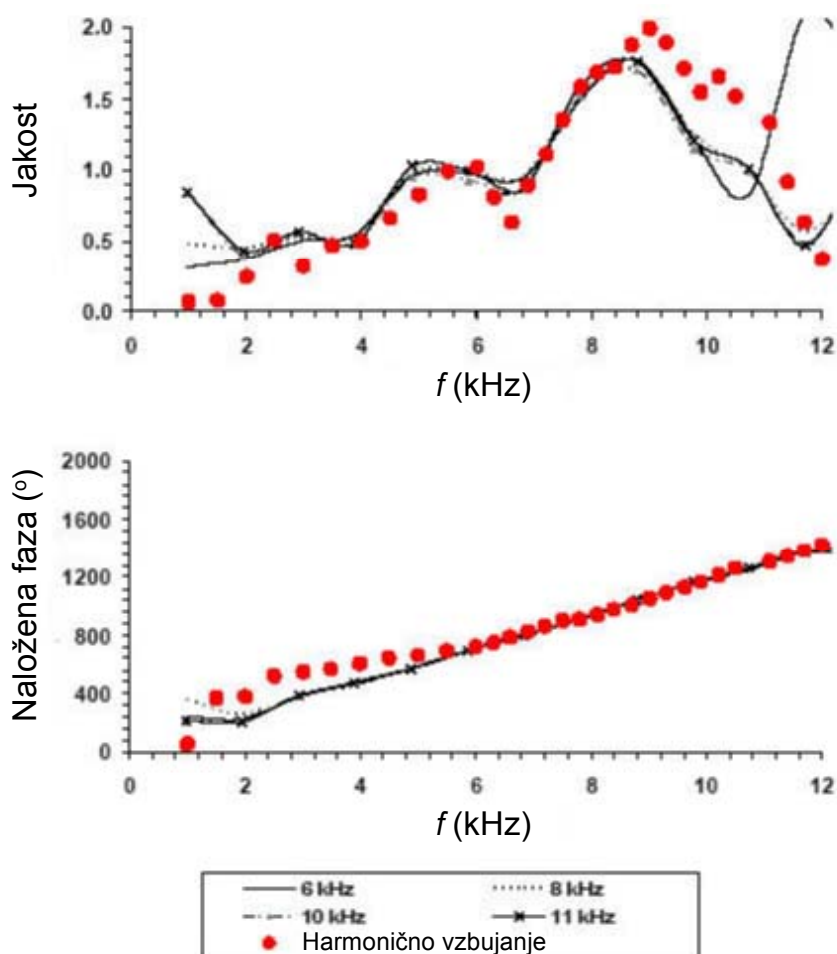
vanju mehanskega obnašanja sistema in posameznih komponent ter po verifikaciji rezultatov iz časovne domene.

Viggiani in Atkinson (1995a) uporabita tehniko navzkrižne korelacije (angl. cross-correlation) in tehniko spremembe faze med signaloma (angl. phase change technique), obe pri pulzних signalih. Greening in Nash (2004) pa uporabita metodo primerjave faz s točkami π (angl. method of π -point phase comparison) pri kontinuiranih harmoničnih signalih. Uporabita tudi linearno spreminjajoči sinusni signal (angl. linearly swept sine signal). V obeh primerih iz gradienta med relativno fazo in frekvenco na izbranem frekvenčnem intervalu izračunata čas t_{arr} . Podobne pristope uporabijo Alvarado (2007), Rio (2006), Brocanelli in Rinaldi (1998) ter Fonseca s sod. (2009). V vseh primerih gre za to, da izenačimo čas skupinskega prihoda (angl. group time arrival) t_g določenega frekvenčnega intervala s časom prihoda strižnega vala t_{arr} . Do subjektivnosti pri interpretaciji pride ravno pri določitvi meja frekvenčnega intervala.

Kot je bilo že prej omenjeno, smo v disertaciji pri nekaterih vzorcih za določitev t_{arr} poleg časovne uporabili tudi frekvenčno domeno. Signalov nismo spreminjali, saj Brocanelli in Rinaldi (1998) in Alvarado (2007) pokažejo, da za izračun prenosne funkcije sistema (angl. transfer function; frequency response function) ni potrebno uporabiti kontinuiranih harmoničnih signalov pri različnih frekvencah. Zadošča uporaba pulzних sinusnih signalov brez večjih izgub na natančnosti. Slika 3.37 prikazuje amplitudni spekter in naloženi fazni spekter (angl. stacked phase; unwrapped phase) prenosne funkcije za pesek Toyoura v izotropnem napetostnem stanju pri $p' = 220$ kPa. Izračunani sta s hitro Fourierovo transformacijo (FFT) pri sinusnih pulzних signalih s frekvencami $f = 6, 8, 10$ in 11 kHz in za primerjavo tudi s kontinuiranimi sinusnimi signali pri različnih frekvencah. Pri kontinuiranih signalih je za vsako frekvenco dobljena ena točka (razmerje med amplitudama obeh signalov ali razlika v njunih fazah). Tako je postopoma diskretno pokrit želeni frekvenčni interval. Vidi se dobro ujemanje med izračunanimi krivuljami iz pulzних signalov in diskretno dobljenimi vrednostmi iz kontinuiranih signalov. Do dobrega ujemanja pride še posebej pri faznem spektru, iz katerega lahko nato izračunamo čas t_{arr} . Čeprav prihaja do razlik, s pomočjo pulzних signalov zajamemo vse glavne nihajne oblike sistema.

V poglavju 3.4.7 so predstavljene definicije in pomen veličin, ki smo jih uporabili pri numerični analizi za izračun časa prihoda t_{arr} v frekvenčni domeni. V ta namen smo napisali kopico računalniških programov v Matlabu 7.3.

Analizo smo v določenem napetostnem stanju pričeli z izrisom navzkrižnega amplitudnega spektra (angl. magnitude of cross-power spectrum) $|G_{xy}(f)|$ (slika 3.38) in naloženega faznega spektra $\phi(f)$ prenosne funkcije sistema (enačba (3.50), stran 170) za izbrane signale. Na sliki 3.39 je zaradi večje jasnosti prikazan le eden izmed grafov $\phi - f$ (pri frekvenci 15 kHz). Z izrisom $|G_{xy}| - f$ lahko vidimo območje frekvenc, ki so skupne oddanim in prejetim signalom. Glede na to območje izberemo nato čim širši frekvenčni interval, ki mora pokriti linearni del na grafih $\phi(f)$ in mora biti v območju največjih amplitud $|G_{xy}(f)|$. Iz vrednosti naklona $\frac{d\phi}{df}$ izračunanega z linearno regresijo na graf $\phi - f$ na izbranem frekvenčnem območju nato glede na enačbo (3.46) (stran 170) izračunamo čase skupinskih prihodov t_g (slika 3.40). Naklon je

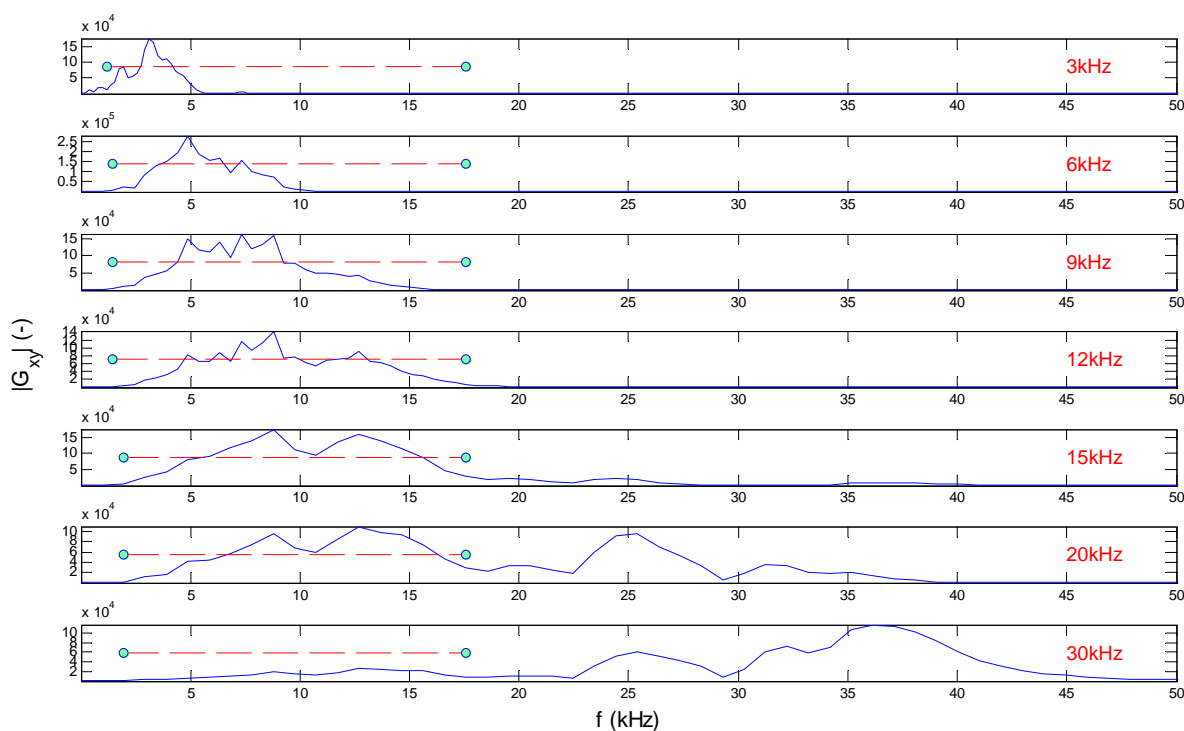


Slika 3.37: Prenosna funkcija izračunana iz sinusnih pulznih in sinusnih kontinuiranih signalov za pesek Toyoura pri $p' = 220$ kPa (prirejeno po Alvarado, 2007)

Figure 3.37: Transfer function for Toyoura sand at $p' = 220$ kPa calculated from sine pulse signals and sine continuous signals. (adapted from Alvarado, 2007)

izračunan na linearnem območju močnih amplitud oddanih in prejetih signalov, iz česar sledi, da gre za hitrost paketa valov, ki jo iščemo (zanima nas skupinska hitrost na najmočnejšem delu spektra skupnem oddanemu in prejetemu signalu). Torej lahko predpostavimo, da velja $t_{arr} \simeq t_g$. Zelo pomembno je, da izberemo čim širše frekvenčno območje, ki je kar se le da linearno in pokriva močne amplitude $|G_{xy}(f)|$. Območje ne sme zajeti zelo nelinearnih delov, saj gre tam za vplive disperzije in je odziv sistema nelinearen. Po izrisu grafov, ki so prikazani na sliki 3.40, je potrebno izbrati t_g . Pomagamo si lahko z grafi $\phi - f$ in sliki 3.40, kjer pomembno vlogo igra koeficient korelacije ρ_{XY} med vzetim linearnim trendom ϕ na intervalu in podatki. V danem primeru se odločamo med t_g , ki pripadajo vhodnim frekvencam 9, 12, 15 in 20 kHz. Glede na najvišji ρ_{XY} se odločimo za vrednost $t_g = 251 \mu s$, ki pripada vhodni frekvenci $f = 15$ kHz. Zanima nas, zakaj pri frekvencah 3 in 6 kHz prihaja do takšnega odstopanja izračunanega t_g glede na druge signale. Slika 3.41 nazorno prikazuje primer pri 6 kHz. Vidimo lahko, da je izbrani frekvenčni interval nepravilen, saj pokriva močno nelin-

earna območja. Tako je naklon tangente veliko premajhen in posledično je tudi izračunani t_g premajhen. Na sliki 3.42 je frekvenčni interval pravilno izbran in zato je izračunani t_g veliko bližje vrednosti $251\mu\text{s}$, koeficient korelacije pa je tudi višji.



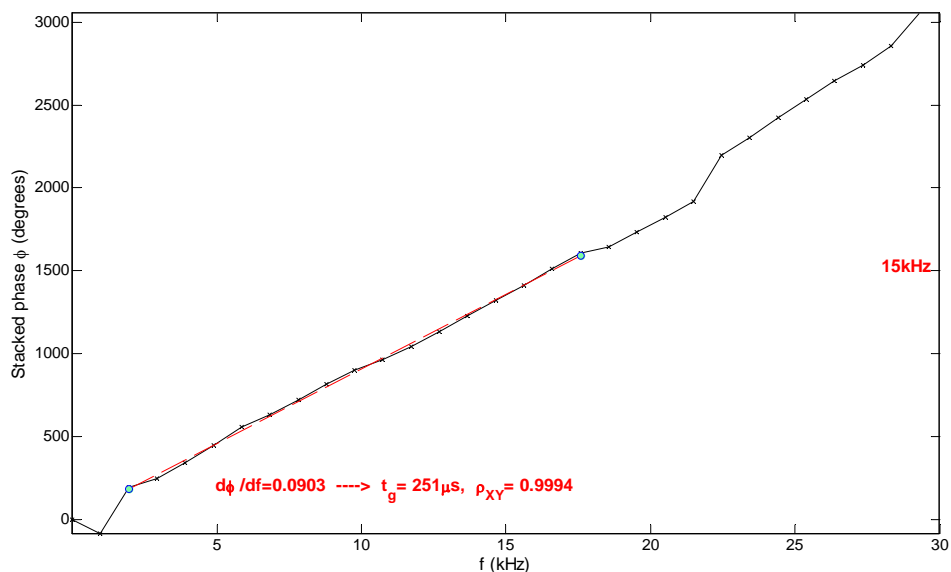
Slika 3.38: Navzkrižni amplitudni spektri $|G_{xy}|$ za vzorec BO-I-J pri $p' = 1300$ kPa in različnih frekvencah sinusnih pulzov. Označen je tudi izbrani frekvenčni interval za izračun časa t_g .
 Figure 3.38: Cross spectrum magnitudes $|G_{xy}|$ versus frequency for sample BO-I-J at $p' = 1300$ kPa using input sine pulse signals at different frequencies. The chosen frequency interval for t_g calculation is also shown.

Primernost izbire frekvenčnega intervala se kaže tudi s postopnimi izračuni časov t_g iz naklonov tangent na premikajočem se intervalu izbranega števila sosednjih točk po grafu $\phi - f$ (slika 3.43). V konkretnem primeru vsaka točka predstavlja interval 5 sosednjih točk (same sebe in po dve sosednji točki na vsako stran). Vidimo lahko, da z izbranim frekvenčnim intervalom pokrijemo najbolj optimalno linearno območje.

V nekaterih primerih je prihajalo do uhajanja signala (slika 3.28, stran 152), tako da smo tiste dele prejetih signalov nadomestili s signalom enakomerno porazdeljenih naključno generiranih števil (Matlabova funkcija rand) znotraj zelenega intervala napetosti $[a, b]$ po enačbi:

$$c = \text{rand} \cdot (b - a) + a. \quad (3.40)$$

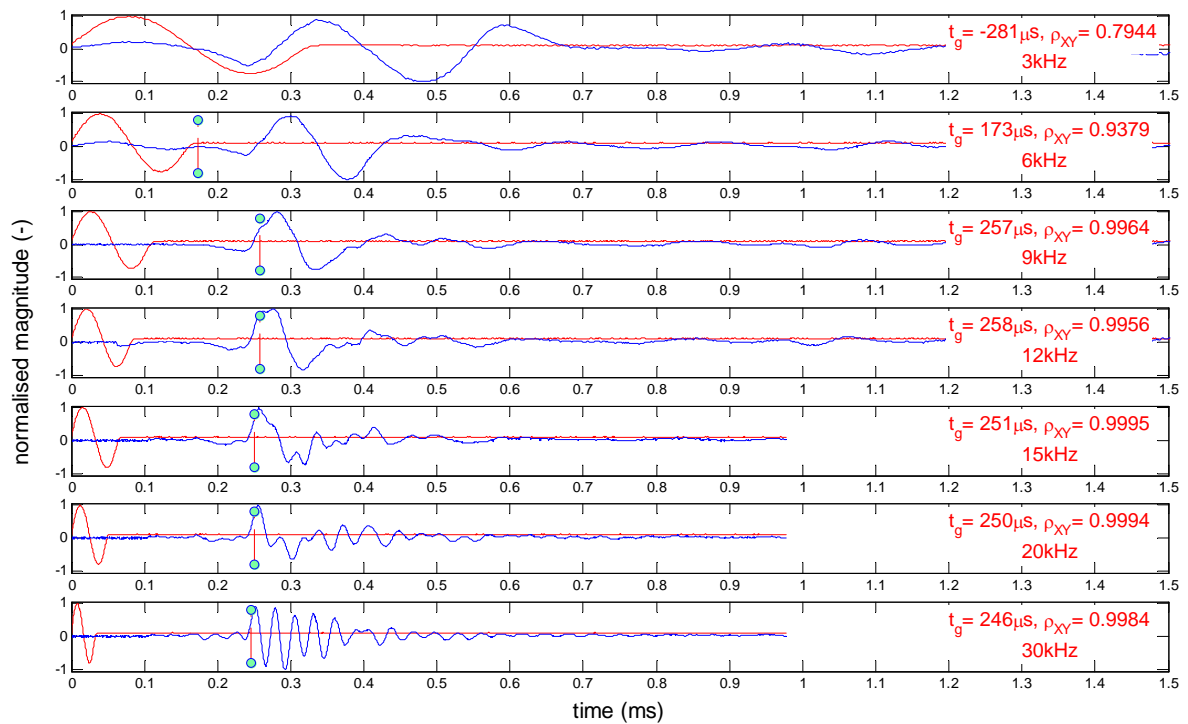
Čas prihoda t_{arr} je možno izračunati tudi z navzkrižno korelacijo $CC_{xy}(t)$ (enačba (3.41), stran 169) med oddanim in prejetim signalom (slika 3.44). Na mestu maksimuma $CC_{xy}(t)$ je časovni



Slika 3.39: Naloženi fazni spekter ϕ prenosne funkcije za vzorec BO-I-J pri $p' = 1300$ kPa in uporabi sinusnega pulznega signala s 15 kHz. Označena je tudi primerna izbira frekvenčnega intervala, ki pokriva najširše možno linearno območje in tudi vrednost naklona $\frac{d\phi}{df}$, skupinskega časa prihoda t_g in korelacijski koeficient ρ_{XY} med podatki in prikazanim linearnim trendom.

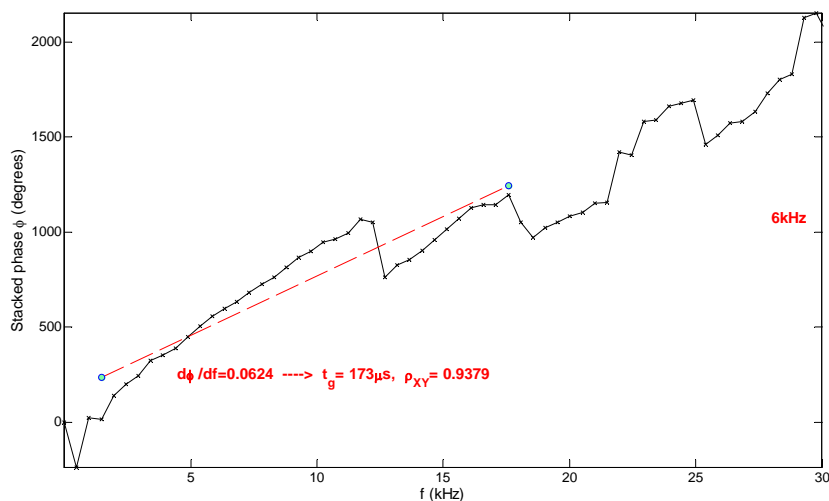
Figure 3.39: Stacked phase ϕ of transfer function versus frequency f for sample BO-I-J at $p' = 1300$ kPa using input sine pulse signal at 15 kHz. The properly chosen frequency interval covering the widest linear range is also shown, along with the value of slope $\frac{d\phi}{df}$, group time arrival t_g and correlation coefficient ρ_{XY} between the data and shown linear trend.

zamik, ki ga enačimo s časom prihoda vala. To drži le v primeru, ko sta obliki oddanega in prejetega vala enaki (enak frekvenčni sestav). Ker ima prejeti signal navadno veliko kompleksnejšo obliko od oddanega signala, so rezultati te metode zelo nezanesljivi.



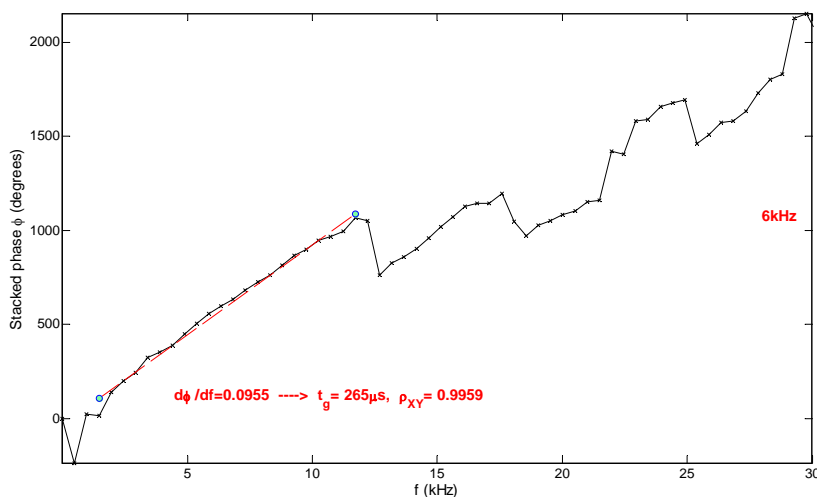
Slika 3.40: Vhodni in izhodni signali, skupaj z lego izračunanih skupinskih časov (t_g), korelacijskim koeficientom (ρ_{XY}) med linearnim trendom in naloženo fazo ter vhodna frekvenca. (vzorec BO-I-J pri $p' = 1300$ kPa)

Figure 3.40: Input and output signals along with the positions of calculated group arrival times t_g (sample BO-I-J at $p' = 1300$ kPa). On the right hand side of each plot the calculated values of group arrival time (t_g), correlation coefficient (ρ_{XY}) between linear trend and stacked phase and used input frequency are given.



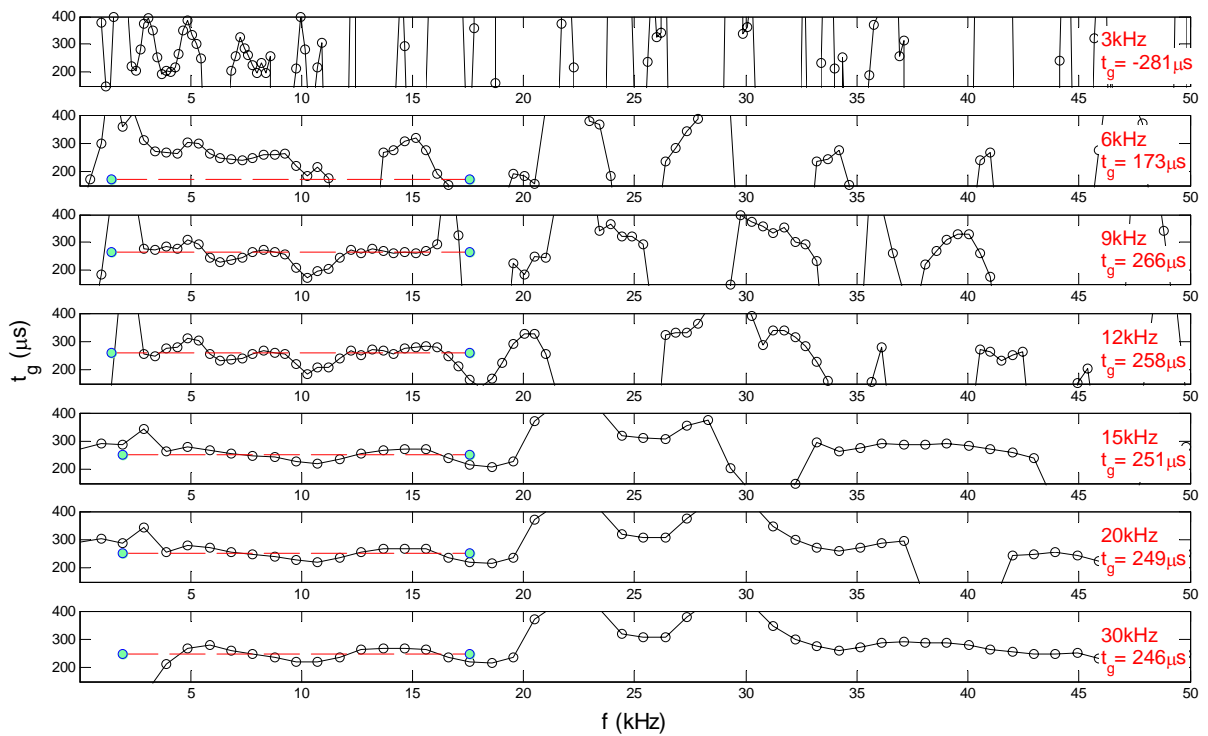
Slika 3.41: Naloženi fazni spekter ϕ prenosne funkcije za vzorec BO-I-J pri $p' = 1300$ kPa in uporabi sinusnega pulznega signala s 6 kHz. Označena je tudi neprimerna izbira frekvenčnega intervala, skupaj z vrednostjo naklona $\frac{d\phi}{df}$, vrednostjo skupinskega časa prihoda t_g in korelacijskim koeficientom ρ_{XY} med podatki in prikazanim linearnim trendom.

Figure 3.41: Stacked phase ϕ of transfer function versus frequency f for sample BO-I-J at $p' = 1300$ kPa using input sine pulse signal at 6 kHz. The wrongly chosen frequency interval is also shown, along with the value of the corresponding slope $\frac{d\phi}{df}$, group time arrival t_g and correlation coefficient ρ_{XY} between the data and shown linear trend.



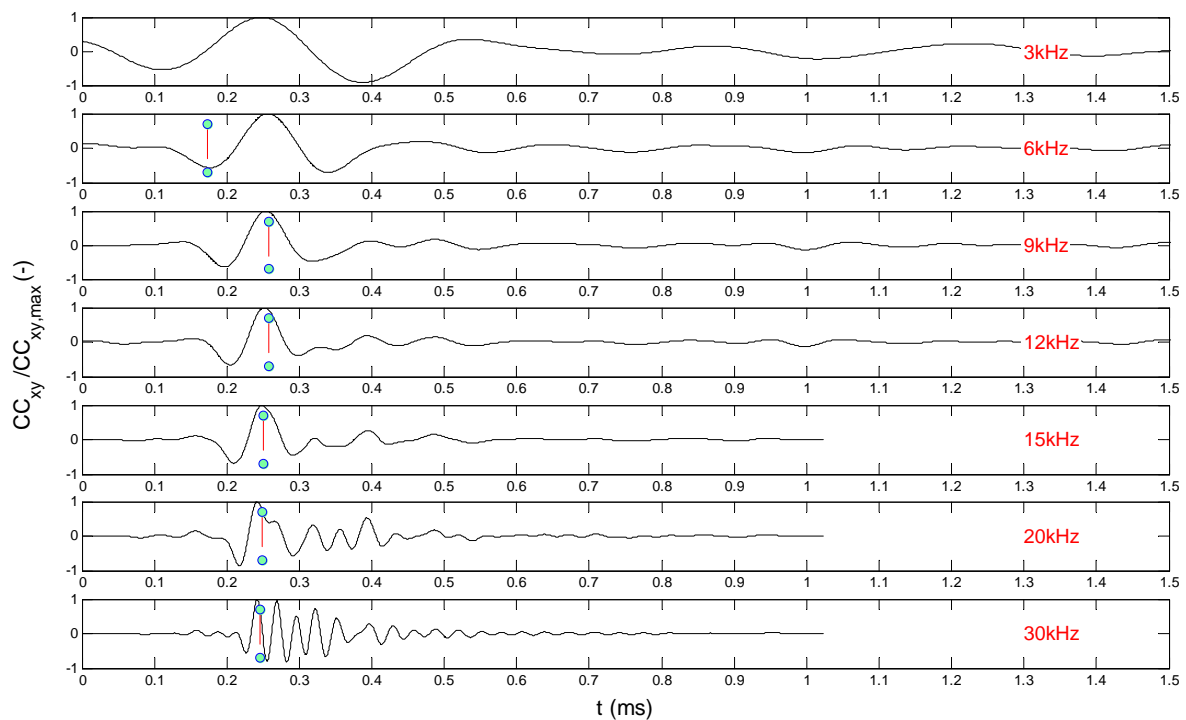
Slika 3.42: Naloženi fazni spekter ϕ prenosne funkcije za vzorec BO-I-J pri $p' = 1300$ kPa in uporabi sinusnega pulznega signala s 6 kHz. Označena je primerna izbira frekvenčnega intervala in tudi vrednost naklona $\frac{d\phi}{df}$, vrednost skupinskega časa prihoda t_g in korelacijski koeficient ρ_{XY} med podatki in prikazanim linearnim trendom.

Figure 3.42: Stacked phase ϕ of transfer function versus frequency f for sample BO-I-J at $p' = 1300$ kPa using input sine pulse signal at 6 kHz. The properly chosen frequency interval is shown, along with the value of the corresponding slope $\frac{d\phi}{df}$, group time arrival t_g and correlation coefficient ρ_{XY} between the data and the shown linear trend.



Slika 3.43: Skupinski časi prihoda t_g izračunani iz naklonov premikajočih se oken, ki zajemajo 5 sosednjih točk. (vzorec BO-I-J pri $p' = 1300$ kPa)

Figure 3.43: Group time arrivals t_g calculated from slopes of moving windows containing 5 adjacent points. (sample BO-I-J at $p' = 1300$ kPa)



Slika 3.44: Normalizirana navzkrižna korelacija $CC_{xy} / CC_{xy,max}$ v odvisnosti od časa t za vzorec BO-I-J pri $p' = 1300$ kPa.

Figure 3.44: Normalised cross-correlation $CC_{xy} / CC_{xy,max}$ versus time t for sample BO-I-J at $p' = 1300$ kPa.

3.4.7 Veličine v numerični analizi frekvenčne domene

Na tem mestu bomo na kratko pojasnili definicije in pomen veličin uporabljenih za numerični izračun časa prihoda t_{arr} .

Funkcija navzkrižne korelacije (angl. cross-correlation function) $CC_{xy}(t)$ je mera stopnje korelacije dveh signalov $X(T)$ in $Y(T)$. Njena analitična definicija je enaka (Viggiani in Atkinson, 1995a):

$$CC_{xy}(t) = \lim_{T_r \rightarrow \infty} \frac{1}{T_r} \int_{T_r} X(T)Y(T+t)dT, \quad (3.41)$$

kjer je T_r čas trajanja zapisa signala, t pa je časovni zamik med signaloma. Analiza t_{arr} z navzkrižno korelacijo temelji na predpostavki, da je čas prihoda vala enak časovnemu zamiku t pri maksimumu enačbe (3.41). Da bi to popolnoma veljalo, bi morali biti obliki oddanega in sprejetega vala enaki (signala bi morala imeti zelo podoben frekvenčni sestav), kar pa se navadno ne pojavlja pri merjenju z bender elementi (Brignoli s sod., 1996). Oddani signal je lahko preproste oblike, medtem ko je oblika prejetega signala precej bolj kompleksna (na primer slika 3.36, stran 160).

Linearni spekter $L_x(f)$ signala $X(T)$ je hitra Fourierova transformacija signala (angl. fast Fourier transformation; FFT) v kompleksno domeno in je funkcija frekvence:

$$L_x(f) = \text{FFT} [X(T)]. \quad (3.42)$$

Amplitudni spekter in fazni spekter $L_x(f)$ sta amplituda in fazni zamik vsake od harmoničnih komponent signala pri določeni frekvenci f .

Navzkrižni spekter $G_{xy}(f)$ signalov $X(T)$ in $Y(T)$ je definiran kot:

$$G_{xy}(f) = L_x(f) \cdot L_y^*(f), \quad (3.43)$$

kjer je L_y^* konjugirani linearni spekter $L_y(f)$. Pri vsaki frekvenci pomeni amplituda $|G_{xy}(f)|$ produkt amplitud komponent obeh signalov pri tej frekvenci, faza pa produkt faznih sprememb. Iz amplitude lahko vidimo območje frekvenc, ki so skupne obema signaloma. Do funkcije navzkrižne korelacije $CC_{xy}(t)$ lahko pridemo tudi z inverzno transformacijo FFT spektra $G_{xy}(f)$. Iz njegove naložene faze $\phi(f)$ (angl. stacked phase; unwrapped phase) pa lahko izračunamo fazno hitrost $v_{ph}(f)$ za vsako frekvenčno komponento iz naklona sekante na grafu $f - \phi$ kot

$$v_{ph}(f) = \lambda f = 2\pi D \frac{f}{\phi(f)}, \quad (3.44)$$

kjer je λ valovna dolžina. Skupinska hitrost (angl. group velocity) v_g dobimo kot naklon tangente na grafu $f - \phi(f)$ za izbran interval frekvenčnih komponent kot:

$$v_g = 2\pi D \frac{df}{d\phi}. \quad (3.45)$$

Pri nedisperzivnih sistemih velja $v_{ph} = v_g$. Bolj uporaben kot v_g pa je čas prihoda skupine harmoničnih komponent t_g v frekvenčnem intervalu, ki ga izračunamo po

$$t_g = \frac{1}{2\pi} \frac{d\phi}{df}. \quad (3.46)$$

Do časa t_g lahko pridemo tudi preko prenosne funkcije sistema $H(f)$ (angl. transfer function; frequency response function; Alvarado, 2007; Greening in Nash, 2004). $H(f)$ je definirana kot (Bendat in Piersol, 2000):

$$L_y(f) = H(f)L_x(f). \quad (3.47)$$

Prenosna funkcija $H(f)$ je vektor v kompleksni domeni. Zapišemo jo lahko v kompleksni polarni notaciji kot:

$$H(f) = |H(f)| \exp(-j\phi(f)). \quad (3.48)$$

Amplitudni spekter $|H(f)|$ imenujemo jakostni faktor sistema (angl. system gain factor), fazni spekter $\phi(f)$ pa fazni faktor sistema (angl. system phase factor). Razmerje med amplitudama signalov $Y(T)$ in $X(T)$ je jakostni faktor, medtem ko je fazni zamik (angl. phase shift; relative phase) med $Y(T)$ in $X(T)$ enak faznemu faktorju $\phi(f)$. To lahko zapišemo z naslednjima zvezama:

$$|H(f)| = \frac{|L_y(f)|}{|L_x(f)|} \quad (3.49)$$

in

$$\phi(f) = \phi_y(f) - \phi_x(f), \quad (3.50)$$

kjer sta $\phi_y(f)$ in $\phi_x(f)$ naložena fazna spektra signalov $Y(T)$ in $X(T)$. Ko imamo zvezo $\phi - f$, lahko izračunamo čas t_g prav tako z naklonom $\frac{d\phi}{df}$ in uporabo enačbe (3.46) kot pri navzkrižnem spektru.

Tu je potrebno omeniti, da je prenosna funkcija $H(f)$ pri linearnem sistemu s konstantnimi parametri (angl. constant-parameter linear system) le funkcija frekvence f in ne časa ali načina vzbujanja sistema. Če bi bil sistem nelinearen, bi bila $H(f)$ odvisna tudi od načina vzbujanja, če pa bi bili parametri nekonstantni, bi bila $H(f)$ tudi funkcija časa (Bendat in Piersol, 2000).

3.4.8 Možnost povečanja zanesljivosti merjenja z bender elementi

Zaradi številnih težav pri interpretaciji meritev z bender elementi je poleg uporabe različnih pristopov za določitev časa t_{arr} priporočljivo vzporedno uporabljati tudi druge laboratorijske tehnike za določitev togosti pri zelo majhnih deformacijah. V mislih imamo resonančni preizkus, strižne plošče (angl. shear plate transducers) ali pa statične meritve v triosni celici z zelo majhnimi deformacijami (angl. static shear probes). Posebno slednje so izjemno zahtevne in dolgotrajne.

3.5 Aparat QICPIC

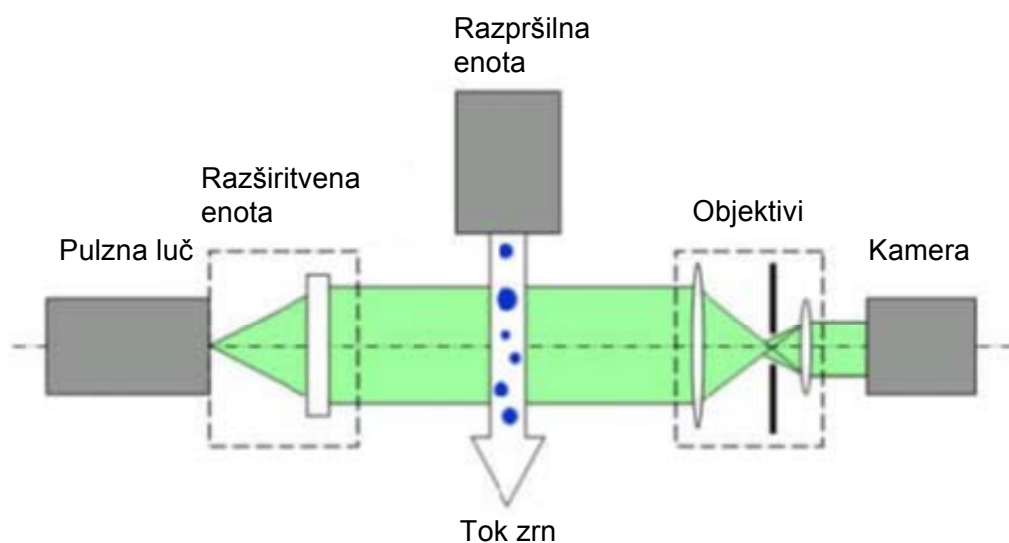
3.5.1 Opis opreme

Za določitev porazdelitve velikosti zrn pred in po mehanskih preiskavah smo uporabili aparat QICPIC proizvajalca Sympatec GmbH. Gre za aparat, ki deluje na osnovi analize slike (angl. image analysis). Tehniko analize slike lahko razdelimo na statično in dinamično. Najbolj razširjena je uporaba statične analize slike s pomočjo mikroskopa. Njene slabosti so v omejenosti z majhnimi vzorci, prisiljeni orientaciji zrn na mikroskopski mizi in težavah s prekrivajočimi zrni. QICPIC uporablja dinamično analizo slike, pri kateri zrna 'tečejo' skozi sliko kamere. Metoda omogoča uporabo velikih vzorcev, zrna so naključno orientirana in pojav prekrivajočih zrn je zmanjšan. Na žalost pa so tudi pri tej metodi prisotne določene omejitve glede vrste materiala in velikosti zrn.

Osnovni princip delovanja aparata je v potovanju zrn materiala preko žarkov pulzne luči in na drugi strani zajemanje slike s kamero (slika 3.45). V ta namen je bila razvita posebna pulzna luč z zelo kratkim ekspozicijskim časom (manjšim od 1 ns), da ne bi prihajalo do razmazanih slik zrn (angl. motion blur) (Sympatec, 2009). Aparat ima vgrajeno hitrostno kamero CMOS s 1024×1024 piksli, ki ima sposobnost zaznave do 500 slik (angl. frames) na sekundo. To omogoča detekcijo velike količine zrn v kratkem času. Za boljšo detekcijo robov zrn so uporabljeni posebni objektiv, ki do kamere prepuščajo le svetlobne žarke, ki so skoraj vzporedni optični osi. Glede na območje velikosti zrn izberemo ustrezeni objektiv. Zaradi vzporedne osvetlitve so tudi zelo prosojna zrna zaznana kot črna. Pomembna je tudi zelo zmogljiva signalna procesorska enota s povezavo 1.25 Gbit. Na ta način so lahko vsi podatki z zajetih slik hitro obdelani in shranjeni v bazo podatkov na osebem računalniku v 30000 velikostnih razredov. Uporabnik lahko nato pri analizi podatkov izbira o poljubnem pregrupiranju v druge velikostne razrede.

Vsak delec na zajeti sliki je shranjen s piksli črne barve. S pomočjo računalniškega programa WINDOX lahko nato izvajamo analize med velikostnimi in oblikovnimi parametri zrn, rišemo različne grafe porazdelitev parametrov in uporabljamo različne filtre, s katerimi lahko iz analiz izločimo zrna, ki ne ustrezajo izbranim velikostnim ali oblikovnim kriterijem. Med velikostnimi parametri so na voljo: premer EQPC (t.j. premer kroga z enako ploščino kot jo ima zajeti delec), različni Feretovi premeri (razdalje med vzporednicama, ki zajemata skrajne robove zrna), Martinovi premeri (dolžina črte, ki razdeli ploščino zrna v enaki polovici) in različni parametri za vlaknasta zrna. Med oblikovnimi parametri so: sferičnost (angl. sphericity), konveksnost in drugi (glej Sympatec, 2009). Porazdelitve parametrov so lahko izračunane glede na število zrn, njihovo površino ali volumen.

Oprema omogoča analizo zrn v suhem in mokrem stanju. Za suho analizo uporabljamo nastavek GRADIS (slika 3.46). Pri tem material stresemo v lijak. Nato na računalniku začnemo proces. Pri tem se vključi vakuumski sesalnik, vibracijski profil začne vibrirati in lijak se dvigne za par milimetrov (nastavljiva vrednost). Zrna se zaradi tresenja profila začnejo po njem premikati



Slika 3.45: Shema procesa slikanja zrn (prirejeno po Sympatec, 2009)

Figure 3.45: Schematic diagram of imaging process (adapted from Sympatec, 2009)

proti koncu in padajo v vertikalni razpršilni klin, ki jih razprši in jim poveča hitrost padanja preko žarkov pulzne luči. Na koncu ima klin široko odprtino debeline 2, 4 ali 10 mm. Ena od funkcij razpršilnega klina je tudi ta, da z odbijanjem zrn med seboj in ob stene klina zmanjša prekrivanje zrn. Na koncu zrna potujejo po cevi v vakuumski sesalnik. Vibracijski klin vibrira v večih smereh (Joudi, 2008), moč vibriranja pa je nastavljiva. Na ta način se zrna po njem premikajo v tanki plasti s konstantnim masnim tokom želene hitrosti. Vakuumski sesalnik lovi zrna iz aparata in pripomore k čim bolj laminarnemu toku zrn.

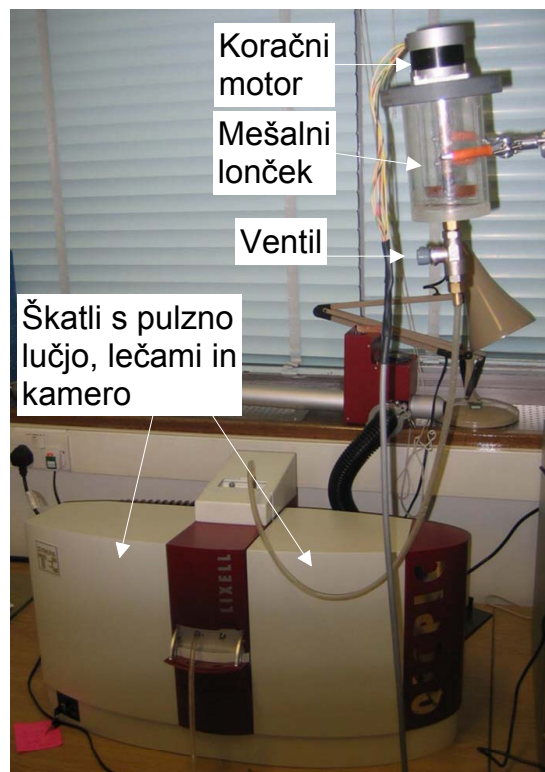
Za mokro analizo zrn namesto nastavka GRADIS uporabimo nastavek LIXELL (slika 3.47). Princip delovanja aparata je podoben, pri čemer je zdaj voda medij, po katerem potujejo zrna. Na Imperial Collegeu so izdelali poseben mešalnik, ki ga poganja koračni motor. Naloga mešalnika je, da preprečuje usedanje zrn na dno lončka. Iz njega potuje voda z zrni preko ventila in gumijaste cevke v nastavek LIXELL, kjer preide skozi optični del, ki je sestavljen iz dveh vzporednih stekel na majhni medsebojni razdalji. V optičnem delu je voda z zrni osvetljena z lučjo in zrna slikovno zajeta. Nato pa voda potuje po odvodni cevki v odpadno posodo. Na voljo so različni stekleni optični deli z razdaljami med stekloma 0,2, 0,5, 1, 2 in 4 mm.

3.5.2 Eksperimentalne metode aparata QICPIC

V okviru disertacije smo za analize velikosti zrn uporabili parameter $FERET_{min}$ in njegovo kumulativno porazdelitev na podlagi površine zrn. $FERET_{min}$ je definiran kot najmanjša razdalja med vzporednicama poljubne orientacije, ki se dotikata delca v skrajnih točkah. Na sliki 3.48 je zaradi večje nazornosti prikazana definicija parametra $FERET$. Njegovo najmanjšo vrednost bi dobili, če bi delec vrteli, dokler ne bi bila razdalja X_{FERET} najmanjša. Razlog za uporabo tega parametra in računa na osnovi površine je bil v najboljšem ujemanju s podatki



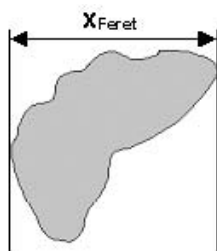
Slika 3.46: Nastavek GRADIS za suho analizo geometrijskih lastnosti zrn
Figure 3.46: GRADIS adapter for the dry analysis of the geometrical properties of particles



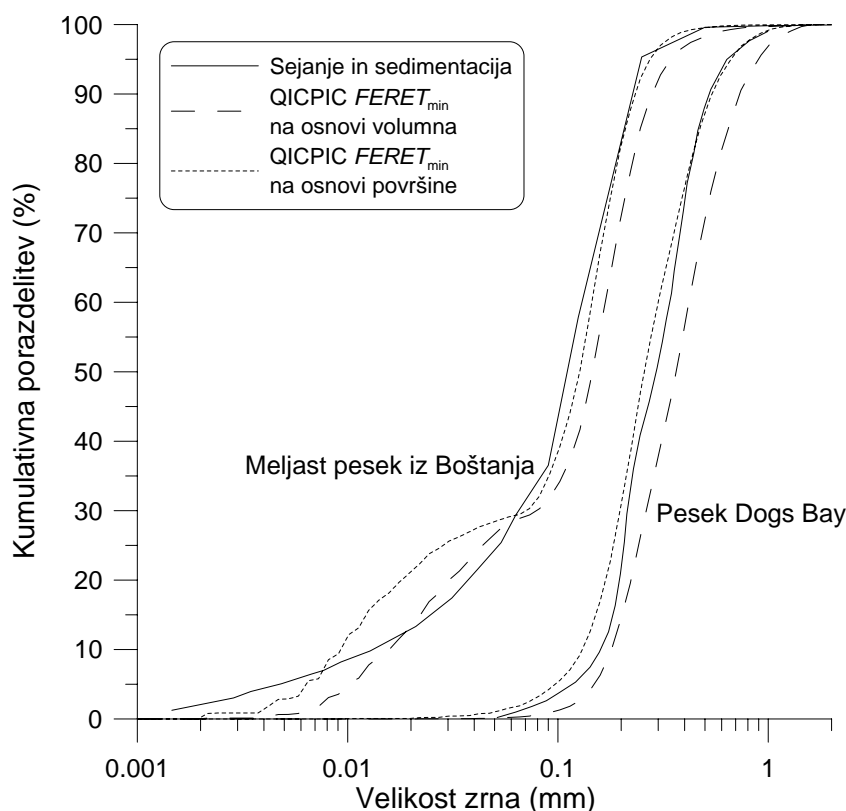
Slika 3.47: Nastavek LIXELL in mešalni lonček za mokro analizo geometrijskih lastnosti zrn
Figure 3.47: Adapter LIXELL and mixing pot for the wet analysis of the geometrical properties of particles

sejalnih analiz in areometrijske analize materiala v območju $D \geq 0.074$ mm. Slika 3.49 prikazuje razlike med kumulativnimi porazdelitvami velikosti zrn izračunanih glede na sejalne in areometrijske analize (masni porazdelitvi) in glede na uporabo parametra $FERET_{min}$ s površinsko in volumsko porazdelitvijo. Prikazani sta začetni porazdelitvi velikosti zrn za oba preiskovana materiala. Vidimo lahko, da se v območju $D \geq 0.074$ mm porazdelitev s sejalnimi in areometrijskimi analizami najbolj ujema s porazdelitvijo parametra $FERET_{min}$ glede na površino zrn. Ujemanje je pomembno zaradi primerjav izračunov drobljenja zrn s parametrom B_r (slika 2.110, stran 102).

Suha analiza. Za suho analizo zrn smo uporabljali razpršilni nastavek GRADIS z odprtino na kljuno debeline 2 mm, in objektiv M7 (10 – 3410 μm) s povečavo 1 : 1. En piksel je bil tako velik približno 10 μm . Izbrana frekvenca zabeleženih slik je bila 400 Hz. Material je bil pripravljen po postopku opisanem v poglavju 3.1.2, kjer smo vzeli le grobi del (t.j. $D >$



Slika 3.48: Parameter *FERET*
Figure 3.48: *FERET* parameter



Slika 3.49: Primerjava porazdelitev velikosti zrn dobljenih s sejalnimi in areometrijskimi analizami glede na maso ter s parameterom $FERET_{min}$ (QICPIC) glede na volumen in ploščino zrn

Figure 3.49: Comparison of particle size distribution curves using sieving-sedimentation analyses based on mass and $FERET_{min}$ parameters (QICPIC) based on area and volume of particles

0.063 mm). Pri vsaki analizi smo uporabili okoli 5 g materiala, ki smo ga z žlico zajeli iz predhodno temeljito premešanega materiala. Postopek smo začeli s fokusiranjem aparata. Nato smo stresli material v lijak in začeli z vibriranjem. Material je enakomerno tekel po profilu, padal v klin in bil nato osvetljen s pulzno lučjo in posnet s kamero ter je na koncu pristal v vakuumskem sesalniku. Ko je materiala zmanjkalo, se je aparat avtomatsko ugasnil.

Zaradi sorazmerno majhne količine materiala smo pri vsakem vzorcu opravili okoli 3 postopke in nato rezultate povprečili. Z aparatom bi lahko analizirali tudi cele vzorce naenkrat, vendar pa tega nismo opravili iz treh razlogov:

1. računski časi analiz bi bili izredno dolgi,
2. tvegali bi izgubo celega vzorca pri morebitnih zapletih in napakah, ki so se pojavljale od časa do časa in
3. količina materiala ne bi vplivala na rezultat (Joudi, 2008), razen če bi imeli res zelo majhno število zrn.

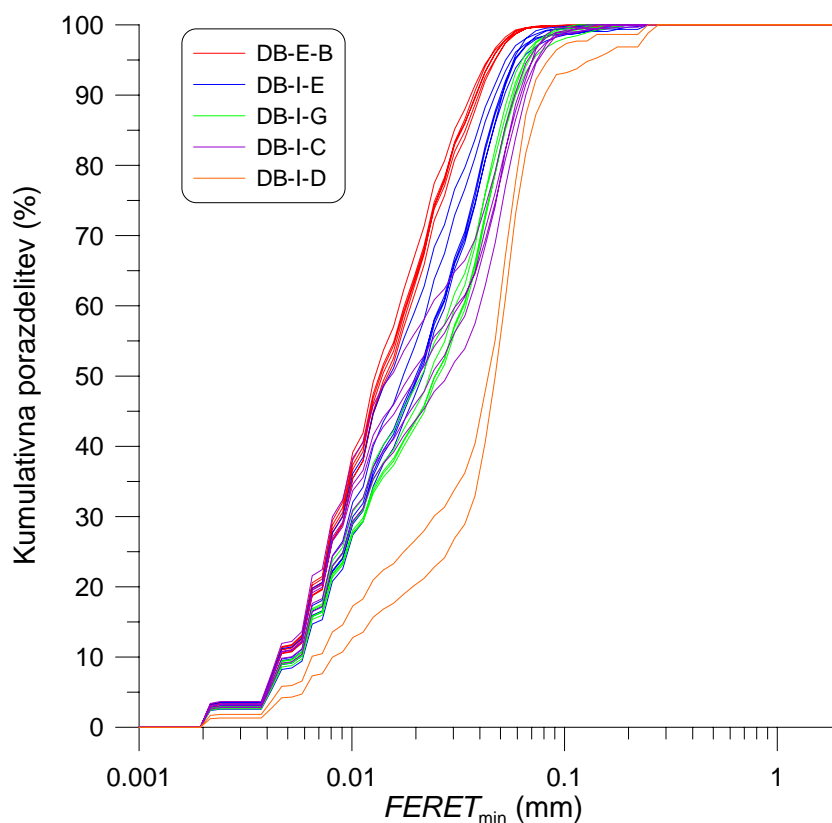
Mokra analiza. Mokra analizo smo izvajali z nastavkom LIXELL in dodanim mešalnikom z lončkom. Preiskovali smo le fini del materiala ($D < 0.063$ mm), do katerega smo prišli po postopku opisanem v poglavju 3.1.2. Uporabili smo objektiv M4 ($2 - 682 \mu\text{m}$) s povečavo $1 : 5$. Velikost enega piksla je bila okoli $2 \mu\text{m}$. Material se je premikal bistveno počasneje kot pri suhem postopku, zato smo zmanjšali frekvenco slikanja na 100 Hz. Čas slikanja zrn smo omejili na 15 s. Pri mokrih analizah smo bili primorani uporabljati veliko manjše količine materiala naenkrat kot pri suhih analizah, kajti paziti je bilo treba, da ni bila optična površina prezasičena z zrn. Za vsako analizo smo uporabili približno 0.5 g materiala, ki smo ga po predhodnem temeljitem mešanju zajeli z žlico. Postopek smo pri istem vzorcu do sedemkrat ponavljali, pri čemer smo vedno znova temeljito premešali material in šele nato z žlico zajeli približno 0.5 g. Za izris končnih porazdelitvenih krivulj smo posamezne rezultate povprečili. Slika 3.50 prikazuje posamezne nepovprečene rezultate uporabe LIXELLA za 5 vzorcev peska Dogs Bay.

Mokri postopek smo začeli s fokusiranjem aparata. Nato smo nalili vodo v posodo za mešanje in ji dodali antikoagulacijsko sredstvo, s čimer smo povzročili, da so se zrna razlepila med seboj. Z žlico smo nato v vodo stresli okoli 0.5 g materiala in vključili mešalnik. S primerno hitrostjo, da se niso tvorili zračni mehurčki, ki bi oteževali zaznavo zrn, smo okoli 5 min mešali vodo z zrn. Nato smo odprli ventil na dnu posode in počakali, da so bila fina zrna vidna na monitorju in pognali zajemanje slik, ki je trajalo 15 s. S tem je bilo merjenje končano. Sledilo je čiščenje sistema s čisto vodo.

Sestavljanje rezultatov obeh analiz. Kumulativni porazdelitveni krivulji velikosti zrn obeh analiz smo na koncu sestavili v enotno porazdelitveno krivuljo $P - FERET_{\min}$. Pri tem smo za vsako velikost parametra $FERET_{\min}$ uporabili naslednjo formulo:

$$P = P_{\text{GRA}} \frac{m_c}{m_s} + P_{\text{LIX}} \frac{m_s - m_c}{m_s}, \quad (3.51)$$

kjer je P_{GRA} vrednost kumulativne porazdelitve pri določeni vrednosti parametra $FERET_{\min}$ dobljena z uporabo nastavka GRADIS, P_{LIX} pa je ista vrednost dobljena z uporabo nastavka LIXELL. Masi m_s in m_c sta definirani v poglavju 3.1.2.



Slika 3.50: Posamezni rezultati dobljeni z uporabo nastavka LIXELL na pesku Dogs Bay
Figure 3.50: Single results of using LIXELL adapter on Dogs Bay sand

Kljub veliki natančnosti merjenja lastnosti zrn z aparatom QICPIC, se le-ta lahko do določene mere izgubi, če je potrebno kombinirati rezultate suhe in mokre analize. V našem primeru je bila potrebna kombinacija suhe in mokre analize zaradi prisotnosti finih in grobih zrn. Material smo ločili s pranjem skozi sito velikosti 0.063 mm. Za celoten postopek je potrebna čim večja natančnost raziskovalca pri pranju materiala, zajemu zrn, sušenju in ponovni ločitvi zrn. V vseh fazah je potrebno paziti, da se čim manj materiala izgubi.

3.6 Program preiskav

3.6.1 Uvod

Eksperimentalno delo je zajemalo naslednje faze:

- določitev osnovnih karakteristik materiala in mineraloške sestave,
- edometrske preiskave,
- triosne preiskave in

- določitev porazdelitev velikosti zrn pred in po mehanskih preiskavah z aparatom QICPIC.

3.6.2 Osnovne karakteristike materiala

Osnovne karakteristike materiala smo v okviru disertacije določali le za meljast pesek iz Boštanja, saj za pesek Dogs Bay obstajajo podatki v literaturi. Preiskave so zajemale sejalne in sedimentacijske analize, določitev koeficienta vodoprepustnosti v edometru, Atterbergove meje plastičnosti, določitev specifične teže zrn in določitev prostorninske teže intaktnega materiala.

3.6.3 Mineraloška sestava materiala

Z vrstičnim elektronskim mikroskopom JEOL 5500LV z energijskim disperzijskim spektrometrom smo izvršili mineraloško-petrografsko analizo obeh preučevanih materialov. Analiza je bila izvršena v nizkovakuumskem načinu mikroskopiranja. Kvantitativno mineraloško vrednotenje je bilo izvedeno po metodi zveznih presekov.

3.6.4 Edometerske preiskave

Večina edometerskih preiskav je bila izvedena na meljastem pesku iz Boštanja. Njihov cilj je bil na sorazmerno hiter način ugotoviti, ali gre za prehodno zemljino (angl. transitional soil) brez enotne normalne kompresijske črte in kvantificirati drobljenje materiala med obremenjevanjem. Tri preiskave so bile izvedene tudi na pesku Dogs Bay z namenom določitve drobljenja tudi v edometerskih pogojih, za kar še ni bilo objavljenih podatkov v literaturi.

Z metodo mokrega teptanja smo pripravili vzorce z različnimi začetnimi količniki por e_0 (glej poglavje 3.2.2). V preglednicah 3.7 in 3.8 so navedena imena vzorcev skupaj z začetnimi količniki por e_0 in največjo efektivno vertikalno napetostjo med preiskavo σ'_v . Začetni količniki por so bili izračunani pri položitvi kape in 'jarma' na vzorec (BO-E-A, BO-E-B, BO-E-C, BO-E-D, BO-E-E), ali pa tudi pri prvi uteži (BO-E-F, BO-E-G, DB-E-A, DB-E-B, DB-E-C).

3.6.5 Triosne preiskave

Triosne preiskave smo izvajali na obeh materialih. Pri meljastem pesku iz Boštanja smo z aparatom ELE izvedli niz izotropno konsolidiranih nedreniranih triosnih strižnih preiskav, ter na aparatih B&W in HP1 izotropno konsolidirane drenirane preiskave. Vzorec BO-I-J smo za razliko od drugih obremenili le v izotropni kompresiji in ga na ta način tudi razbremenili, medtem ko smo vzorec BO-I-H želeli obremeniti s pogoji $K_0 = \text{konst.}$, vendar zaradi težav z merilniki neuspešno. Cilj triosnih preiskav je bil določiti mehanski okvir obnašanja materiala glede na mehaniko kritičnega stanja zemljin. Vzorci so bili pripravljene pri različnih začetnih količnikih por in bili izotropno obremenjeni do različnih napetosti p' ter nato nedrenirano ali

Preglednica 3.7: Seznam izvedenih edometriških preiskav meljastega peska iz Boštanja, skupaj z začetnimi količniki por e_0 in največjimi vertikalnimi napetostmi med preiskavami $\sigma'_{v,\max}$

Table 3.7: List of performed oedometer tests for Boštanj silty sand along with the initial void ratio e_0 and maximum vertical stress $\sigma'_{v,\max}$ reached during tests

Preiskava	$e_0(-)$	$\sigma'_{v,\max}$ (MPa)
BO-E-A	0.911	5.05
BO-E-B	0.683	7.74
BO-E-C	0.633	7.74
BO-E-D	0.966	7.74
BO-E-E	0.756	12.78
BO-E-F	0.802	28.94
BO-E-G	0.861	31.84

Preglednica 3.8: Seznam izvedenih edometriških preiskav peska Dogs Bay, skupaj z začetnimi količniki por e_0 in največjimi vertikalnimi napetostmi med preiskavami $\sigma'_{v,\max}$

Table 3.8: List of performed oedometer tests for Dogs Bay sand along with the initial void ratio e_0 and maximum vertical stress $\sigma'_{v,\max}$ reached during tests

Preiskava	$e_0(-)$	$\sigma'_{v,\max}$ (MPa)
DB-E-A	1.421	29.13
DB-E-B	1.658	30.93
DB-E-C	1.469	8.89

drenirano striženi. Med izotropno kompresijo nas je zanimala vrednost togosti G_0 , ki smo jo merili z bender elementi. Poleg tega pa nas je zanimalo tudi drobljenje zrn kot posledica mehanskih obremenitev, ki je v literaturi večinoma kvantificirano le za čiste peske. Za analizo drobljenja smo uporabili aparat QICPIC (glej poglavje 3.5).

Pri pesku Dogs Bay smo izvajali le izotropno obremenjevanje in razbremenjevanje z aparatom B&W in HP1. Material je bil predhodno že postavljen v okvir mehanike kritičnega stanja zemljin (Coop, 1990). Zanimala nas je povezava med drobljenjem in togostjo G_0 . Ugotovitve smo želeli povezati s predhodnimi rezultati v Jovičić (1997). Material smo pripravili pri različnih začetnih količnikih por in ga postopoma izotropno obremenili/razbremenili do želene napetosti p' .

Preglednica 3.9: Seznam izvedenih triosnih preiskav meljastega peska iz Boštanj z aparatom ELE

Table 3.9: List of performed triaxial tests on Boštanj silty sand using ELE apparatus

Ime	Vrsta preiskave	e_c (-)	p'_c (kPa)	q_{cs} (kPa)	p'_{cs} (kPa)	Odziv	Priprava vzorcev
BO-B	CIU	0.601	93.3	612.8	440.8	D	MT
BO-D	CIU	0.781	96.5	0.8	1.3	K	MT
BO-E	CIU	0.799	94.0	4.1	7.1	K	MT
BO-G	CIU	0.588	88.6	633.9	410.8	D	MT
BO-H	CIU	0.737	198.7	16.8	15.7	K	MT
BO-I	CIU	0.751	95.1	6.4	7.5	K	MT
BO-K	CIU	0.692	99.3	25.0	22.3	K	MT
BO-L	CIU	0.661	194.0	80.0	55.0	K	MT
BO-M	CIU	0.698	199.1	57.7	47.1	K	MT
BO-N	CIU	0.717	94.8	0.3	5.2	K	MT
BO-Q	CIU	0.679	193.5	75.0	55.0	K	MT
BO-R	CIU	0.525	187.0	1333.4	885.9	D	MT
BO-S	CIU	0.609	297.8	459.8	317.5	D	MT
BO-T	CIU	0.738	296.8	63.0	48.0	K	MT
BO-U	CIU	0.754	295.4	34.1	33.4	K	MT
BO-V	CIU	0.641	296.3	105.0	75.0	K	MT
BO-Y	CIU	0.677	389.7	65.5	62.9	K	MT
BO-Z	CIU	0.625	394.0	141.3	104.3	K	MT
BO-AA	CIU	0.734	396.7	62.9	51.1	K	MT
BO-AC	CIU	0.665	395.6	183.6	138.0	K	MT
V-2A	CIU	0.634	98.4	290.5	211.1	D	MT
V-2B	CIU	0.610	196.7	534.6	372.0	D	MT

Preglednica 3.10: Seznam izvedenih triosnih preiskav meljastega peska iz Boštanj z aparatom B&W in HP1

Table 3.10: List of performed triaxial tests on Boštanj silty sand using B&W and HP1 apparatuses

Ime	Aparat	Vrsta preiskave	e_0 (-)	e_c (-)	p'_c (kPa)	q_{cs} (kPa)	p'_{cs} (kPa)	e_{cs} (-)	Priprava vzorcev
BO-I-A	HP1	CID	0.789	0.499	4002	10124	7400	0.326	MT
BO-I-B	HP1	CID	0.736	0.486	4001	10262	7460	0.319	MT
BO-I-C	B&W	CID	0.771	0.697	399	1003	734	0.565	MT
BO-I-D	B&W	CID	0.804	0.784	50	129	93	0.696	MT
BO-I-E	B&W	p' konst	0.784	0.784	15	31	15	0.748	MT
BO-I-F	HP1	CID	0.700	0.589	1403	3450	2565	0.419	MT
BO-I-G	B&W	CID	0.659	0.649	100	269	190	0.636	MT
BO-I-H	HP1	ISOC	0.713	0.684	252				MT
BO-I-I	B&W	p' konst	0.671	0.666	50	81	50	0.691	MT
BO-I-J	HP1	ISOC	0.789	0.480	4701				MT

Preglednica 3.11: Seznam izvedenih triosnih preiskav peska Dogs Bay z aparatom B&W in HP1

Table 3.11: List of performed triaxial tests on Dogs Bay sand using B&W and HP1 apparatuses

Ime	Aparat	Vrsta preiskave	e_0 (-)	e_{\min} (-)	p'_{\max} (kPa)	Priprava vzorcev
DB-I-A	B&W	ISOC	1.461	1.340	600	WS
DB-I-B	B&W	ISOC	1.458	1.325	600	WS
DB-I-C	HP1	ISOC	1.528	1.344	1001	WS
DB-I-D	B&W	ISOC	1.386	1.345	300	MT
DB-I-E	HP1	ISOC	1.567	0.971	4400	FL
DB-I-F	B&W	ISOC	1.526	1.480	200	MT
DB-I-G	HP1	ISOC	1.607	1.210	2000	FL

4 ANALIZA REZULTATOV PREISKAV IN INTERPRETACIJA MEHANSKEGA OBNAŠANJA PREISKOVANIH MATERIALOV

4.1 Uvod

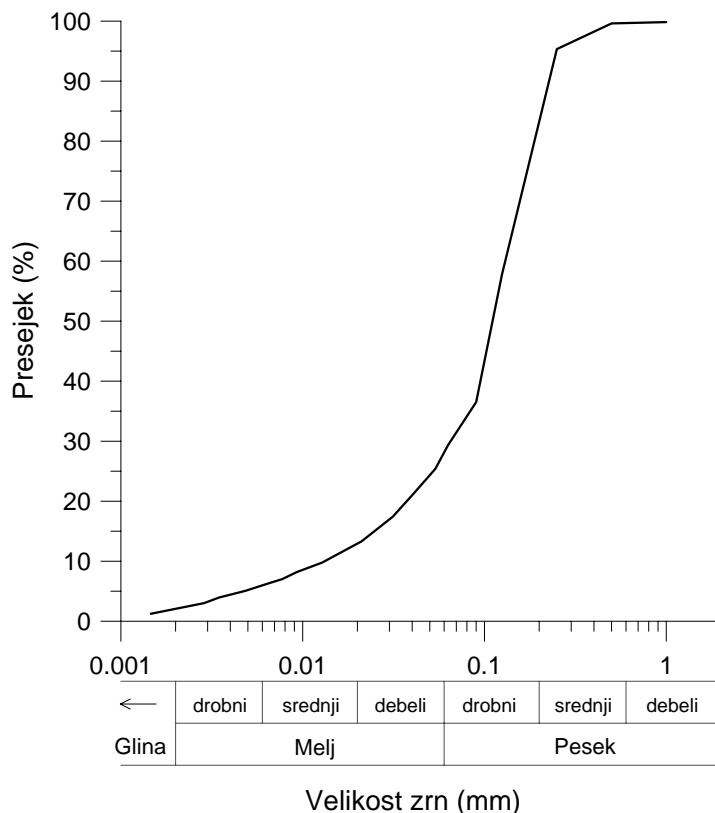
V poglavju prikazujemo analizo rezultatov opravljenih laboratorijskih preiskav in njihovo interpretacijo. Preučevali smo mehansko obnašanje dveh rekonstituiranih granularnih materialov, in sicer: meljastega peska iz Boštanja in peska Dogs Bay z Irske. Zrnastostna sestava meljastega peska iz Boštanja med melji in peski ter visok delež meljastih zrn uvrščata material v skupino materialov, za katero ni jasno, ali se obnašajo v skladu s teoretičnim okvirom kritičnega stanja zemljin (Schofield in Wroth, 1968; Atkinson in Bransby, 1978). Pesek Dogs Bay pa je čisti pesek z izjemno krhkimi zrni. Med mehanskimi obremenitvami se zrna že zelo zgodaj pričnejo drobiti in tako imamo hitro opravka z meljastim peskom, mehanizmi plastifikacije pa so lažje merljivi že pri nižjih napetostih v primerjavi z granularnimi materiali trdnejših zrn.

Poglavje začnemo z opisom osnovnih karakteristik obeh materialov. Nato so prikazani rezultati edometrijskih in triosnih preiskav v območju od majhnih do velikih deformacij ter standardnih do visokih napetosti. Sledijo rezultati meritev strižne togosti pri zelo majhnih in majhnih deformacijah v enakem območju napetosti kot prej. Nato prikazujemo rezultate in interpretacijo meritev drobljenja zrn kot posledico mehanskih obremenitev materiala. Na koncu pa skušamo interpretirati izmerjeno mehansko obnašanje meljastega peska iz Boštanja s teoretičnim okvirom kritičnega stanja zemljin.

4.1.1 Osnovne karakteristike meljastega peska iz Boštanja

Meljast pesek iz Boštanja je drobni pesek z okoli 30% masnega deleža finih meljastih zrn, ki so neplastična. Glede na AC klasifikacijo bi označili material z oznako SM. Zrnastostna krivulja materiala je prikazana na sliki 4.1. Gre za dobro stopnjevano zrnat material s pretežnim

premerom D_{60} enakim 0.13 mm, učinkovitim premerom D_{10} enakim 0.02 mm, količnikom enakomernosti $C_u = D_{60}/D_{10}$ enakim 7.21 in srednjo velikostjo zrn D_{50} enako 0.11 mm. Specifična teža zrn G_s je enaka 2.75 in koeficient vodoprepustnosti k enak 9×10^{-8} cm/s. Količniki por in-situ materiala iz vrtin so enaki $0.63 \div 0.72$. Nekatere druge karakteristike in-situ materiala lahko najdemo v Lenart (2006b).



Slika 4.1: Zrnastostna krivulja meljastega peska iz Boštanja določena s sejalno in sedimentacijsko metodo

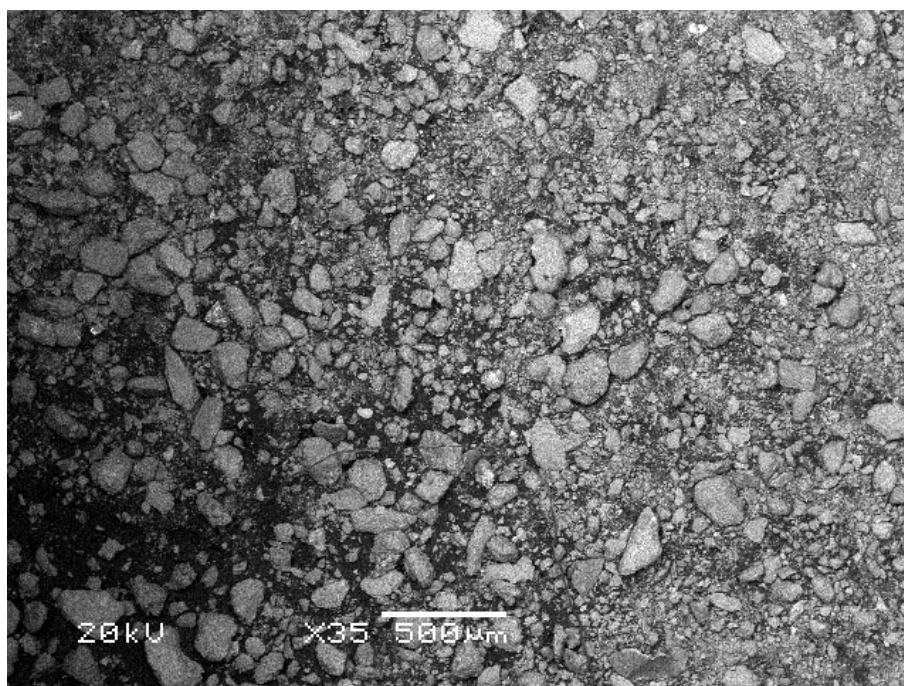
Figure 4.1: Granulometric curve of Boštanj silty sand using the sieving and sedimentation analyses

Sliki 4.2 in 4.3 prikazujeta fotografiji zrn meljastega peska iz Boštanja, ki sta bili posneti z vrstičnim elektronskim mikroskopom (SEM) v nizkovakuusnem načinu mikroskopiranja pri različnih povečavah. Z isto napravo je bilo izvedeno tudi kvantitativno mineraloško vrednotenje materiala po metodi zveznih presekov, katerega rezultati so prikazani v preglednici 4.1. Prikazane so ocene Mohsovih trdot analiziranih zrn in ocene njihovega deleža v prerezu. Povprečna vrednost Mohsove trdote materiala glede na ocenjen delež zrn je enaka 5.2.

Preglednica 4.1: Ocene Mohsovih trdot zrn in deleža zrn v prerezu za meljast pesek iz Boštanja

Table 4.1: Mohs hardness estimates for particles of Boštanj silty sand and their portion in the cross-section

Petrografski tip zrna	Minerali	Delež v prerezu (%)	Mohsova trdota
apnenec	kalcit	23	3
dolomit	dolomit	17	4
peščenjak	kremen	21	7
meljevec	kremen	15	7
kremen	kremen	10	7
tuf	glinenci, klorit, kalcit, kremen	6	5
laporovec	glineni minerali, kalcit	3	2
roženec	kremen	2	7
andezit	glinenci, klorit, kalcit, pirokseni	2	6.5
sljuda, težki minerali	sljuda	1	1



Slika 4.2: Fotografija zrn meljastega peska iz Boštanja z vrstičnim elektronskim mikroskopom pri povečavi $\times 35$ (foto M. Golež)

Figure 4.2: Photo of Boštanj silty sand particles using SEM microscope at zoom of $\times 35$ (photo by M. Golež)

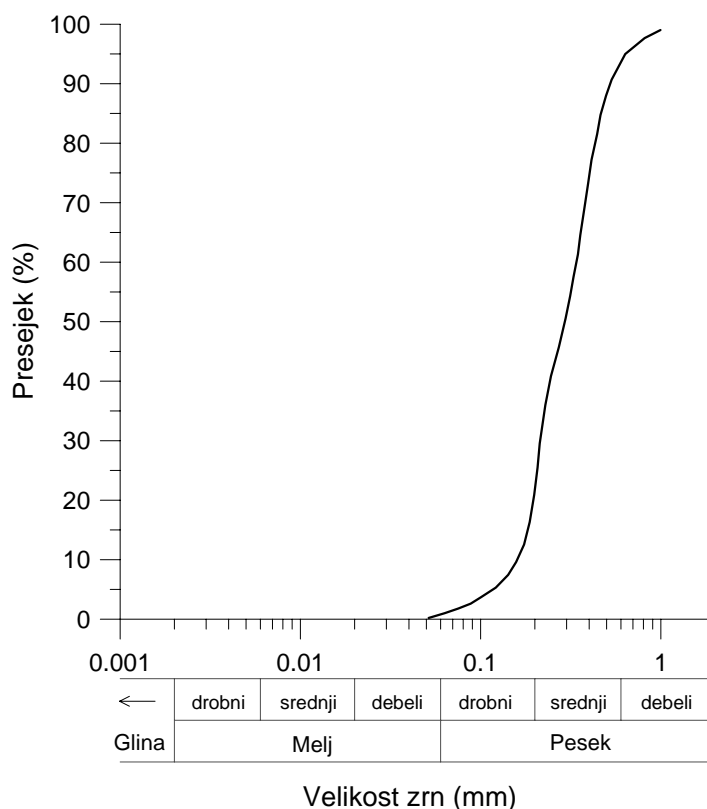


Slika 4.3: Fotografija zrn meljastega peska iz Boštanja z vrstičnim elektronskim mikroskopom pri povečavi $\times 130$ (foto M. Golež)

Figure 4.3: Photo of Boštanj silty sand particles using SEM microscope at zoom $\times 130$ (photo by M. Golež)

4.1.2 Osnovne karakteristike peska Dogs Bay

Pesek Dogs Bay je drobni do srednji biogeni karbonatni pesek, ki je sestavljen v veliki meri iz ogrodij foraminifer in mehkužcev. Gre za čisti pesek enakomerne zrnivosti, ki ima zelo visoko vsebnost kalcijevega karbonata. Oblika zrn je oglata in odprta, zaradi česar ima visoke začetne količnike por (Jovičić, 1997). Pretežni premer materiala D_{60} je enak 0.32 mm, učinkoviti premer D_{10} enak 0.15 mm, količnik enakomernosti $C_u = D_{60}/D_{10}$ je enak 2.15 in srednja velikost zrn D_{50} enaka 0.28 mm. Specifična teža zrn G_s je enaka 2.71. Zrnavostna sestava materiala je prikazana na sliki 4.4.



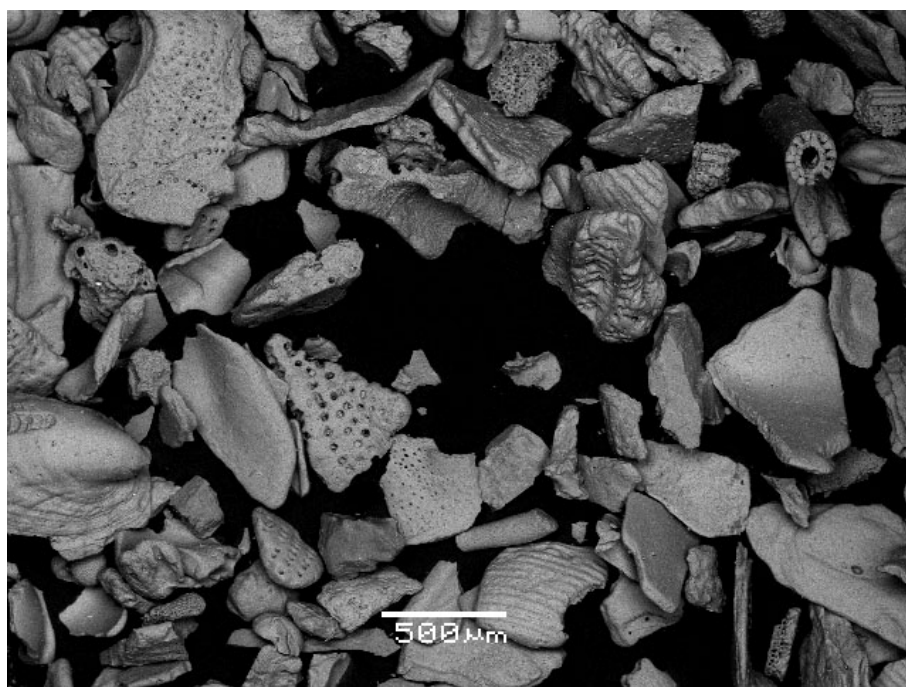
Slika 4.4: Zrnavostna krivulja peska Dogs Bay (prirejeno po Jovičić in Coop, 1997)
 Figure 4.4: Granulometric curve of Dogs Bay sand (adapted from Jovičić and Coop, 1997)

Sliki 4.5 in 4.6 prikazujeta fotografiji zrn peska Dogs Bay, ki sta bili posneti z vrstičnim elektronskim mikroskopom (SEM) v nizkovakuumskega načina mikroskopiranja pri različnih povečavah. Kvantitativno mineraloško vrednotenje materiala po metodi zveznih presekov pa je prikazano v preglednici 4.2. Povprečna vrednost Mohsove trdote glede na ocenjen delež zrn je enaka 3.2.

Preglednica 4.2: Ocene Mohsovih trdot zrn in deleža zrn v prerezu za pesek Dogs Bay

Table 4.2: Mohs hardness estimates for particles of Dogs Bay sand and their portion in the cross-section

Minerali	Delež v prerezu (%)	Mohsova trdota
kalcit	96	3
kremen	3	7
glinenec	1	6.5

Slika 4.5: Fotografija zrn peska Dogs Bay z vrstičnim elektronskim mikroskopom pri povečavi $\times 35$ (foto A. Mladenovič)Figure 4.5: Photo of Dogs Bay sand particles using SEM microscope at zoom of $\times 35$ (photo by A. Mladenovič)



Slika 4.6: Fotografija zrn peska Dogs Bay z vrstičnim elektronskim mikroskopom pri povečavi $\times 130$ (foto A. Mladenovič)

Figure 4.6: Photo of Dogs Bay sand particles using SEM microscope at zoom of $\times 130$ (photo by A. Mladenovič)

4.2 Odnos med napetostmi in deformacijami pri velikih deformacijah

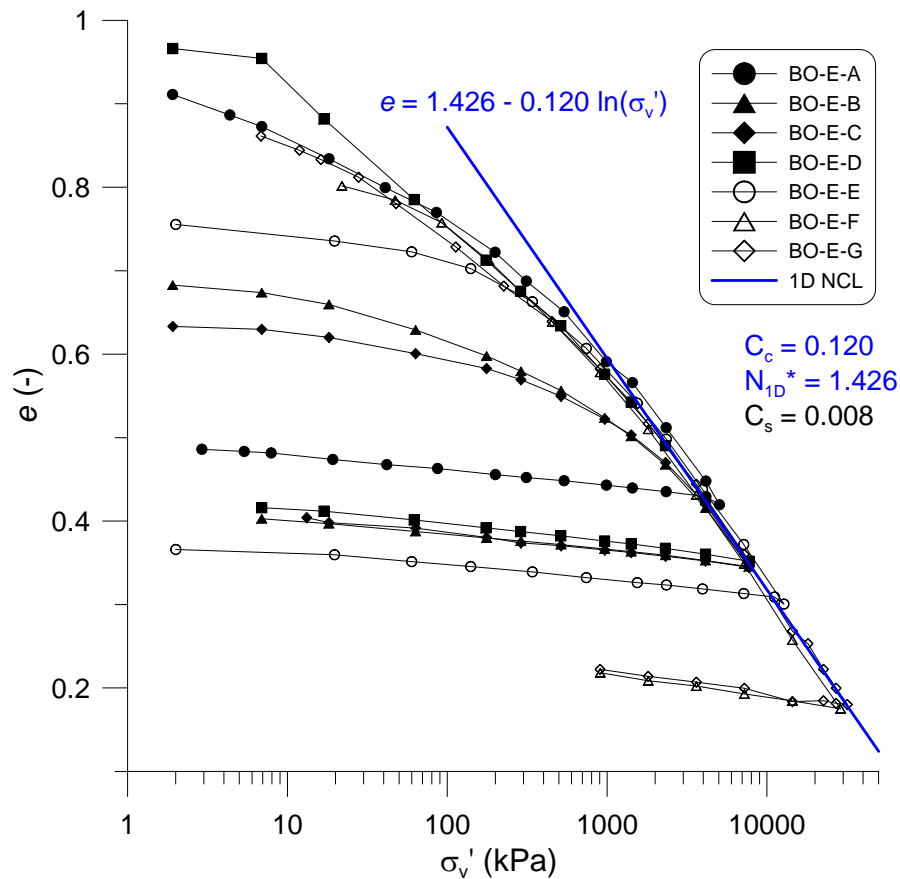
4.2.1 Preiskave stisljivosti meljastega peska iz Boštanja

Glede na zrnastostno sestavo spada meljast pesek iz Boštanja v območje med peski in melji. Glede na to bi se lahko mehansko obnašal kot prehodne zemljine (angl. transitional soils; poglavje 2.3.2). Zato je bilo najprej potrebno odgovoriti na vprašanje, ali zanj obstaja enotna enodimenzionalna normalna kompresijska črta (1D NCL), ali pa se material res obnaša prehodno in tako nima enotnih normalnih kompresijskih črt. V literaturi je na voljo zelo malo podatkov o obstoju črte NCL za podobne materiale.

Ker gre za granularni material, je bilo za pričakovati, da bi bilo v primeru obstoja enotne črte 1D NCL, le-ta dosežena pri visokih napetostih. Zato smo uporabili edometre, ki omogočajo tudi obremenjevanje z visokimi napetostmi.

Z edometriškimi preiskavami smo skušali zajeti čim širši razpon začetnih količnikov por e_0 . Uspešno nam je vgraditi vzorce v intervalu vrednosti $e_0 = 0.63 \div 0.97$. Do njih smo prišli s pomočjo mokrega teptanja materiala (angl. moist tamping; poglavje 3.2.2). Največja uporabljena vertikalna napetosti σ'_v je bila enaka 32 MPa. Podatki o začetnih količnikih por posameznih preiskav in največji vertikalni efektivni napetosti med preiskavo so podani v preglednici 3.7 na strani 178.

Na sliki 4.7 so v ravnini $e - \log \sigma'_v$ prikazane krivulje stisljivosti vseh izvedenih edometriških preiskav. S slike lahko vidimo, da vse krivulje stisljivosti pri dovolj visoki napetosti σ'_v konvergirajo k enotni ravni črti 1D NCL, ki se pojavi pri približno $\sigma'_v = 3 \div 4$ MPa, ne glede na različne začetne gostote vzorcev. To je pokazatelj, da v tem oziru material ne spada med prehodne zemljine. Bolj rahli vzorci dosežejo črto NCL pri nižji napetosti σ'_v kot gostejši in sicer že pri okoli $\sigma'_v \simeq 1$ MPa. Na sliki 4.7 je prikazana tudi enačba za črto 1D NCL, ki je enaka $e = 1.426 - 0.120 \ln(\sigma'_v)$ in vrednosti parametrov C_c , N_{1D}^* in C_s glede na obliko enačb (3.16, stran 118) in (3.17, stran 118).



Slika 4.7: Krivulje stisljivosti edometriških preiskav meljastega peska iz Boštanjja v ravnini $e - \sigma'_v$, skupaj z 1D normalno kompresijsko črto (1D NCL), njeno enačbo in vrednostmi parametrov C_c , N_{1D}^* in C_s

Figure 4.7: 1D compression curves from oedometer tests on Boštanj silty sand in $e - \sigma'_v$ plane along with the 1D normal compression line (1D NCL), its equation and values of parameters C_c , N_{1D}^* and C_s

4.2.2 Triosne preiskave meljastega peska iz Boštanja

Izotropna kompresija. Glede na rezultate edometriških preiskav, ki kažejo na obstoj enotne črte 1D NCL, nas je zanimalo tudi, ali obstaja enotna izotropna normalna kompresijska črta (NCL), ki predstavlja pomemben sestavni del okvira kritičnega stanja zemljin. V ta namen smo uporabili triosni celici B&W in HP1. Z mokrim teptanjem (poglavje 3.3.5) smo pripravili vzorce različnih začetnih količnikov por e_0 v razponu $0.66 \div 0.80$ in jih obremenjevali v izotropnem napetostnem stanju s povečevanjem napetosti p' vse do $p'_{\max} = 4.7$ MPa. Ostali podatki o izvedenih preiskavah so navedeni v preglednici 3.10 na strani 180.

Na sliki 4.8 so prikazane volumsko-deformacijske črte izotropne kompresije v ravnini $e - \log p'$. Vidimo lahko, da črte, ki se začnejo pri različnih začetnih količnikih por, s povečevanjem napetosti p' iz skorajšnje vzporednosti in horizontalne lege povečujejo naklon in konvergirajo k enotni ravni črti NCL, ki je podana z naslednjo zvezo:

$$e = N^* - \lambda \ln p', \quad (4.1)$$

kjer je N^* vrednost e na črti NCL, ko je p' enaka 1 kPa, λ pa je naklon črte NCL v ravnini $e - \ln p'$, ki ga izračunamo iz zveze:

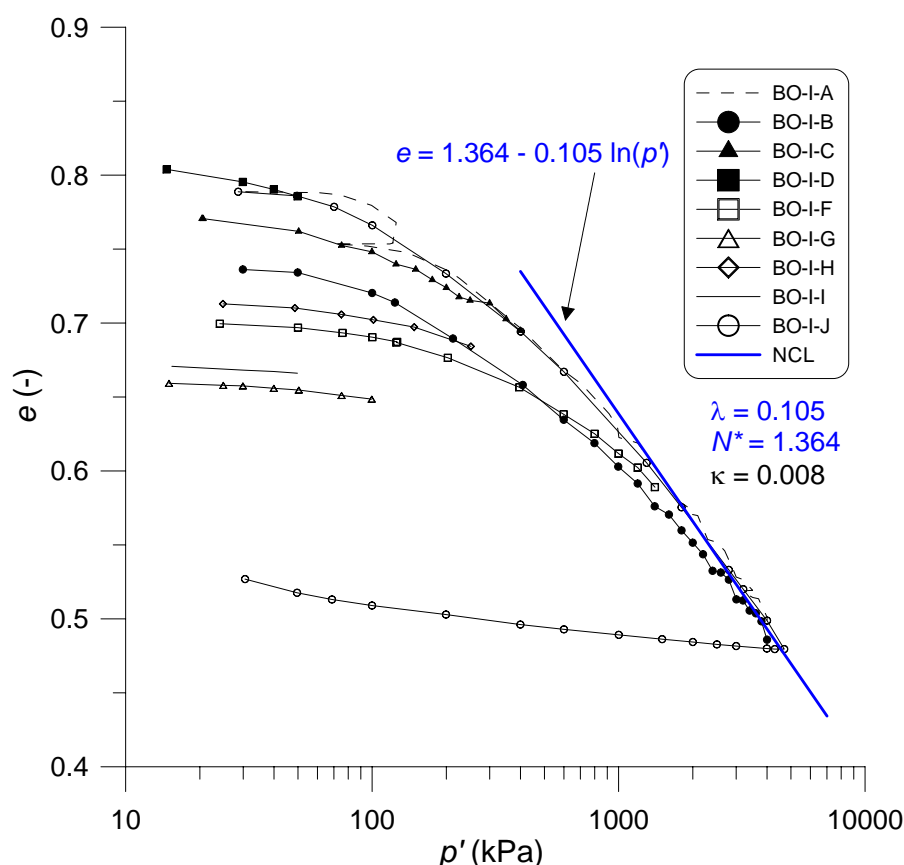
$$\lambda = -\frac{\Delta e}{\Delta(\ln p')}. \quad (4.2)$$

Pri parametru N smo uporabili znak (*), ker se N navadno uporablja v povezavi s specifičnim volumnom v namesto količnika por e (t.j. v zvezi $v = N - \lambda \ln p'$). Enačba črte NCL je enaka $e = 1.364 - 0.105 \ln(p')$, črte izotropne kompresije pa črto NCL popolnoma dosežejo pri napetosti p' večji od približno 2.5 MPa.

Na sliki 4.8 je prikazano tudi izotropno razbremenjevanje materiala (samo pri preiskavi BO-I-J), ki je definirano s parametrom $\kappa = 0.008$, ki ga izračunamo glede na zvezo:

$$\kappa = -\frac{\Delta e}{\Delta(\ln p')}. \quad (4.3)$$

Triosne nedrenirane strižne preiskave. S triosnimi celicami aparata ELE smo izvedli serijo nedreniranih triosnih strižnih preiskav vzorcev, ki so bili pred tem podvrženi izotropni kompresiji do največje napetosti $p' = 400$ kPa. Vzorce smo pripravili pri različnih začetnih količnikih por, tako da so bili količniki por po izotropnih kompresijah e_c v razponu $0.53 \div 0.80$. Podatki posameznih preiskav so navedeni v preglednici 3.9 na strani 179. Vzorce smo razdelili v dve skupini za prikaz na slikah in sicer na tiste, ki so se obnašali kontrakcijsko in tiste z dilatacijskim odzivom. Kontrakcijsko so se obnašali bolj rahli vzorci (s količnikom por nad vrednostjo okoli 0.625), medtem ko so se gostejši vzorci obnašali dilatacijsko. Značilni tipi nedreniranega odziva granularnih materialov so predstavljeni na sliki 2.12 (stran 20). Za nestabilni odziv materiala s tendenco po zmanjševanju volumna in posledičnim povečevanjem pornega tlaka uporabljamo izraz kontrakcijski, stabilni odziv s tendenco po razmikljanju in posledičnim



Slika 4.8: Črte izotropne kompresije meljastega peska iz Boštanja v ravnini $e - p'$, skupaj s črto NCL in parametri λ , N^* in κ

Figure 4.8: Isotropic compression curves of Boštanj silty sand in $e - p'$ plane along with NCL and parameters λ , N^* and κ

zmanjševanjem pornega tlaka pa imenujemo dilatacijski odziv. Tu velja omeniti, da vmesnega odziva s padcem napetosti q in ponovnim utrjevanjem materiala za izbrane začetne vrednosti e_0 in p'_0 nismo zasledili.

Na sliki 4.9 so za vse kontrakcijske vzorce prikazane napetostne poti v ravnini $q - p'$ in njihovi napetostno-deformacijski diagrami v ravnini $q - \varepsilon_{ax}$. Posamezne preiskave so med seboj ločene z uporabo različnih simbolov. Na sliki 4.9a je v napetostni ravnini $q - p'$ narisana črta kritičnega stanja (CSL) skupaj s svojo enačbo $q = 1.40 p'$ (t.j. $M = 1.40$). To je ekvivalentno strižnemu kotu v kritičnem stanju $\varphi'_{cs} = \arcsin\left(\frac{3M}{6+M}\right) = 34.6^\circ$. Na sliki 4.9b lahko vidimo, da vzorci pri zelo nizki vrednosti osne deformacije (reda 2%) dosežejo vrh, kateremu sledi strm padec do postopne ustalitve napetosti q v kritičnem stanju. Na sliki 4.10 je kot dopolnilo diagramov s slike 4.9 prikazana zveza med količnikom pornega tlaka r_u in osno deformacijo. Količnik pornega tlaka pomeni razmerje med presežnim pornim tlakom Δu med obremenitvijo in začetno srednjo efektivno napetostjo p'_0 pred obremenitvijo, kot:

$$r_u = \frac{\Delta u}{p'_0}. \quad (4.4)$$

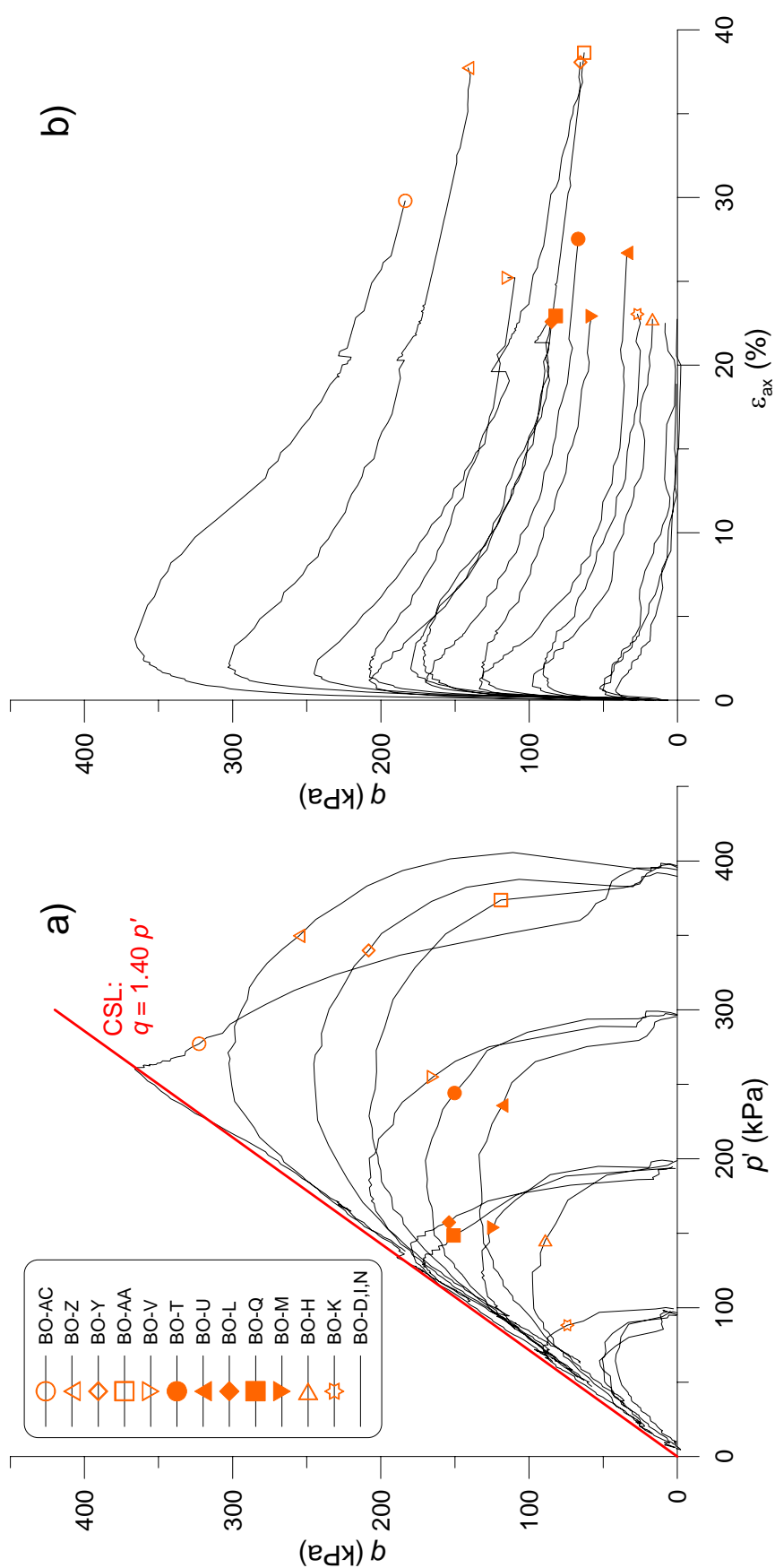
Na sliki 4.10 lahko vidimo, da gre pri vseh vzorcih za strmo naraščanje pornega tlaka s kasnejšo postopno ustalitvijo proti kritičnemu stanju.

Dilatacijski vzorci so na enak način kot kontrakcijski prikazani na slikah 4.11 in 4.12. V končna stanja so postavljeni simboli, s katerimi lahko ločimo posamezno preiskavo. Na sliki 4.11 je opaziti padanje napetosti q po doseženem vrhu pri osni deformaciji enaki $6 \div 13\%$. Padanje je verjetno posledica lokalizacije deformiranja vzorca vzdolž strižnih pasov (angl. shear band; Klotz in Coop, 2002; Mooney s sod., 1998). Zaradi lokalizacij deformacij vzorci niso dosegli kritičnega stanja, izmerjene deformacije in napetosti na vzorcu pa niso več reprezentabilne v smislu interpretacije obnašanja vzorca kot homogene materialne točke v mehaniki kontinuuma. Zato smo za naklon črte kritičnega stanja na sliki 4.11a vzeli naklon s slike 4.9a, v ravnini $e - \log p'$ pa smo vzeli lege vrhnjih točk. Možno bi bilo tudi ekstrapolirati poti do črte kritičnega stanja v ravnini $q - p'$, kar pa ne bi prineslo bistvenih sprememb v ravnini $e - \log p'$ zaradi logaritmičnega merila. Lokalizirano obnašanje se vidi tudi na sliki 4.12, kjer se pri osni deformaciji vrhov na diagramu $q - \varepsilon_{ax}$ vidno spremeni trend zveze $r_u - \varepsilon_{ax}$.

Volumsko-napetostne poti v ravnini $e - \log p'$ za vse nedrenirane vzorce so prikazane na sliki 4.13. Začetna stanja preiskav so označena z različnimi simboli glede na ime vzorca, pri čemer so z oranžno barvo označena začetna stanja kontrakcijskih vzorcev, z vijolično pa dilatacijskih vzorcev. Končna (kritična) stanja pa so označena s črnimi pikami. Na sliki 4.13 lahko vidimo, da kontrakcijski vzorci ($e \geq 0.625$) ne tvorijo enotne črte kritičnega stanja. Njihova kritična stanja lahko omejimo s črtama, ki sta označeni s simboloma CSLU in CSLL. Skozi sredino območja kritičnih stanj poteka črta kritičnega stanja, ki je označena s CSL in povezuje kritična stanja opravljenih dreniranih preiskav (slika 4.18, stran 203), ki so predstavljene kasneje, in nekaterih kontrakcijskih nedreniranih vzorcev ter tudi gostejših (dilatacijskih) nedreniranih vzorcev. Črta CSL je sestavljena iz dveh delov, in sicer: ukrivljenega pri napetostih do $p' = 1$ MPa (označen s CSL1) in ravnega dela pri višjih napetostih (označen s CSL2). Ukrivljeni del smo definirali z enačbo $e = 0.799 - 0.12 (p'/100)^{0.363}$ (oblika enačbe iz Li in Wang, 1998), ravni del pa z enačbo $e = 1.248 - 0.105 \ln(p')$. Ravnemu delu je vzporedna normalna kompresijska črta v izotropni kompresiji (NCL, slika 4.8), ki je prav tako prikazana na sliki skupaj s svojo enačbo. To je v skladu s teoretičnim okvirom kritičnega stanja zemljin.

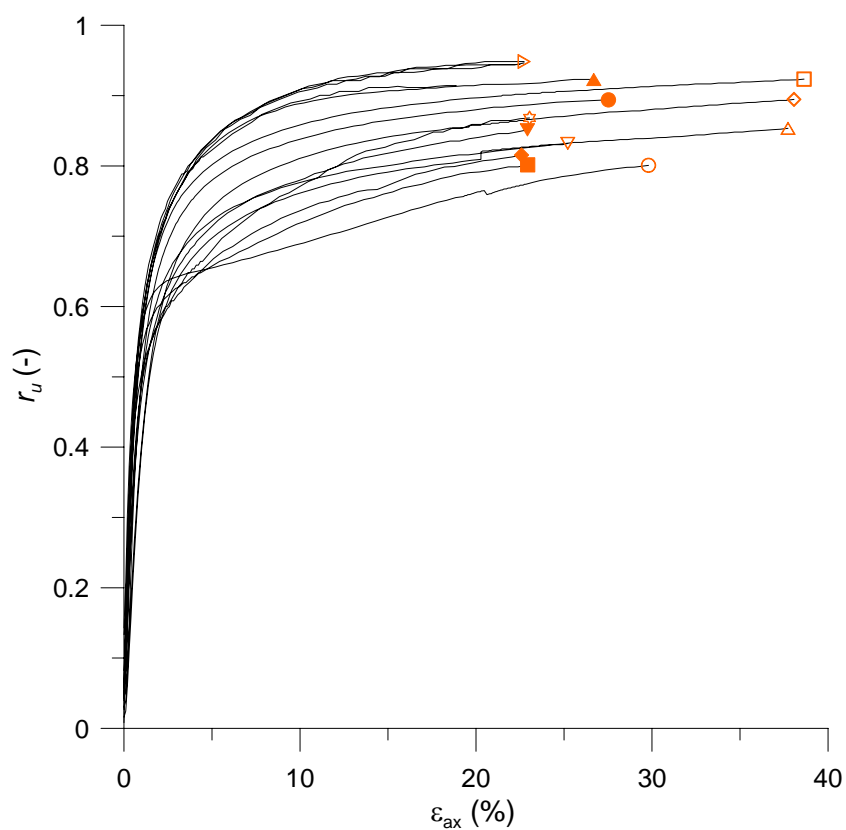
Analiza leg začetnih in kritičnih stanj kontrakcijskih vzorcev v ravnini $e - \log p'$ je pokazala, da so lege kritičnih stanj odvisne od leg svojih začetnih stanj glede na parameter stanja ψ , merjen glede na srednjo črto CSL. Na sliki 5.8 (stran 289) je podrobneje prikazana razdelitev območja začetnih stanj glede na vrednost parametra ψ in povezave z lego kritičnih stanj.

Na sliki 4.13 lahko tudi vidimo, da kritična stanja dilatacijskih vzorcev (vijolični simboli) tvorijo enotno črto CSL.



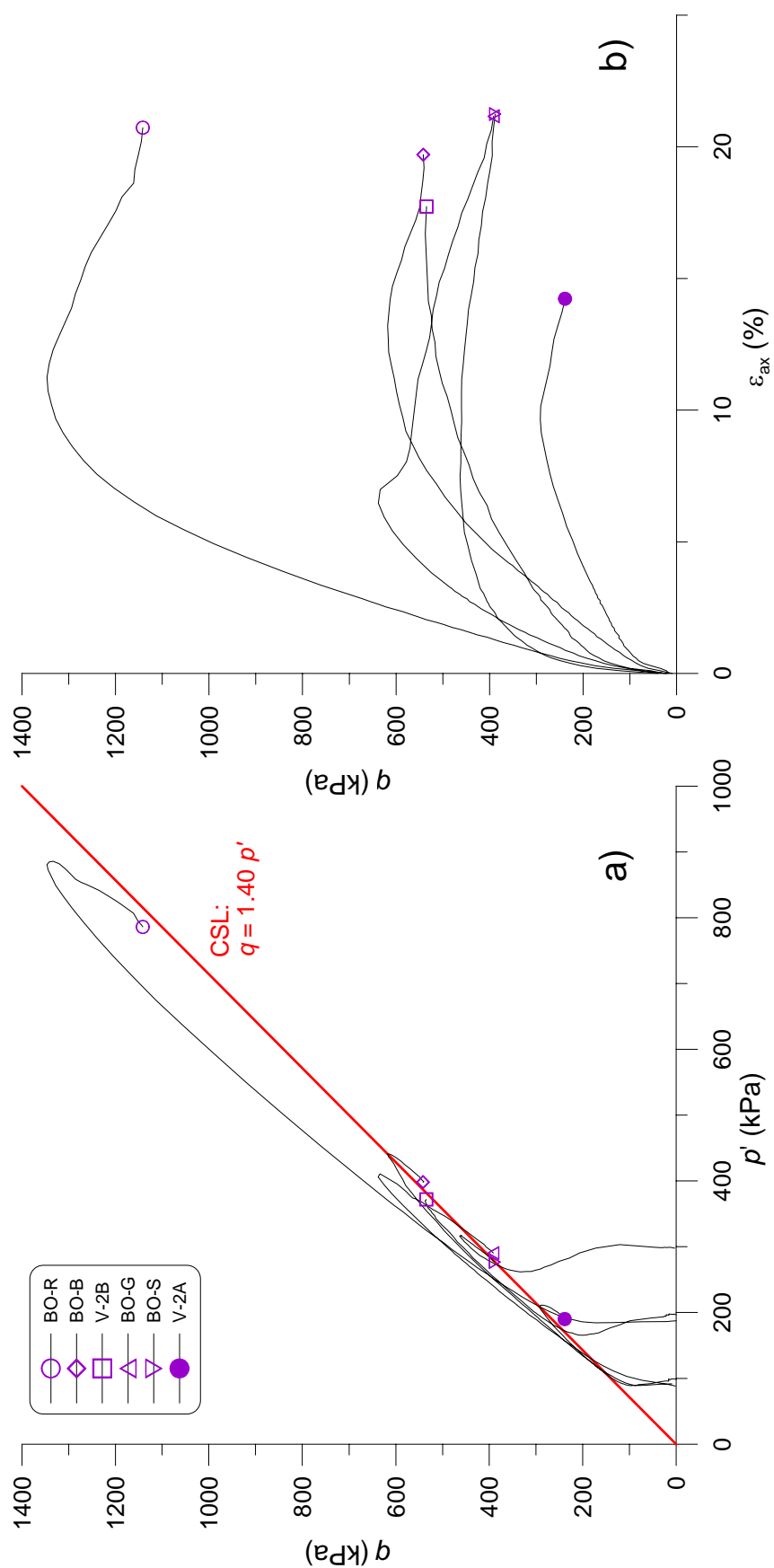
Slika 4.9: a) Napetostne poti v ravnini $q - p'$ in b) napetostno-deformacijske zveze v ravnini $q - \epsilon_{ax}$ nedreniranih triosnih preiskav kontrakcijskih vzorcev meljastega peska iz Boštanja

Figure 4.9: a) Stress paths in $q - p'$ plane and b) stress-strain response in $q - \epsilon_{ax}$ plane of contractive samples of Boštanj silty sand during undrained triaxial compression tests

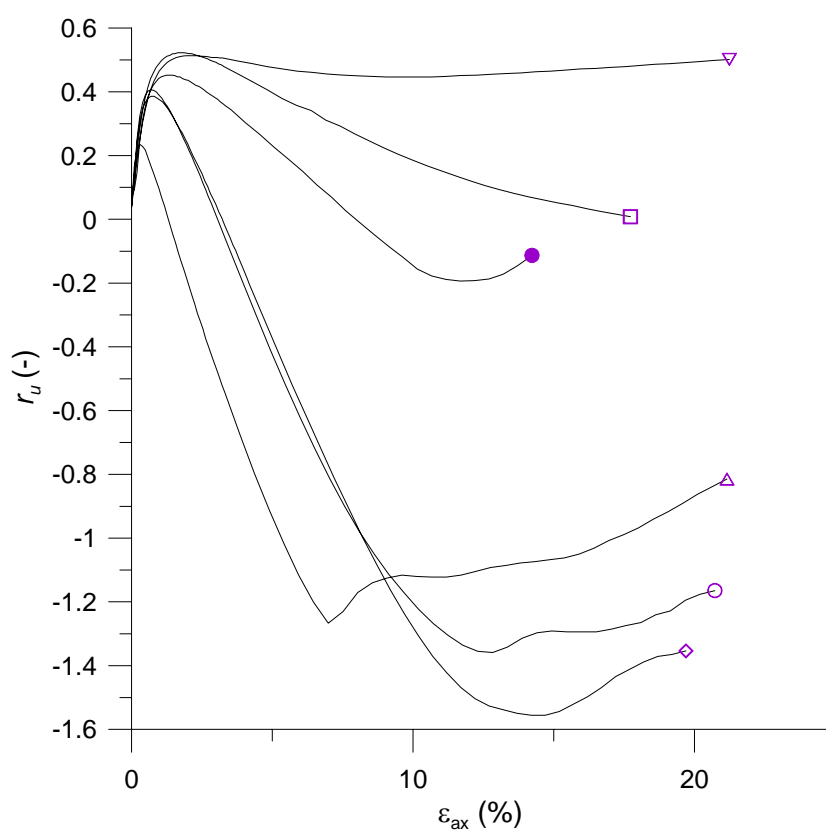


Slika 4.10: Zveza med količnikom porenega tlaka r_u in osno deformacijo kontrakcijskih vzorcev meljastega peska iz Boštanj

Figure 4.10: Pore pressure ratio r_u versus axial strain for contractive samples of Boštanj silty sand

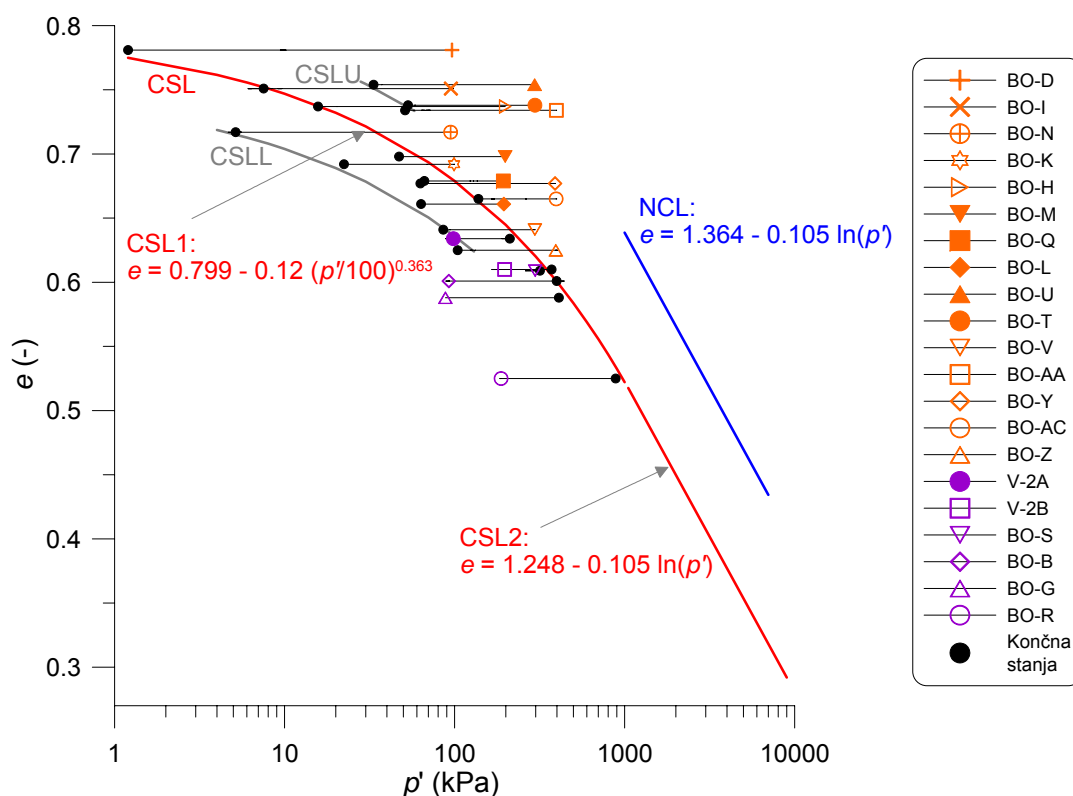


Slika 4.11: a) Napetostne poti v ravnini $q - p'$ in b) napetostno-deformacijske zveze v ravnini $q - \epsilon_{ax}$ nedreniranih triosnih preiskav dilatacijskih vzorcev meljastega peska iz Boštanjja
 Figure 4.11: a) Stress paths in $q - p'$ plane and b) stress-strain response in $q - \epsilon_{ax}$ plane of dilative samples of Boštanj silty sand during undrained triaxial compression tests



Slika 4.12: Zveza med količnikom pornega tlaka r_u in osno deformacijo dilatacijskih vzorcev meljastega peska iz Boštanja

Figure 4.12: Pore pressure ratio r_u versus axial strain for dilative samples of Boštanj silty sand



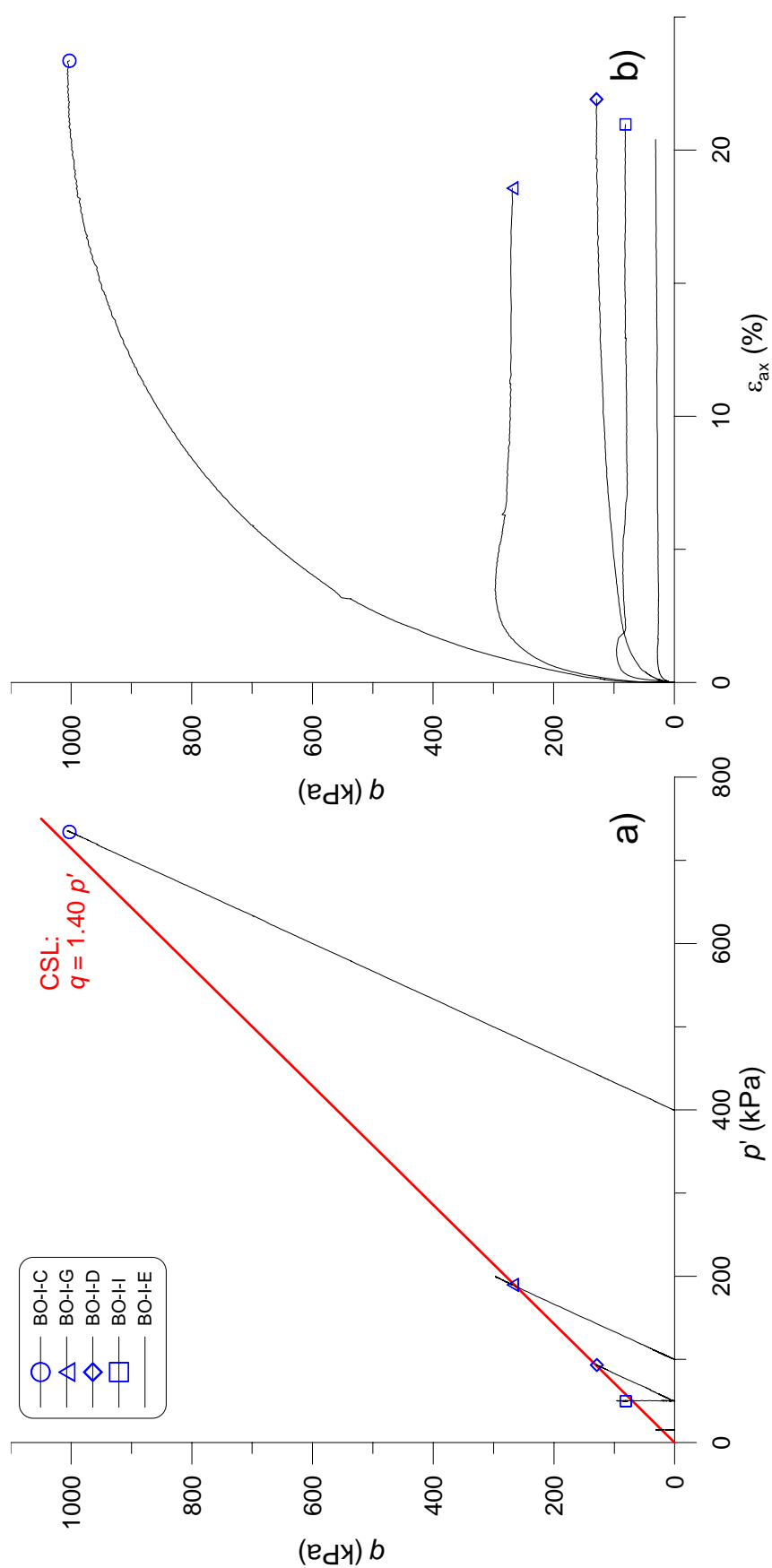
Slika 4.13: Volumsko-napetostne poti nedreniranih triosnih preiskav meljastega peska iz Boštanja v ravnini $e - \log p'$. Označena so začetna in končna (kritična) stanja preiskav, skupaj z obema deloma črte kritičnega stanja (CSL) s slike 4.18 (stran 203), črtama CSLU in CSLL s slike 5.8 (stran 289) in normalno kompresijsko črto (NCL) s slike 4.8 (stran 191).

Figure 4.13: Volume-stress paths of Boštanj silty sand in undrained triaxial compression tests in $e - \log p'$ plane. Initial and final (critical) states are marked in the figure along with both parts of the critical state line (CSL) from figure 4.18 (page 203), curves CSLU and CSLL from figure 5.8 (page 289) and normal compression line (NCL) from figure 4.8 (page 191).

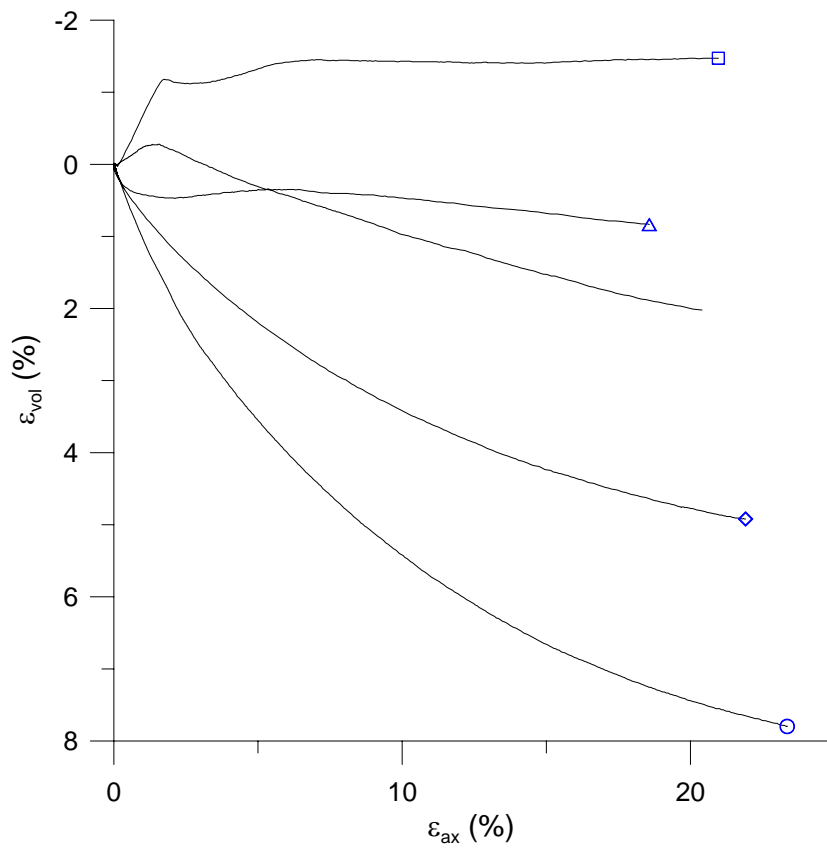
Triosne drenirane strižne preiskave. Za razliko od nedreniranih preiskav, smo drenirane izvedli na aparatih B&W in HP1. Preučevali smo obnašanje materiala pri standardnih in višjih napetostih od zelo majhnih do velikih deformacij. Prav tako kot pri nedreniranih vzorcih smo drenirane vzorce pripravili pri različnih začetnih količnikih por e_0 . Razpon količnikov por po izotropni kompresiji je bil enak $0.48 \div 0.78$. Ostali podatki o vseh preiskavah so zbrani v preglednici 3.10 na strani 180. Večina preiskav je bila standardnih dreniranih s konstantnim radialnim tlakom z izjemo vzorcev BO-I-E in BO-I-I, ki sta bila strižena pri konstantni napetosti p' .

Na sliki 4.14 so prikazane napetostne poti v ravnini $q - p'$ in napetostno-deformacijski diagrami v ravnini $q - \varepsilon_{ax}$ vseh dreniranih preiskav pri standardnih napetostih. Simboli, ki označujejo posamezne preiskave, ležijo v končnih točkah preiskav. S slike 4.14a lahko vidimo, da se črta kritičnega stanja v ravnini $q - p'$ ujema s črto kritičnega stanja nedreniranih preiskav (slike 4.9a in 4.11a). Diagram volumskih deformacij v odvisnosti od osnih deformacij je prikazan na sliki 4.15. S pozitivno vrednostjo je označena volumska kontrakcija materiala. Na sliki lahko vidimo, da se volumska deformacija pri nekaterih vzorcih še ni popolnoma ustalila, kar pomeni, da kritična stanja še niso popolnoma dosežena, trendi pa kažejo, da so jim končna stanja preiskav blizu. Podobno lahko vidimo na sliki 4.14a za vzorec BO-I-C.

Na sliki 4.16 so prikazane napetostne poti v ravnini $q - p'$ in napetostno-deformacijski diagrami v ravnini $q - \varepsilon_{ax}$ dreniranih preiskav pri višjih napetostih. Prav tako je na sliki 4.16a narisana črta kritičnega stanja v ravnini $q - p'$, ki ima enak naklon kot predhodno predstavljene črte kritičnega stanja nedreniranih in dreniranih preiskav (slike 4.9a, 4.11a in 4.14a). Simboli, s katerimi lahko ločimo posamezne preiskave, so postavljeni v končne točke preiskav. Za primerjavo so na sliki 4.16 prikazane tudi črte vseh ostalih triosnih preiskav. Padanje napetosti q po doseženem vrhu je verjetno posledica lokalizacij deformacij vzdolž strižnih pasov, zato kritična stanja niso mogla biti dosežena popolnoma. Vrhne točke se zelo dobro ujemajo z narisano črto kritičnega stanja, kar kaže na to, da so zelo blizu kritičnih stanj. Diagram volumske deformacije v odvisnosti od osne deformacije je prikazan na sliki 4.17, pri čemer pozitivne vrednosti pomenijo volumsko kontrakcijo. Na sliki lahko vidimo, da se volumske deformacije še niso popolnoma ustalile. Odziv materiala pri vseh izvedenih dreniranih preiskavah v volumsko-napetostni ravnini $e - \log p'$ je prikazan na sliki 4.18. Z različnimi simboli so prikazana začetna stanja preiskav, črne pike pa prikazujejo posamezna končna stanja. Vidimo lahko, da končna stanja ležijo zelo blizu enotne črte kritičnega stanja, ki smo jo razdelili na dva dela in sicer: ukrivljenega pri napetostih do $p' = 1$ MPa (označen s CSL1) in ravnega dela pri višjih napetostih (označen s CSL2). Ravni del se bi dejansko lahko pričel že pri napetosti okoli $p' \simeq 400$ kPa. Enačba dela CSL1 je enaka $e = 0.799 - 0.12 (p'/100)^{0.363}$ (oblika po Li in Wang, 1998), dela CSL2 pa $e = 1.248 - 0.105 \ln(p')$. Na sliki 4.18 je narisana tudi normalna kompresijska črta izotropne kompresije (NCL) s slike 4.8 (stran 191), skupaj z enačbo $e = 1.364 - 0.105 \ln(p')$, s katero je definirana. Vidimo lahko, da sta ravni črti CSL2 in NCL vzporedni, kar je v skladu s teoretičnim okvirom kritičnega stanja. Črti CSL1 in CSL2 sta prikazani tudi na sliki 4.13.

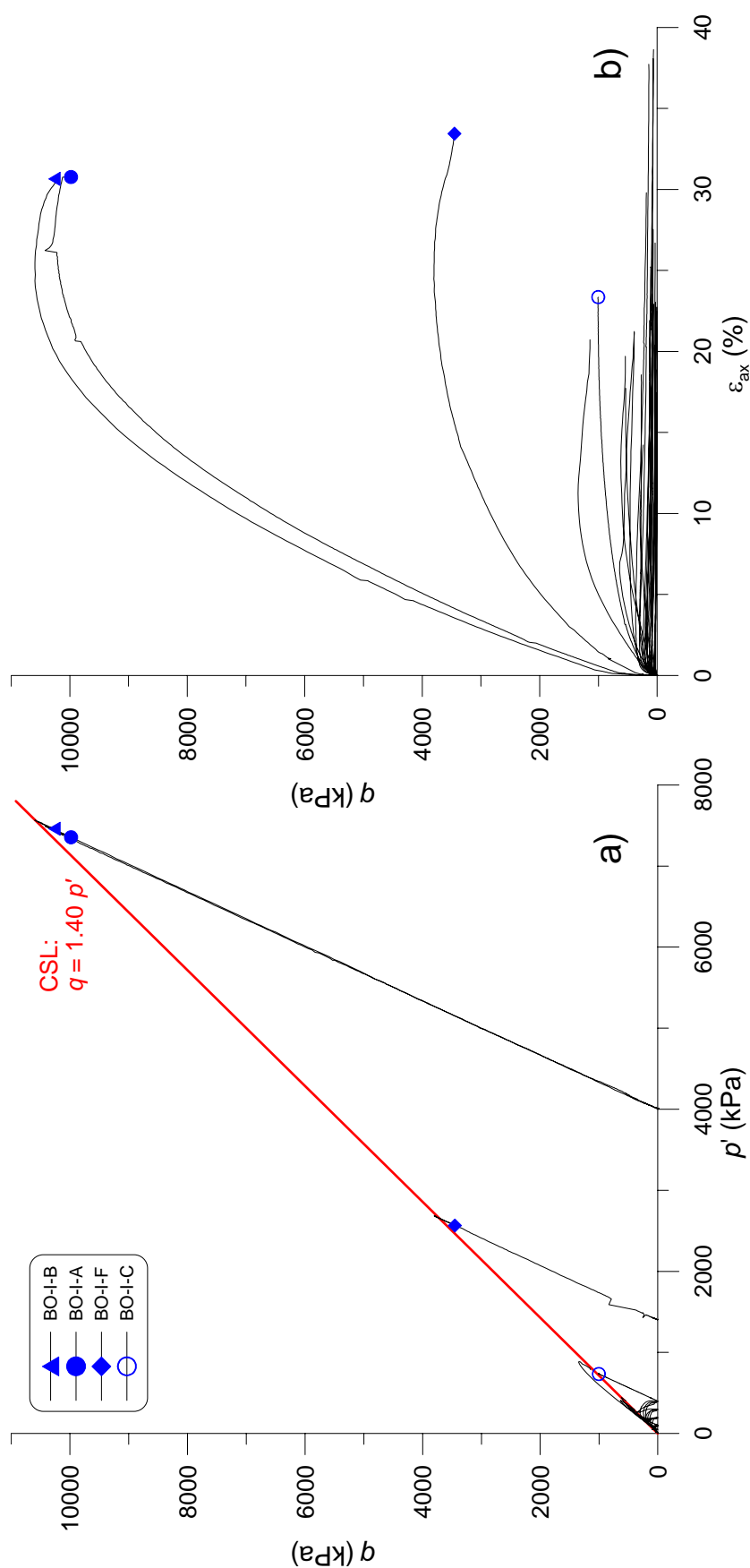


Slika 4.14: a) Napetostne poti v ravnini $q - p'$ in b) napetostno-deformacijske zveze v ravnini $q - \epsilon_{ax}$ dreniranih triosnih preiskav pri standardnih napetostih na vzorcih meljastega peska iz Boštanja
 Figure 4.14: a) Stress paths in $q - p'$ plane and b) stress-strain response in $q - \epsilon_{ax}$ plane of Boštanj silty sand samples during drained triaxial compression tests at standard pressures

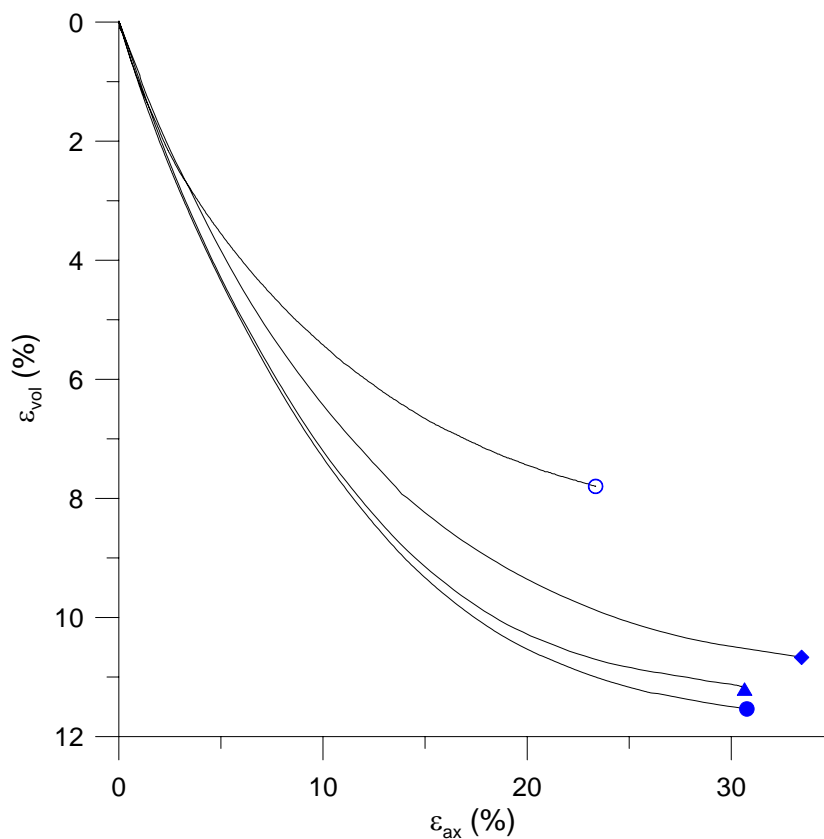


Slika 4.15: Zveza med volumsko in osno deformacijo za drenirano triosno kompresijo vzorcev meljastega peska iz Boštanj pri standardnih napetostih

Figure 4.15: Volumetric versus axial strain for samples of Boštanj silty sand during drained triaxial compression at standard pressures

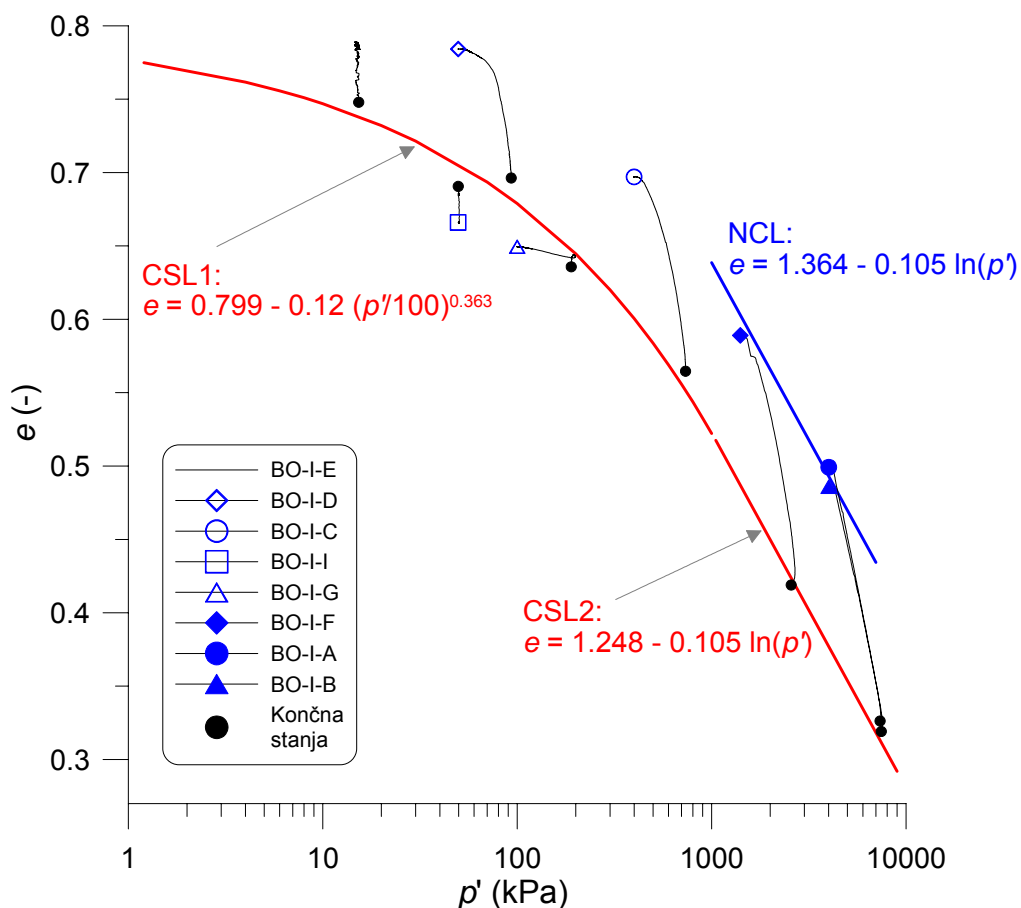


Slika 4.16: a) Napetostne poti v ravnini $q - p'$ in b) napetostno-deformacijske zveze v ravnini $q - \epsilon_{ax}$ dreniranih triosnih preiskav pri višjih napetostih na vzorcih meljastega peska iz Boštanja. Za primerjavo so prikazane tudi vse ostale preiskave pri standardnih napetostih. Figure 4.16: a) Stress paths in $q - p'$ plane and b) stress-strain response in $q - \epsilon_{ax}$ plane of Boštanj silty sand samples during drained triaxial compression tests at higher pressures. For comparison, all the other tests are superimposed in the figure.



Slika 4.17: Zveza med volumsko in osno deformacijo za drenirano triosno kompresijo vzorcev meljastega peska iz Boštanj pri višjih napetostih

Figure 4.17: Volumetric versus axial strain for samples of Boštanj silty sand during drained triaxial compression at higher pressures



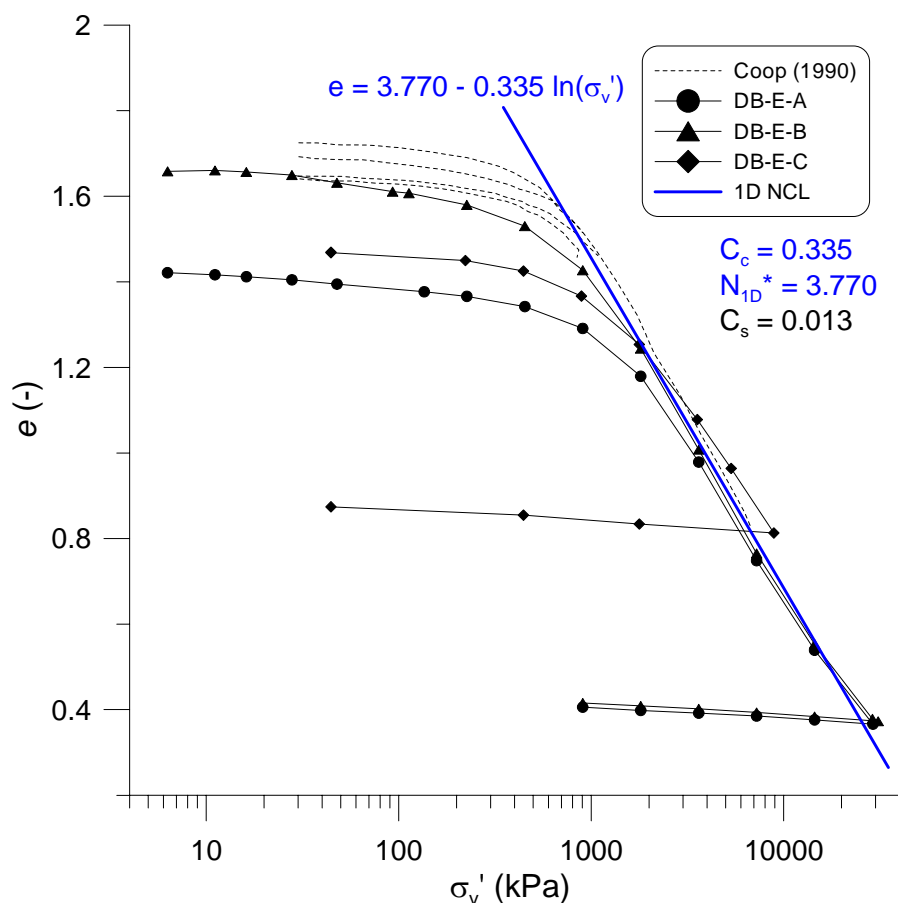
Slika 4.18: Volumsko-napetostne poti dreniranih triosnih preiskav meljastega peska iz Boštanj v ravnini $e - \log p'$. Označena so začetna in končna (kritična) stanja preiskav, skupaj s črto kritičnega stanja (CSL) in normalno kompresijsko črto (NCL) s slike 4.8.

Figure 4.18: Volume-stress paths of Boštanj silty sand in drained triaxial compression tests in $e - \log p'$ plane. Initial and final (critical) states are marked in the figure along with the critical state line (CSL) and normal compression line (NCL) from figure 4.8.

4.2.3 Preiskave stisljivosti peska Dogs Bay

Glede na časovne zmožnosti smo uspeli izvesti le tri preiskave stisljivosti peska Dogs Bay v edometru s ciljem po dopolnitvi že objavljenih rezultatov iz literature (Coop, 1990). Preučevali smo drobljenje materiala pri tem načinu obremenjevanja, kar poprej ni bilo raziskano. Material smo obremenili do precej višjih napetosti od do sedaj raziskanih.

Vse črte stisljivosti v ravnini $e - \log \sigma'_v$, skupaj s podatki Coop (1990), so prikazane na sliki 4.19. Največja dosežena vertikalna napetost σ'_v je enaka 31 MPa. Podatki o začetnih količnikih por e_0 in največji doseženi vertikalni napetosti σ'_v posameznih preiskav so prikazani v preglednici 3.8 na strani 178. Črte stisljivosti so po pričakovanju pri nižjih napetostih položne in vzporedne, nato pa pri dovolj visoki vertikalni napetosti σ'_v konvergirajo k enotni ravni enodimenzionalni normalni kompresijski črti (1D NCL), ki je definirana z enačbo $e = 3.770 - 0.335 \ln(\sigma'_v)$. Enotna črta 1D NCL je ne glede na različne začetne količnike por dosežena pri vertikalni napetosti okoli $\sigma'_v \simeq 2$ MPa. To je nižja napetost kot pri meljastem pesku iz Boštanja, kjer do enotne črte 1D NCL pride pri $\sigma'_v = 3 \div 4$ MPa (slika 4.7, stran 189), razlog za to pa je v večjem drobljenju zrn peska Dogs Bay. Tudi naklon črte 1D NCL peska Dogs Bay je precej večji od naklona črte 1D NCL meljastega peska iz Boštanja. Poleg tega pa so količniki por peska Dogs Bay veliko večji kot pri meljastem pesku iz Boštanja. Razlog za to je v enakomerni zrnivosti materiala in odprti oglati obliki zrn peska Dogs Bay. Na sliki 4.19 so podane tudi vrednosti parametrov C_c , N_{1D}^* in C_s glede na enačbi (3.16, stran 118) in (3.17, stran 118). Med razbremenjevanjem materiala je razbremenilni indeks (angl. swelling index) C_s enak 0.013.



Slika 4.19: Krivulje stisljivosti edometriških preiskav peska Dogs Bay v ravnini $e - \sigma'_v$, skupaj z 1D normalno kompresijsko črto (1D NCL), njeno enačbo in vrednostmi parametrov C_c , N_{1D}^* in C_s . Preiskave, označene s črtkanimi črtami, je izvedel Coop (1990).

Figure 4.19: 1D compression curves from oedometer tests on Dogs Bay sand in $e - \sigma'_v$ plane along with the 1D normal compression line (1D NCL), its equation and values of parameters C_c , N_{1D}^* and C_s . Tests shown by dashed lines were performed by Coop (1990).

4.2.4 Triosne preiskave peska Dogs Bay

Izotropna kompresija. V okviru disertacije smo izvedli preiskave peska Dogs Bay v izotropni kompresiji. Vzorce smo pripravili pri različnih začetnih količnikih por v razponu $e_0 = 1.39 \div 1.61$ in jih obremenili in razbremenili v izotropni kompresiji do največje napetosti $p'_{\max} = 4.4$ MPa. Podatki o preiskavah so navedeni v preglednici 3.11 na strani 180.

Dobljene volumsko-deformacijske črte izotropne kompresije v ravnini $e - \log p'$, skupaj s črtami Jovičić in Coop (1997), so prikazane na sliki 4.20. Vidimo lahko, da se sprva položne in vzporedne črte s povečevanjem napetosti p' krivijo in približujejo enotni ravni normalni kompresijski črti NCL, ki jo dosežejo pri napetosti p' okoli 2 MPa. Ta napetost je le malo nižja od napetosti pri meljastem pesku iz Boštanja. Črta NCL je definirana z enačbo $e = 3.765 - 0.335 \ln(p')$, pri čemer so vrednosti parametrov λ , N^* in κ glede na enačbe (4.1)-(4.3) s strani 190 tudi dodane na sliko. Vrednost naklona κ med izotropnim razbremenjevanjem je enaka $\kappa = 0.0075$. Predstavlja zelo podobno vrednost, kot jo ima meljast pesek iz Boštanja. Naklon λ med izotropnim obremenjevanjem pa je dosti večji kot pri meljastem pesku iz Boštanja. Razlog za to je v enakomerni zrnivosti in zelo šibkih zrnih peska Dogs Bay.

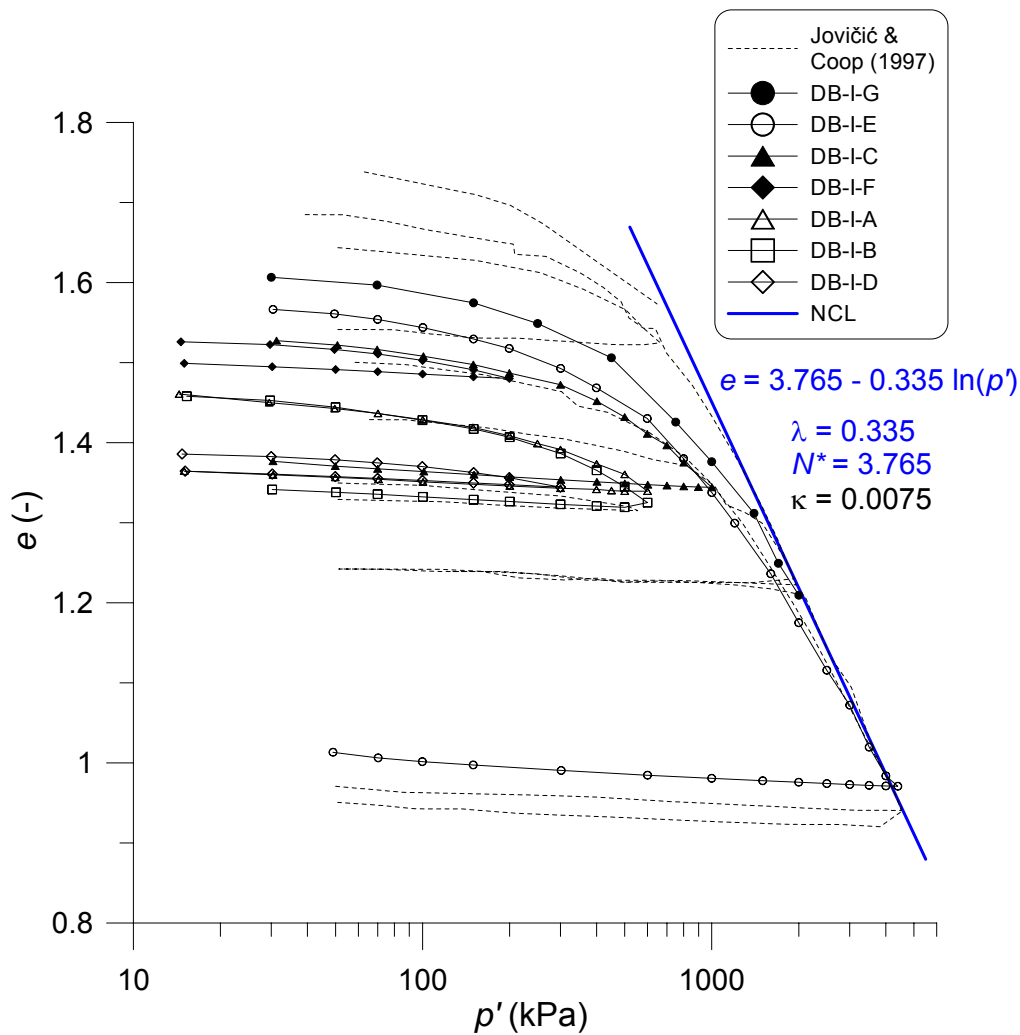
Cilj preiskav je bil meriti togost G_0 z bender elementi vzdolž izotropnih kompresijskih črt in s pomočjo tega iskati povezave med količino drobljenja in togostjo G_0 . V ta namen smo želeli doseči črto NCL in nato razbremeniti vzorec. Primerjalni vzorec pa nato rekonstituirati pri manjšem količniku por in ga s prvo obremenitvijo pripeljati v podobno volumsko-napetostno stanje $e - p'$ kot predhodni vzorec. Na žalost nam ni uspelo pripraviti dovolj rahlega vzorca, da bi uspeli doseči črto NCL že pri nizkih napetostih, kljub temu, da smo poskušali z različnimi metodami priprave vzorcev (glej preglednico 3.11 (stran 180) in poglavje 3.3.5). Poleg tega smo imeli okvaro pri meritvah z bender elementi pri vzorcih DB-I-A in DB-I-B.

Drenirane in nedrenirane triosne strižne preiskave. Do sedaj je bil pesek Dogs Bay v določenih aspektih podrobno preiskan. Rezultati triosnih preiskav so objavljeni predvsem v delih Coop (1990), Coop in Lee (1993) in Coop in Jovičić (1997). Material je sestavljen iz zelo drobljivih večinoma karbonatnih zrn, kar pomeni, da se procesi na mikro nivoju (kot na primer drobljenje, menjava medsebojnih leg med zrn) odvijajo bolj pospešeno kot pri peskih, ki imajo močnejša zrna. Tu velja omeniti, da so bile začetne krivulje zrnivosti vseh vzorcev v edometrih in triosnih celicah enake krivulji zrnivosti s slike 4.4 (stran 185), pri čemer smo material za vsak vzorec sestavili glede na postopek, ki je opisan v poglavju 3.1.1.

Na sliki 4.21 so prikazana kritična stanja dreniranih preiskav in napetostne poti nedreniranih preiskav v ravnini $q - p'$ pri obremenjevanju peska Dogs Bay s standardnimi napetostmi. Slika prikazuje tudi lego črte kritičnega stanja (CSL) v napetostni ravnini $q - p'$ skupaj z njeno enačbo $q = 1.65 p'$. Naklon črte CSL je večji od naklona pri meljastem pesku iz Boštanja, ki ima črto CSL definirano z enačbo $q = 1.40 p'$.

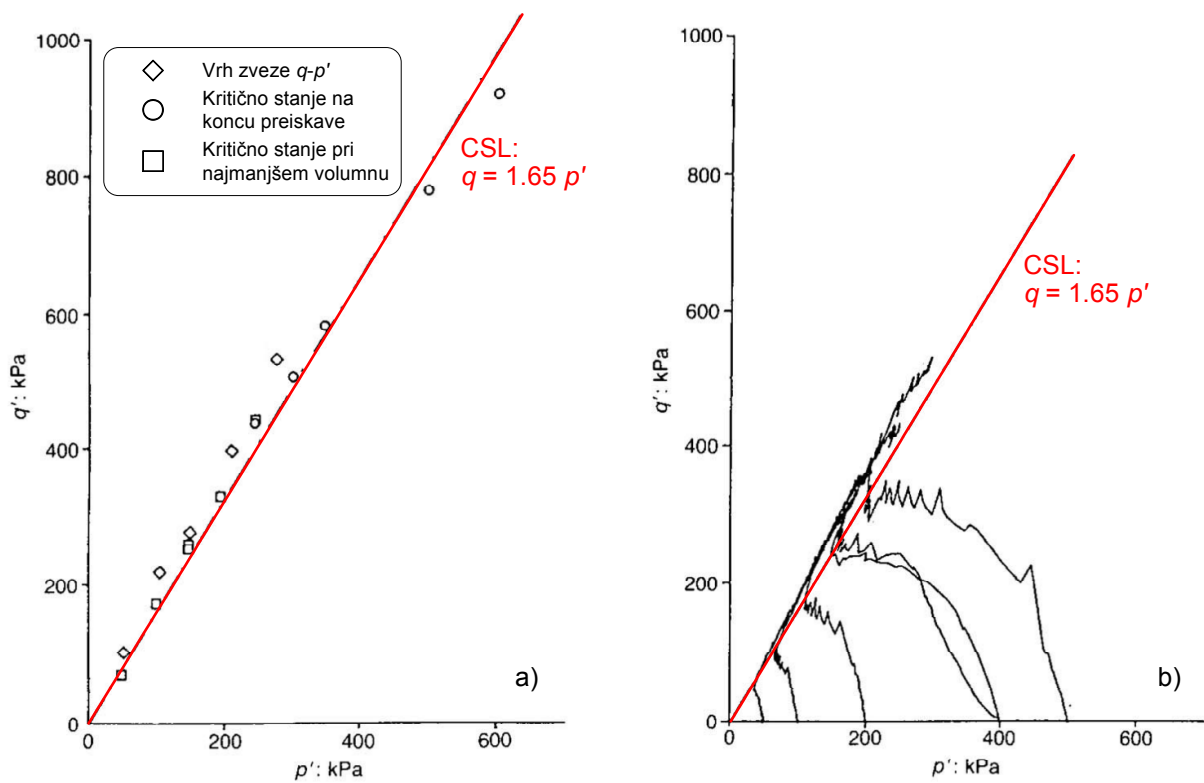
Napetostne poti v ravnini $q - p'$ pri visokih napetostih so prikazane na sliki 4.22, skupaj s črto CSL, ki ohranja isti naklon, ne glede na veliko drobljenje zrn med obremenjevanjem. Normal-

izirane napetostne poti glede na parameter p'_p s slike 2.17 (stran 25) za nedrenirane in drenirane preiskave smo prikazali na slikah 2.18a in 2.18b (stran 26). Volumsko-napetostne poti istih preiskav pa na sliki 2.42 (stran 45). Tipične napetostno-deformacijske diagrame peska Dogs Bay lahko najdemo v Coop (1990). Tu velja povedati, da so kljub velikemu drobljenju zrn kritična stanja v smislu konstantnega volumna lahko dosežena.



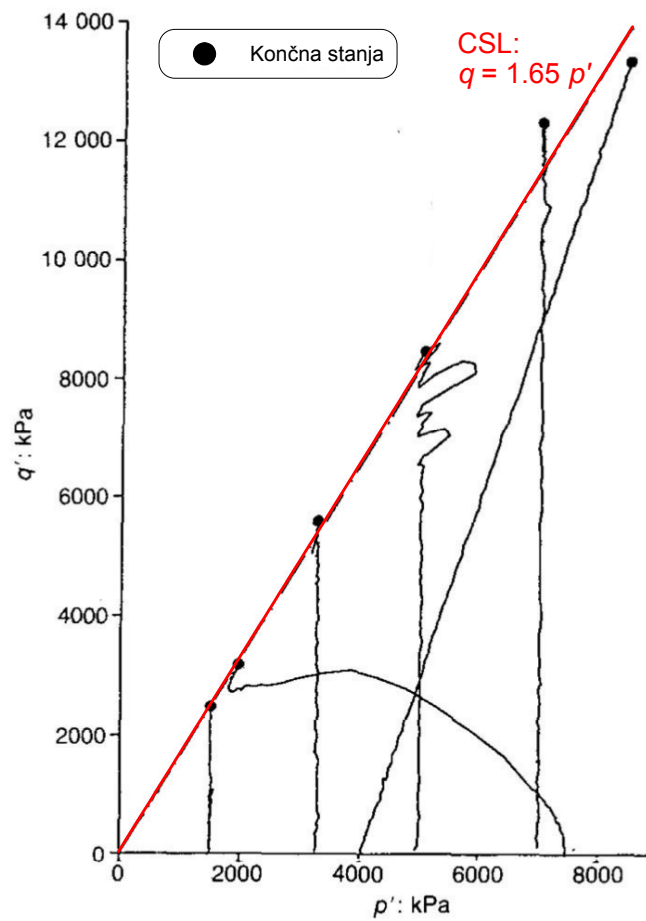
Slika 4.20: Črte izotropne kompresije peska Dogs Bay v ravnini $e - p'$, skupaj s črto NCL in parametri λ , N^* in κ . Preiskave, označene s črtkanimi črtami sta izvedla Jovičić in Coop (1997).

Figure 4.20: Isotropic compression curves of Dogs Bay sand in $e - p'$ plane along with NCL and parameters λ , N^* and κ . Tests shown by dashed lines are performed by Jovičić and Coop (1997).



Slika 4.21: a) Krična stanja dreniranih triosnih preiskav v ravnini $q - p'$ in b) napetostne poti nedreniranih triosnih preiskav v ravnini $q - p'$ peska Dogs Bay pri standardnih napetostih (prirejeno po Coop, 1990)

Figure 4.21: a) Critical states of drained triaxial tests in $q - p'$ plane and b) stress paths of undrained triaxial tests in $q - p'$ plane on Dogs Bay sand at standard pressures (adapted from Coop, 1990)



Slika 4.22: Napetostne poti triosnih preiskav peska Dogs Bay pri visokih tlakih v ravnini $q - p'$ (prirejeno po Coop, 1990)

Figure 4.22: Stress paths for high pressure triaxial tests of Dogs Bay sand in $q - p'$ plane (adapted from Coop, 1990)

4.3 Odnos med napetostmi in deformacijami pri majhnih in zelo majhnih deformacijah

4.3.1 Triosne preiskave meljastega peska iz Boštanj

Meritve togosti G_0 in interpretacija z bender elementi. Strižno togost G_0 pri zelo majhnih deformacijah smo merili z bender elementi. Zanimalo nas je, ali tudi za meljast pesek iz Boštanj obstaja enotna ravna črta $G_{0(NCL)}$ (definirana z enačbo (2.14), stran 27) v ravnini $\log G_0 - \log p'$. Pri interpretaciji meritev smo uporabljali tri različne metode, in sicer: metodo prvega prihoda v časovni domeni (angl. first time arrival, TD), metodo s spremembo faze v frekvenčni domeni (angl. phase change method, FD) in metodo navzkrižne korelacije (angl. cross-correlation, CC). Vse tri metode so natančno obrazložene v poglavjih 3.4.5-3.4.7.

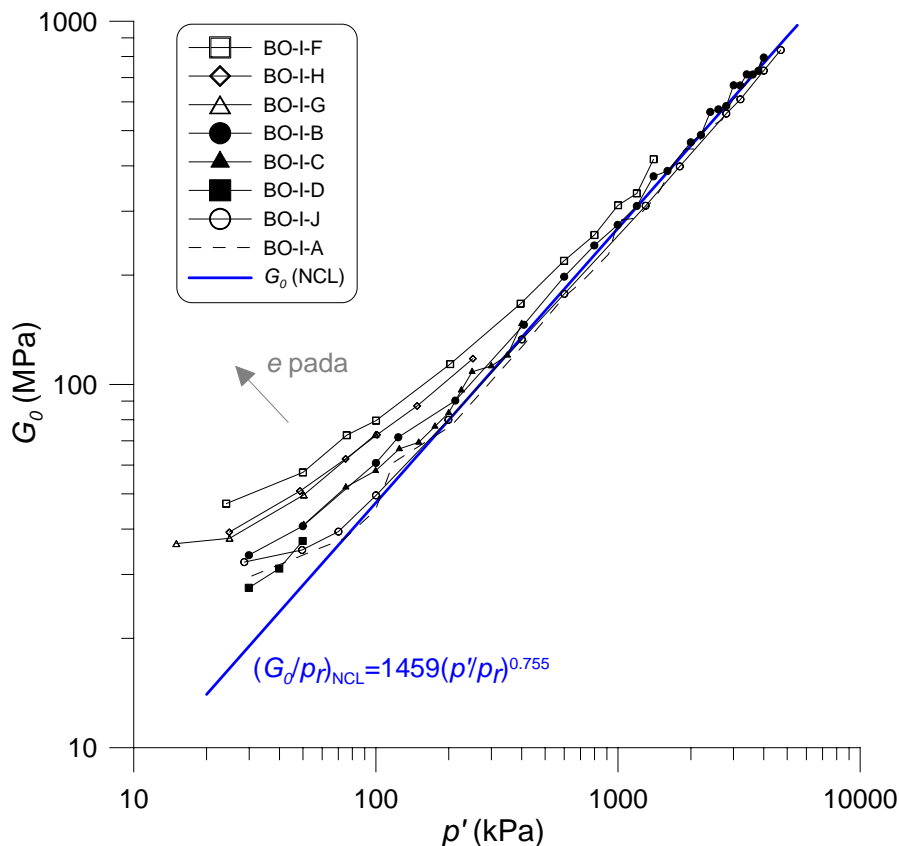
Na sliki 4.23 je prikazana zveza med togostjo G_0 , ki je bila izračunana z metodo prvega prihoda v časovni domeni in napetostjo p' med prvim obremenjevanjem materiala v izotropni kompresiji. Pripadajoče volumsko-napetostne poti obremenjevanja so bile že prikazane na sliki 4.8 (stran 191). Na sliki lahko vidimo, da so bili vzorci pripravljani pri različnih začetnih količnikih por, kar je razlog za začetne razlike v togosti G_0 in sicer: manjši kot je količnik por, večja je togost G_0 . Slika 4.23 kaže, da s povečevanjem napetosti p' togost G_0 konvergira k enotni ravni črti $G_{0(NCL)}$ v ravnini $\log G_0 - \log p'$, ki je definirana z enačbo $(G_0/p_r) = 1459(p'/p_r)^{0.755}$. Pomen parametrov v enačbi je obrazložen na strani 27. Glede na enotnost črte NCL je bilo za pričakovati tudi enotnost črte $G_{0(NCL)}$ (Jovičić in Coop, 1997).

Togost G_0 med izotropnim razbremenjevanjem vzorca BO-I-J, ki je že bil na črti $G_{0(NCL)}$ (slika 4.23), izračunana z metodo TD, je prikazana na sliki 4.24. Primerjava med slikama 4.23 in 4.24 pokaže, da so togosti G_0 višje med razbremenjevanjem kot med obremenjevanjem. Razlog za to je v nižjem količniku por in vplivu prekonsolidacije.

Za določene vzorce smo togost G_0 izračunali tudi s preostalima metodama (FD in CC). Na sliki 4.25 je prikazana togost G_0 interpretirana z metodo FD. Vidimo lahko, da je konvergenca k enotni črti $G_{0(NCL)}$ veliko slabša od konvergence pri uporabi metode TD s slike 4.23, kar kaže na slabšo zanesljivost metode FD glede na metodo TD. Isto velja za metodo CC, za katero je jasno, da so dobljene vrednosti zelo odvisne od narave signalov (poglavje 3.4.6).

Na slikah 4.26-4.30 so prikazane primerjave med togostjo G_0 izračunano z vsemi tremi metodami. Na slikah je dodana tudi črta $G_{0(NCL)}$, izračunana z uporabo metode TD. Na vseh slikah lahko vidimo, da so vrednosti G_0 izračunane z metodo FD in CC nižje od vrednosti G_0 izračunanih z metodo TD. Podobne trende na primer zasledijo tudi Fonseca s sod. (2009), Alvarado (2007) in Greening in Nash (2004). Poleg tega se vrednosti G_0 izračunane z metodama FD in CC navadno precej ujemajo.

Razlike v izračunanih togostih G_0 glede na omenjene tri metode smo kvantificirali z izračunom relativne napake E_{rr} , pri kateri smo za referenčne vrednosti vzeli vrednosti G_0 dobljene z



Slika 4.23: Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' za meljast pesek iz Boštanj med prvim obremenjevanjem v izotropni kompresiji. Krivulje v ravnini $\log G_0 - \log p'$ konvergirajo k enotni ravni črti $G_{0(NCL)}$, katere enačba je tudi podana na sliki.

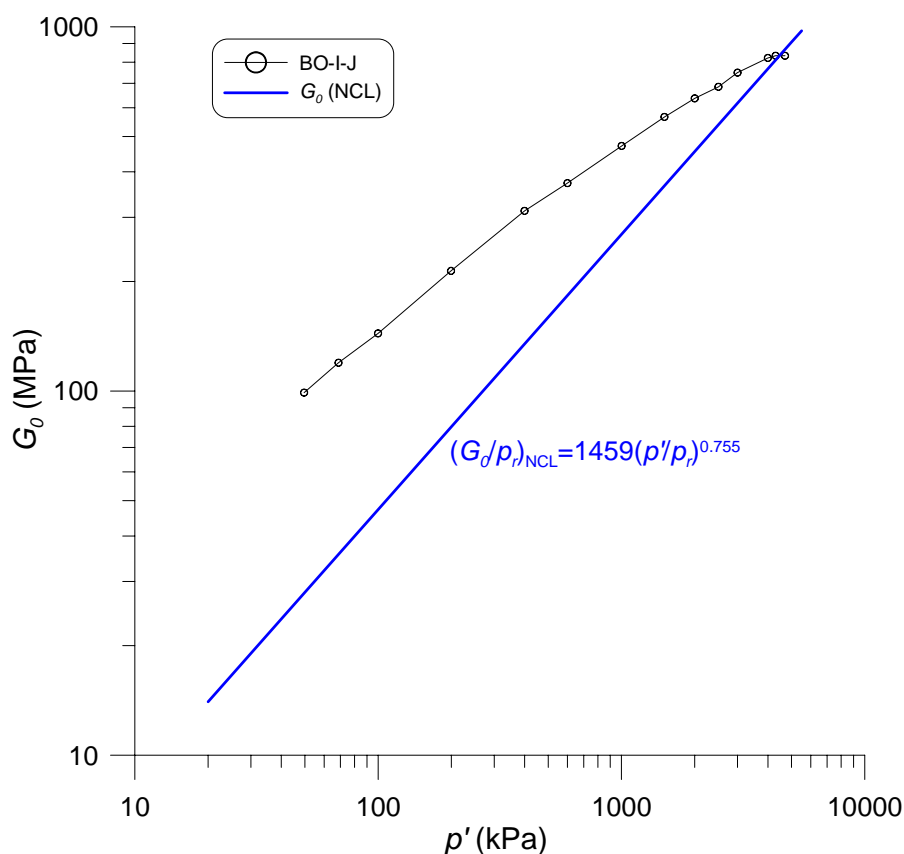
Figure 4.23: Stiffness G_0 versus stress p' for Boštanj silty sand during isotropic compression first loading. Curves converge towards a unique straight line $G_{0(NCL)}$ in $\log G_0 - \log p'$ plane, for which the equation is given on the plot.

metodo TD. E_{rr} smo izračunali glede na naslednjo zvezo:

$$E_{rr} = \frac{G_{0,TD} - G_{0,i}}{G_{0,TD}}, \quad (4.5)$$

kjer je $G_{0,i}$ vrednost G_0 izračunana z metodo FD ali CC, $G_{0,TD}$ pa je vrednost G_0 izračunana z metodo TD. Vrednosti E_{rr} v odvisnosti od napetosti p' so za preiskave BO-I-B, BO-I-C, BO-I-D, BO-I-F in BO-I-J prikazane na sliki 4.31. Jasno lahko vidimo precej večje napake v izračunu G_0 pri triosni celici B&W (preiskavi BO-I-C in BO-I-D) kot pri celici HP1 (ostale preiskave). S tem se kaže nekonsistentnost metod FD in CC glede na različne sistemske robne pogoje, kot so na primer: dimenzije vzorca, dimenzije bender elementov, robni pogoji različnih celic, ipd. O podobnih odstopanjih poročajo v poročilu mednarodnega društva ISSMGE, v katerem so primerjani rezultati merjenj z bender elementi v različnih laboratorijih po svetu (Yamashita s sod., 2007). Tu je potrebno dodati, da so relativne napake E_{rr} reda velikosti do 38%, kar je nedopustno.

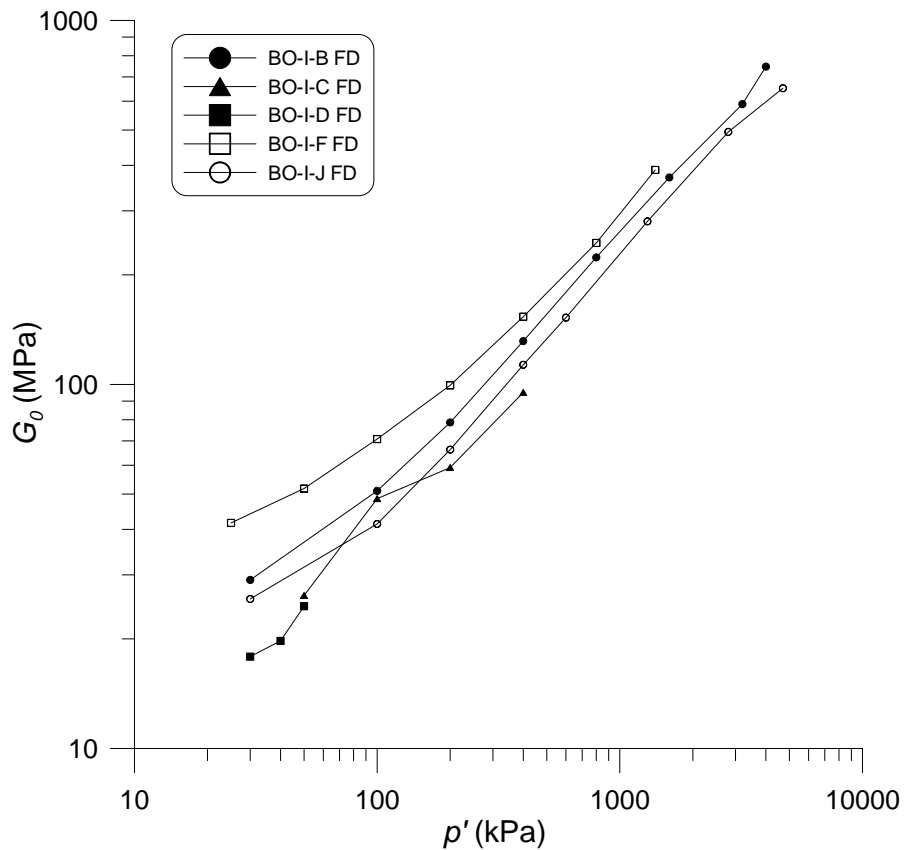
Glede na prikazane primerjave med metodami interpretacije meritev togosti G_0 se vidi, da je



Slika 4.24: Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' za vzorec BO-I-J med izotropnim razbremenjevanjem

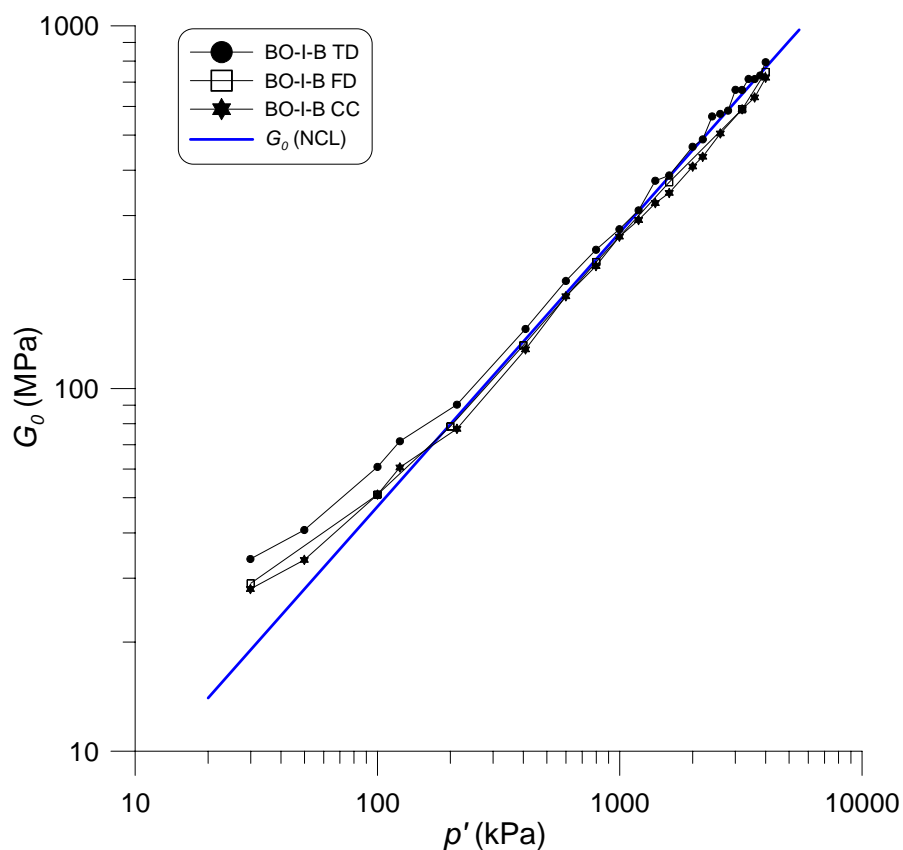
Figure 4.24: Stiffness G_0 versus stress p' for sample BO-I-J during isotropic unloading

določitev razpoznavnih ostrih časov prihoda strižnega vala v časovni domeni s hkratno primerjavo večih signalov različnih frekvenc pulznega vzbujanja (poglavje 3.4.5) najbolj zanesljiv pristop določanja togosti G_0 . Slabost metode FD je predvsem v tem, da vplivi disperzije in večih nihajnih oblik prikrijejo dejanski odziv materiala, ki ga zato težko izluščimo iz zveze faza-frekvenca. Metoda CC pa je že sama po sebi nezanesljiva zaradi razlik med oddanim in sprejetim signalom. Metodi FD in CC sta tudi odvisni od uporabljenega sistema merjenja in v tem smislu nekonsistentni.



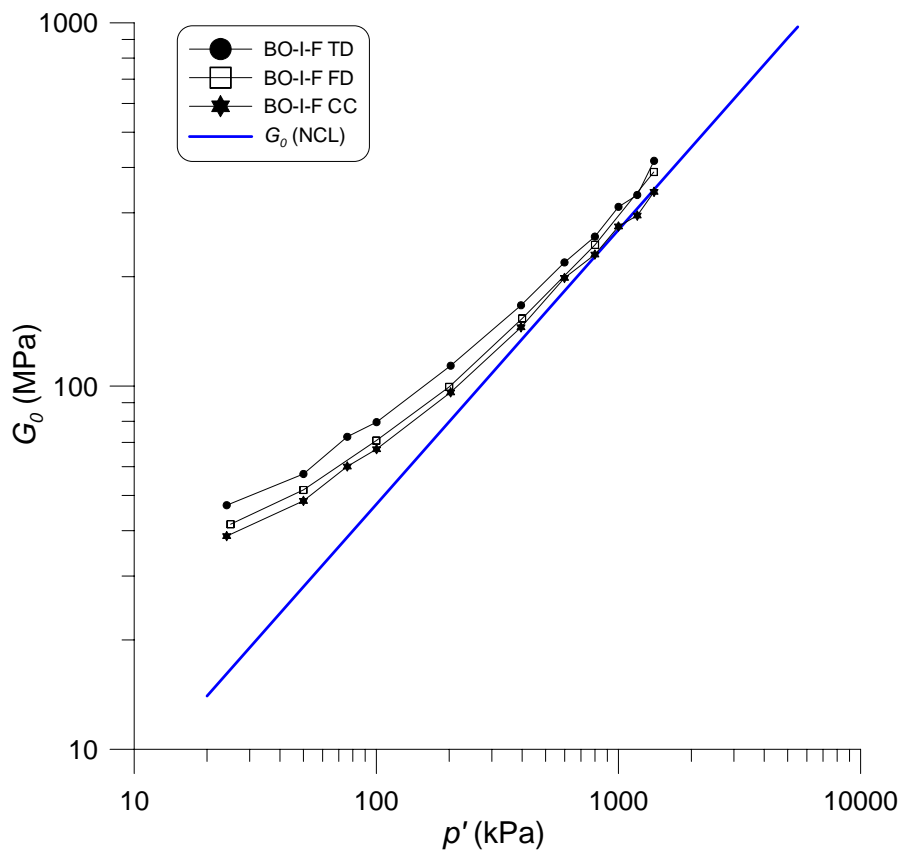
Slika 4.25: Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' za različne vzorce meljastega peska iz Boštanja izračunana z metodo FD. Vidimo lahko slabšo konvergenco k enotni ravni črti s povečevanjem napetosti p' v primerjavi z metodo TD s slike 4.23.

Figure 4.25: Stiffness G_0 versus stress p' for various samples calculated using frequency domain method. The poorer convergence towards a unique linear trend with the stress p' increase can be observed in comparison with the time domain method in figure 4.23.



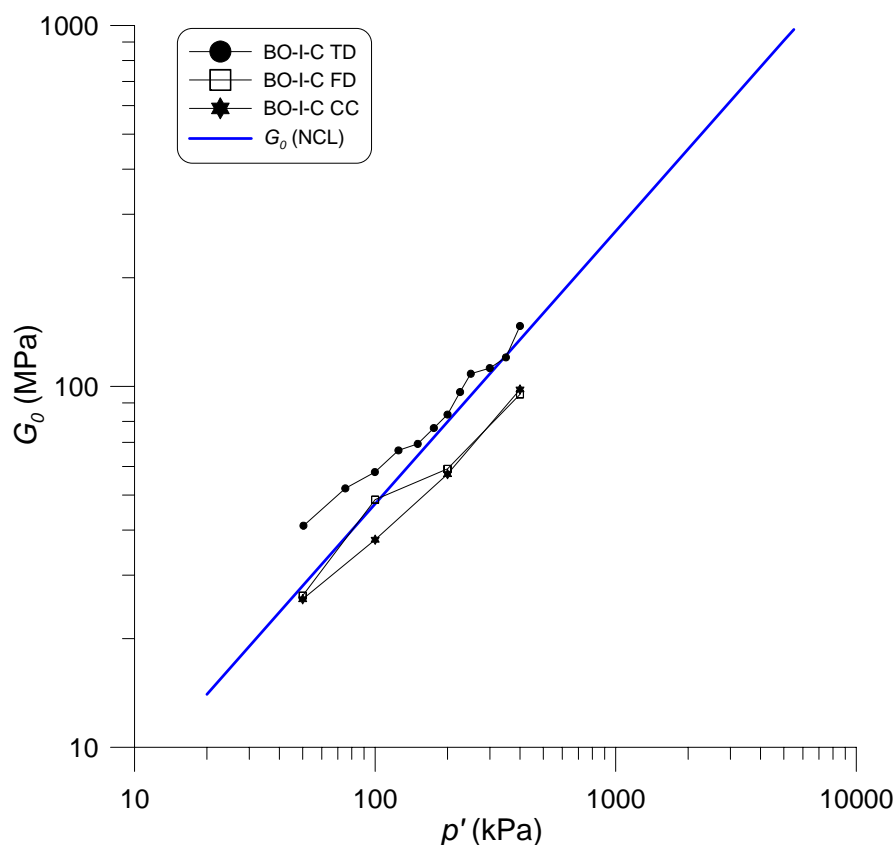
Slika 4.26: Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' izračunana po metodah TD, FD in CC za vzorec BO-I-B med izotropnim obremenjevanjem

Figure 4.26: Stiffness G_0 versus stress p' for sample BO-I-B during isotropic compression loading calculated using time domain (TD), frequency domain (FD) and cross-correlation (CC) methods



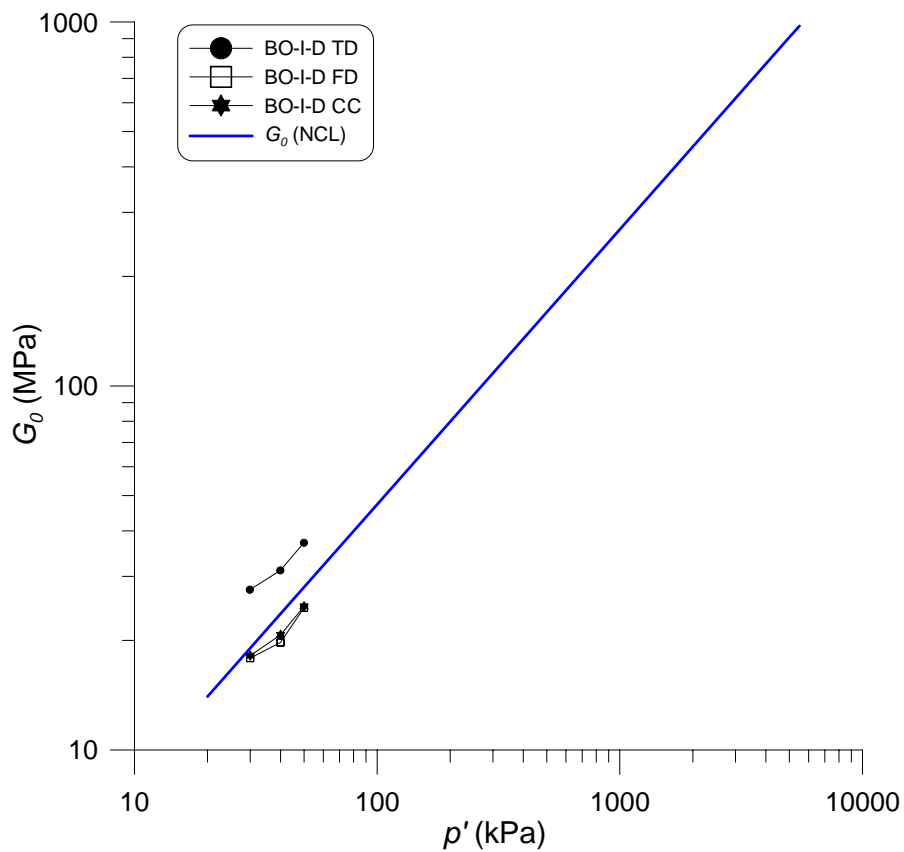
Slika 4.27: Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' izračunana po metodah TD, FD in CC za vzorec BO-I-F med izotropnim obremenjevanjem

Figure 4.27: Stiffness G_0 versus stress p' for sample BO-I-F during isotropic compression loading calculated using time domain (TD), frequency domain (FD) and cross-correlation (CC) methods



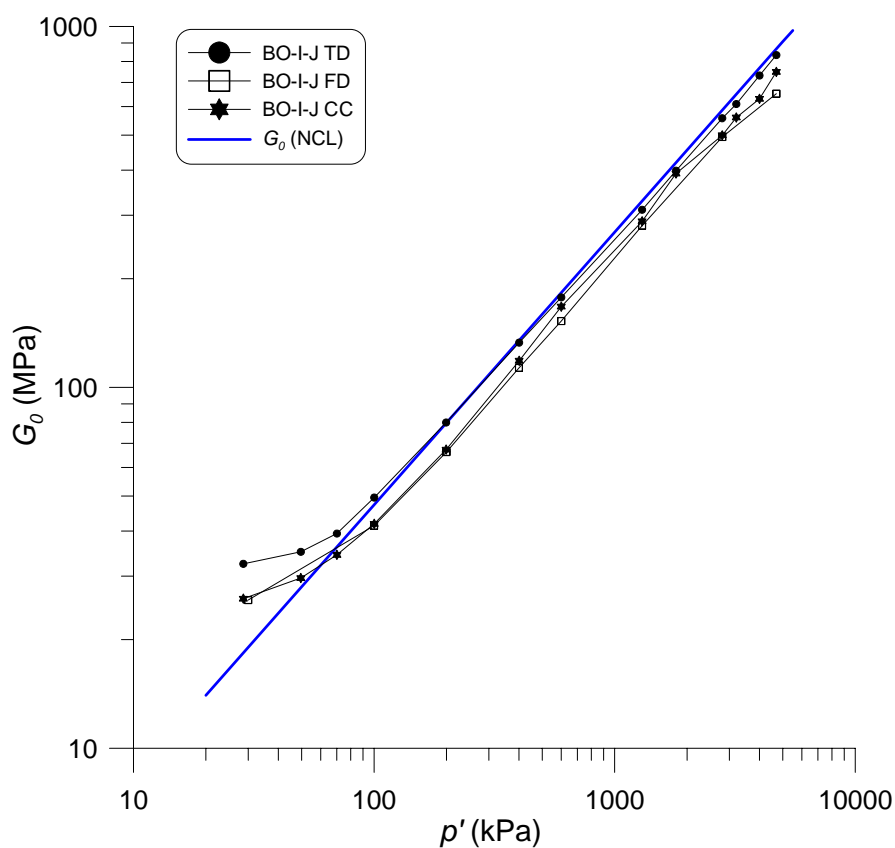
Slika 4.28: Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' izračunana po metodah TD, FD in CC za vzorec BO-I-C med izotropnim obremenjevanjem

Figure 4.28: Stiffness G_0 versus stress p' for sample BO-I-C during isotropic compression loading calculated using time domain (TD), frequency domain (FD) and cross-correlation (CC) methods



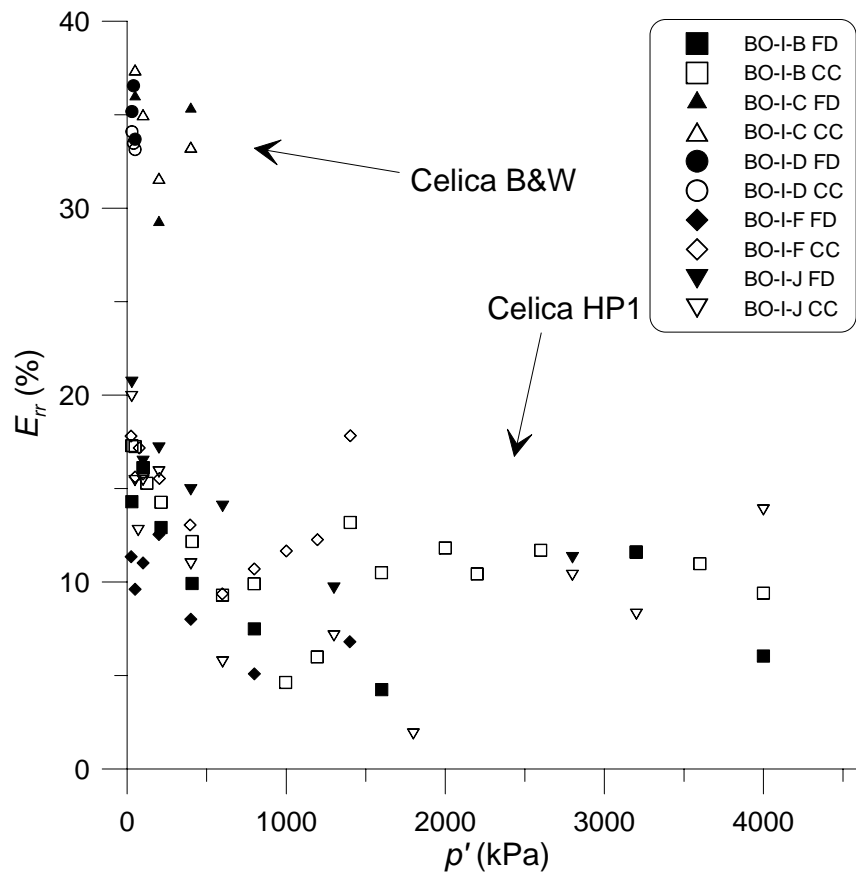
Slika 4.29: Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' izračunana po metodah TD, FD in CC za vzorec BO-I-D med izotropnim obremenjevanjem

Figure 4.29: Stiffness G_0 versus stress p' for sample BO-I-D during isotropic compression loading calculated using time domain (TD), frequency domain (FD) and cross-correlation (CC) methods



Slika 4.30: Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' izračunana po metodah TD, FD in CC za vzorec BO-I-J med izotropnim obremenjevanjem

Figure 4.30: Stiffness G_0 versus stress p' for sample BO-I-J during isotropic compression loading calculated using time domain (TD), frequency domain (FD) and cross-correlation (CC) methods

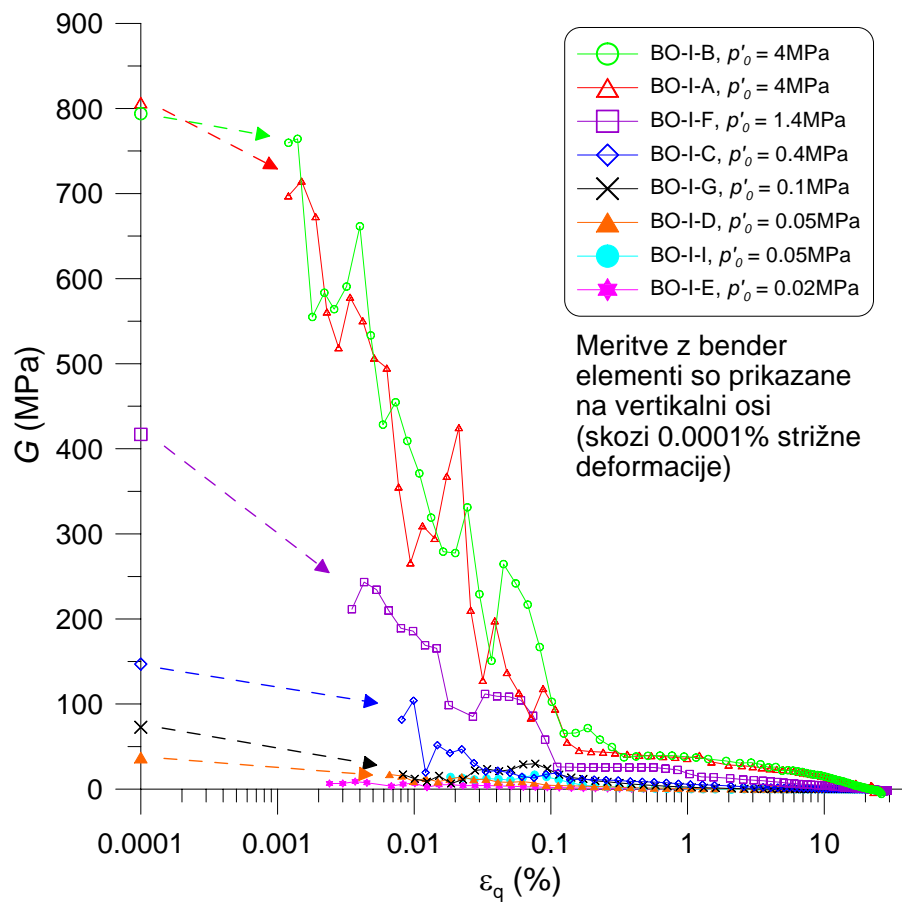


Slika 4.31: Relativna napaka E_{rr} pri izračunu G_0 po metodah FD in CC. Vrednosti metode TD so vzete kot referenčne.

Figure 4.31: Relative error E_{rr} in G_0 for the frequency domain (FD) and cross-correlation (CC) methods. Time domain values are taken as reference values.

Tangentna strižna togost G pri večjih deformacijah. Med striženjem se tangentna strižna togost G spreminja kot funkcija strižne deformacije ε_q . Nanjo vpliva tudi velikost srednje efektivne napetosti p' . Ker smo imeli pri dreniranih preiskavah na vzorcih pritrjene lokalne merilnike deformacij, poleg tega pa smo uporabljali sukcijsko kapo, je bilo možno izmeriti tangentne strižne togosti G tudi v območju majhnih deformacij. Strižno deformacijo ε_q smo izračunali iz povprečja osnih deformacij na obeh lokalnih merilnikih. Za izračun togosti smo napisali program v Matlabu 7.3, pri katerem izberemo začetno strižno deformacijo izračuna togosti in razmerje med mejama intervalov $\varepsilon_{q,j}/\varepsilon_{q,i}$, v katerih se računa togost. Za razmerje smo izbrali vrednost 1.5. Na ta način so bili intervali med seboj enakih velikosti, gledano v logaritmичnem merilu. Program poišče točke, ki so zajete v trenutnem intervalu $[\varepsilon_{q,i}, \varepsilon_{q,j}]$ in nato po metodi najmanjših kvadratov izračuna naklon trendne črte $\Delta q/\Delta \varepsilon_q$ skozi te točke. Tangentna strižna togost G na trenutnem deformacijskem intervalu je nato izračunana po enačbi (3.27) (stran 141), pripadajoča deformacija ε_q trenutnega intervala, na katero se izračunana togost nanaša, pa kot srednja vrednost na intervalu v logaritmичnem merilu z zvezo $10^{(\log_{10}(\varepsilon_{q,i}) + \log_{10}(\varepsilon_{q,j}))/2}$. Izračunana srednja vrednost je nato vzeta kot začetna točka naslednjega intervala $\varepsilon_{q,i}$ in posledično se enako veliki intervali prekrivajo po polovicah intervalov. Na ta način smo računali strižne togosti do deformacije $\varepsilon_q \simeq 2\%$, pri večjih deformacijah pa smo računali togosti na prekrivajočih se intervalih velikosti 1% strižne deformacije pod pogojem, da smo vsakič zajeli najmanj 5 točk. Razlog za uporabo drugega pristopa pri večjih deformacijah je v tem, da intervali postajajo preveliki glede na oblike krivulj $q - \varepsilon_q$ in tako ne bi računali tangentnih togosti.

Na sliki 4.32 je prikazana na omenjeni način izračunana tangentna strižna togost G v odvisnosti od strižne deformacije ε_q za drenirane vzorce. Za primerjavo so za večino vzorcev prikazane tudi vrednosti strižne togosti pri zelo majhnih deformacijah G_0 , ki so bile izmerjene z bender elementi v zadnjih fazah izotropne kompresije (glej sliko 4.23, stran 212). Na sliki 4.32 se jasno vidita vpliv velikosti napetosti p' (oziroma začetne srednje efektivne napetosti p'_0) in strižne deformacije ε_q na tangentno strižno togost G , in sicer: togost G narašča s povečevanjem napetosti p' in pada s povečevanjem deformacije ε_q . Vidiijo se tudi velika nelinearnost materiala v območju deformacije $\varepsilon_q \leq 0.1\%$ in trendi približevanja togosti G k togosti G_0 pri zelo majhnih deformacijah.



Slika 4.32: Tangentna togost G v odvisnosti od deformacije ε_q med dreniranimi triosnimi preiskavami meljastega peska iz Boštanja

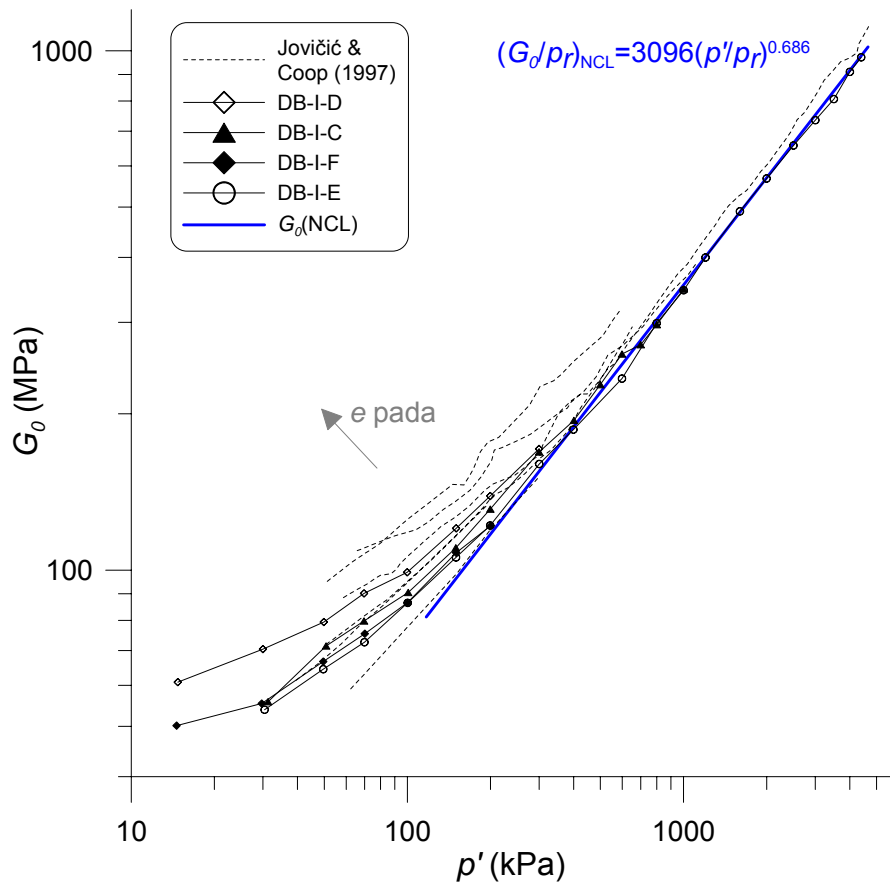
Figure 4.32: Tangent stiffness G versus strain ε_q during drained triaxial tests on Boštanj silty sand

4.3.2 Triosne preiskave peska Dogs Bay

Meritve togosti G_0 in interpretacija z bender elementi. Tudi pri pesku Dogs Bay smo z bender elementi merili strižno togost pri zelo majhnih deformacijah G_0 med izotropnim obremenjevanjem in razbremenjevanjem. Zaradi okvare na sistemu bender elementov smo meritve izvedli zgolj na štirih vzorcih. Slika 4.33 prikazuje odvisnost togosti G_0 , ki je bila izračunana z metodo prvega prihoda v časovni domeni (TD), od napetosti p' med prvim izotropnim obremenjevanjem. Pripadajoče volumsko-napetostne poti so prikazane na sliki 4.20 (stran 208). S črtkanimi črtami so prikazani rezultati meritev, ki sta jih opravila Jovičić in Coop (1997). Vidimo lahko, da se rezultati med seboj ujemajo. Novi rezultati dopolnjujejo območja diagrama pri nižjih napetostih. Na sliki 4.33 se vidi, da črte s povečevanjem napetosti p' konvergirajo k enotni ravni črti $G_{0(NCL)}$ v ravnini $\log G_0 - \log p'$, ki je definirana z enačbo $(G_0/p_r) = 3096(p'/p_r)^{0.686}$, katere pomen parametrov je obrazložen na strani 27. Označen je tudi vpliv količnika por na togost G_0 , in sicer z zmanjševanjem količnika por togost G_0 narašča.

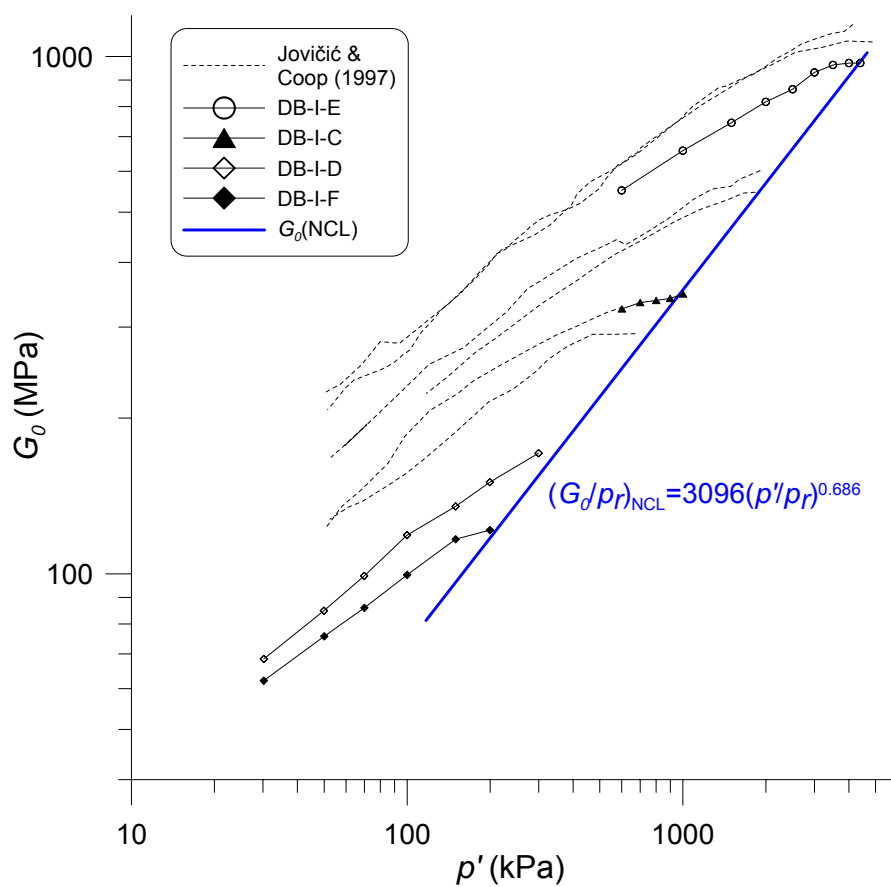
Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' med izotropnim razbremenjevanjem, ki je bila izračunana z metodo TD, je prikazana na sliki 4.34. Prav tako so prikazani rezultati meritev Jovičića in Coopa (1997), ki se ujemajo z našimi rezultati. Na sliki lahko vidimo, da togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' v ravnini $\log G_0 - \log p'$ med razbremenjevanjem tvori vzporedne krivulje. Z našimi meritvami smo potrdili veljavnost obstoječih krivulj in dodali krivulji v spodnjem delu diagrama.

Tudi pri pesku Dogs Bay smo interpretirali rezultate določenih preiskav s pomočjo treh različnih metod, in sicer: metode prvega prihoda v časovni domeni (angl. first time arrival, TD), metode s spremembo faze v frekvenčni domeni (angl. phase change method, FD) in metode navzkrižne korelacije (angl. cross-correlation, CC). Sliki 4.35 in 4.36 prikazujeta primerjavo togosti G_0 glede na vse tri metode za vzorca DB-I-D in DB-I-E. Zraven je narisana tudi črta $G_{0(NCL)}$, ki se nanaša na vrednosti dobljene z uporabo metode TD. Pojavljajo se podobni trendi, ki so bili že pojasnjeni v poglavju 4.3.1.



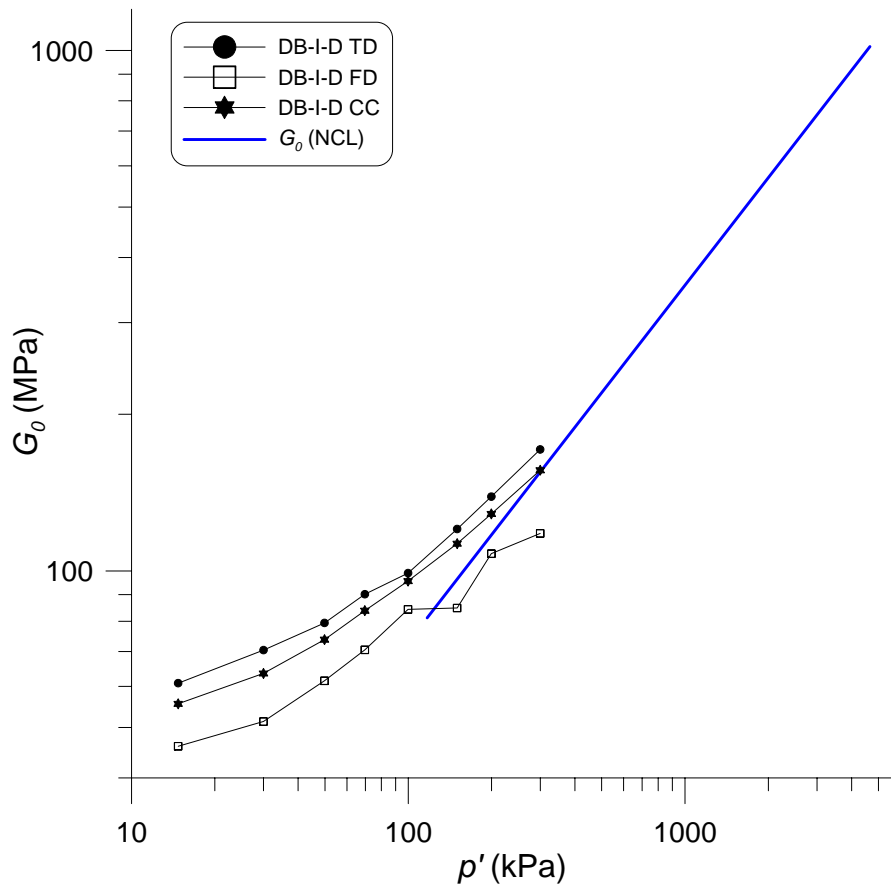
Slika 4.33: Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' za pesek Dogs Bay med prvim izotropnim obremenjevanjem. Krivulje v ravnini $\log G_0 - \log p'$ konvergirajo k enotni ravni črti $G_{0(NCL)}$, katere enačba je tudi podana na sliki.

Figure 4.33: Stiffness G_0 versus stress p' for Dogs Bay sand during isotropic compression first loading. Curves converge towards a unique straight line $G_{0(NCL)}$ in $\log G_0 - \log p'$ plane, for which the equation is given on the plot.



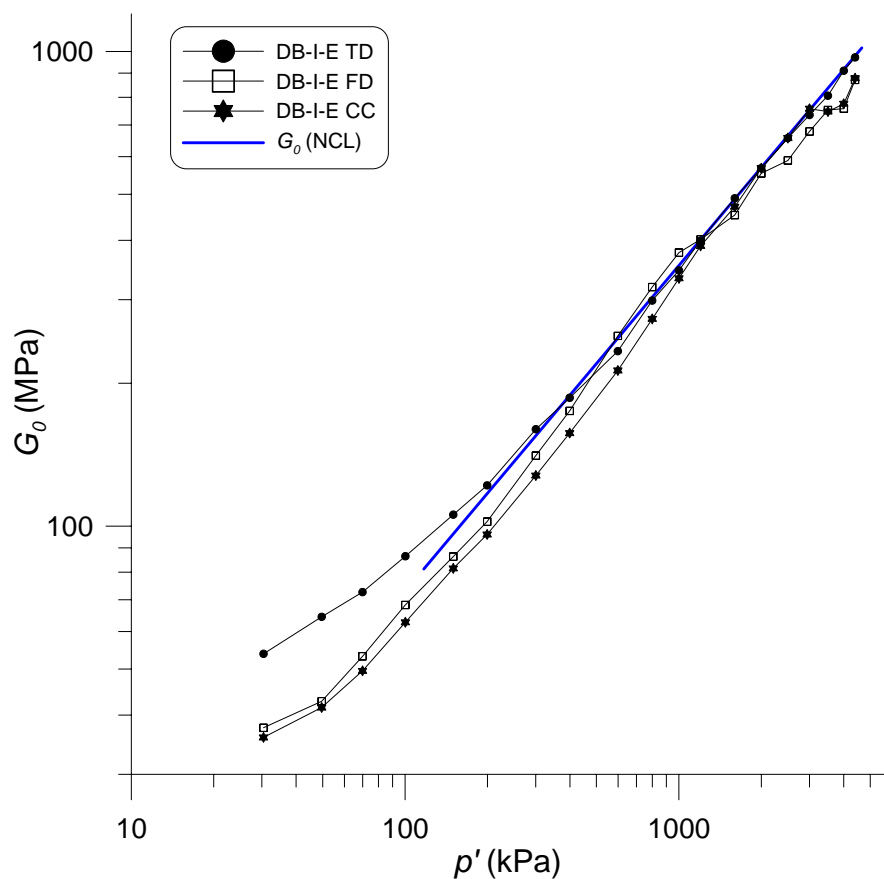
Slika 4.34: Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' za pesek Dogs Bay med izotropnim razbremenjevanjem

Figure 4.34: Stiffness G_0 versus stress p' for Dogs Bay sand during isotropic unloading



Slika 4.35: Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' izračunana po metodah TD, FD in CC za vzorec DB-I-D med izotropnim obremenjevanjem

Figure 4.35: Stiffness G_0 versus stress p' for sample DB-I-D during isotropic compression loading calculated using time domain (TD), frequency domain (FD) and cross-correlation (CC) methods



Slika 4.36: Togost G_0 v odvisnosti od napetosti p' izračunana po metodah TD, FD in CC za vzorec DB-I-E med izotropnim obremenjevanjem

Figure 4.36: Stiffness G_0 versus stress p' for sample DB-I-E during isotropic compression loading calculated using time domain (TD), frequency domain (FD) and cross-correlation (CC) methods

Tangentna strižna togost pri večjih deformacijah. Triosnih strižnih preiskav na pesku Dogs Bay nismo izvajali, ker so tovrstne preiskave že bile opravljene s strani predhodnih raziskovalcev mehanskega obnašanja tega materiala. Na sliki 4.37 podajamo vrednosti tangentne strižne togosti G med nedreniranimi strižnimi obremenjevanji v območju malih deformacij v odvisnosti od strižne deformacije in napetosti p' , ki sta jih objavila Jovičić in Coop (1997). Tangentna togost G je bila izračunana glede na enačbo (3.27) (stran 141) s postopnim zamikanjem intervala izbranega števila zajetih točk po osi strižne deformacije. S slike se jasno vidi trend padanja tangentne togosti G s povečevanjem strižne deformacije in povečevanje tangentne togosti G s povečevanjem napetosti p' . Zveze potekajo v obliki subparalelnih črt, ki konvergirajo pri visokih napetostih. Najvišja črta je črta $G_{0(NCL)}$ dobljena z bender elementi.

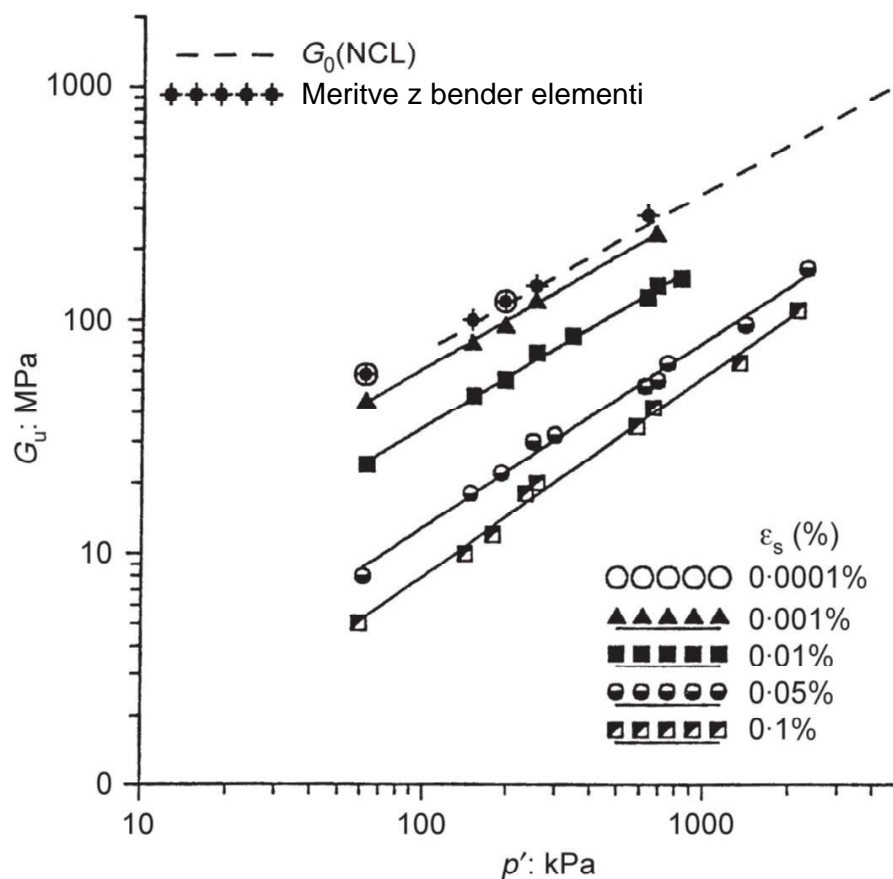
Vsako od ravnih črt $\log G - \log p'$ pri določeni strižni deformaciji ε_q lahko definiramo z naslednjima zvezama (Viggiani in Atkinson, 1995b):

$$\frac{G}{p_r} = A \left(\frac{p'}{p_r} \right)^n \quad (4.6)$$

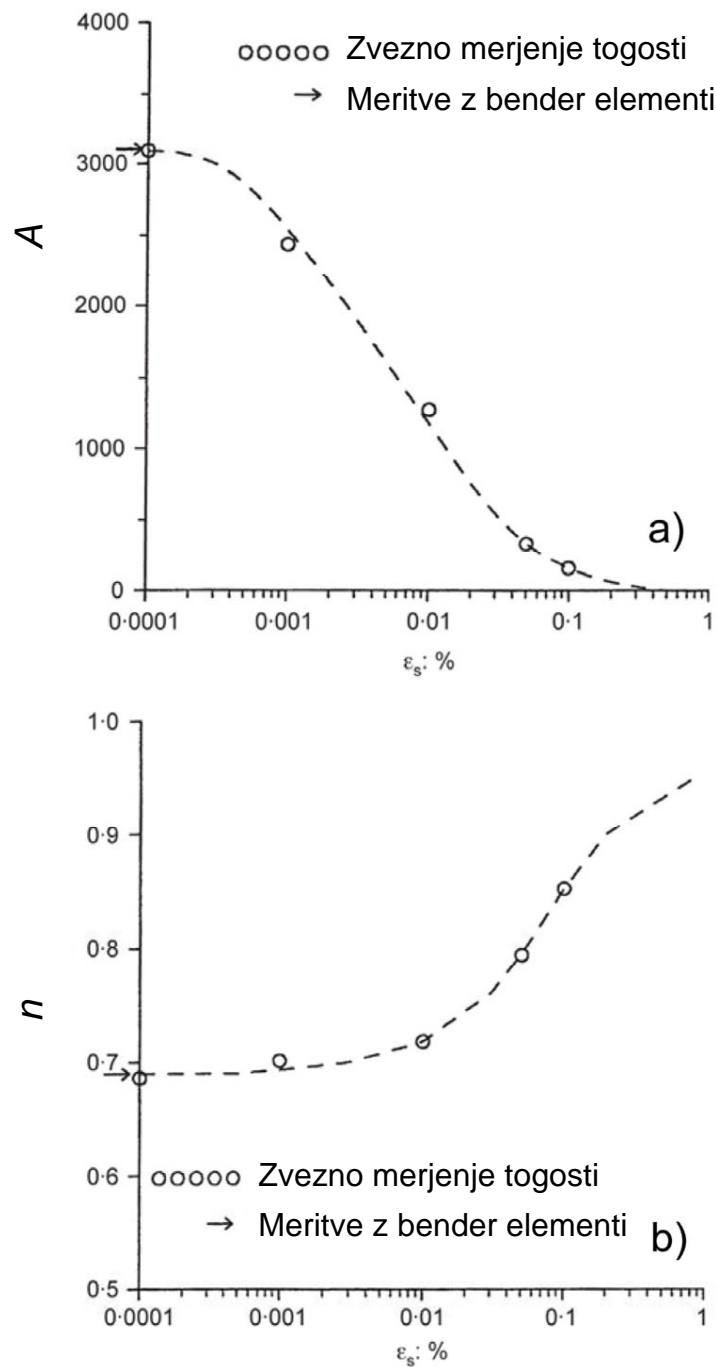
ali

$$\log \left(\frac{G}{p_r} \right) = \log A + n \log \left(\frac{p'}{p_r} \right), \quad (4.7)$$

s katerima smo definirali tudi črto $G_{0(NCL)}$ na sliki 4.33. S p_r je označen referenčni tlak, ki je enak 1 kPa in uporabljen zato, da sta parametra A in n lahko brezdimenzionalna. Spreminjanje parametrov A in n , ki definirata posamezno konturo tangentne togosti G v odvisnosti od napetosti p' pri konstantni strižni deformaciji, v odvisnosti od strižne deformacije, je prikazano na sliki 4.38. Vidimo lahko, da s povečevanjem strižne deformacije parameter A pada proti vrednosti 0, parameter n pa narašča proti vrednosti 1 pri velikih deformacijah, kar je skladno s tem, da je pri velikih deformacijah togost proporcionalna z napetostjo. O podobnih zakonitostih poročata Viggiani in Atkinson (1995b) za gline.



Slika 4.37: Tangentna togost G_u nedreniranih prvič obremenjenih vzorcev v odvisnosti od strižne deformacije ε_s in napetosti p' za pesek Dogs Bay (prirejeno po Jovičić in Coop, 1997)
 Figure 4.37: Tangent stiffness G_u dependence on shear strain ε_s and mean effective stress p' for Dogs Bay samples during the first loading (adapted from Jovičić and Coop, 1997)



Slika 4.38: Spreminjanje parametrov A in n v odvisnosti od nivoja strižne deformacije ε_s za pesek Dogs Bay (prirejeno po Jovičić in Coop, 1997)

Figure 4.38: Variation of the parameters A and n with shear strain ε_s level for Dogs Bay sand (adapted from Jovičić and Coop, 1997)

4.4 Vpliv drobljenja zrn na povečanje deleža drobnih frakcij

4.4.1 Drobljenje zrn meljastega peska iz Boštanja pri preiskavah stisljivosti in triosnih preiskavah

Z aparatom QICPIC smo merili kumulativne porazdelitve velikosti zrn glede na parameter $FERET_{min}$. V ta namen smo uporabili oba nastavka in sicer: GRADIS za suho analizo in LIXELL za mokro. Rezultate obeh nastavkov smo sestavili glede na enačbo (3.51) na strani 175, pri čemer je postopek merjenja podrobneje opisan v poglavju 3.5.2.

Kumulativna porazdelitev velikosti zrn edometriških vzorcev meljastega peska iz Boštanja po preiskavah je prikazana na sliki 4.39. Označene so največje vrednosti napetosti σ'_v in p' med preiskavo, pri čemer so bile največje vrednosti napetosti p' izračunane iz največjih vrednosti napetosti σ'_v in predpostavljene vrednosti koeficienta mirnega pritiska K_0 , ki smo ga izračunali po Jaky (1944) z zvezo:

$$K_0 = 1 - \sin \varphi'_{cs}. \quad (4.8)$$

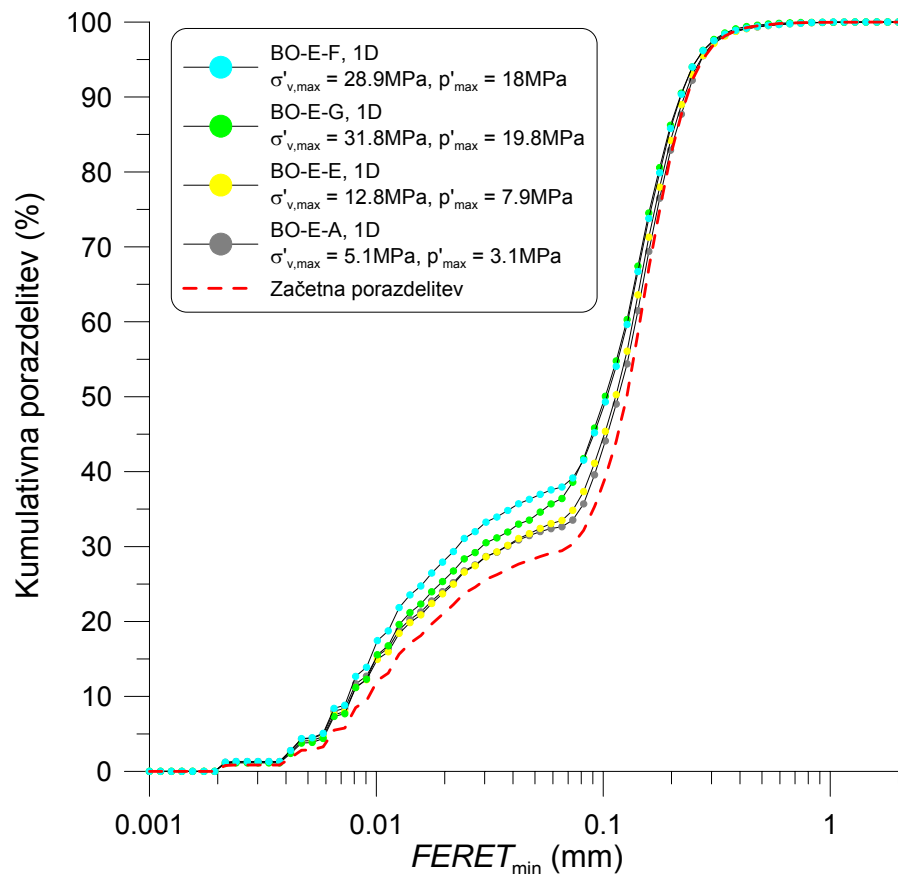
Vrednosti p'_{max} so tako enake:

$$p'_{max} = \frac{\sigma'_{v,max} + 2 K_0 \sigma'_{v,max}}{3}. \quad (4.9)$$

S slike 4.39 lahko vidimo, da velikost napetosti σ'_v oziroma p' odločilno vpliva na količino drobljenja materiala. Kumulativne porazdelitvene krivulje se s povečevanjem napetosti pomikajo v levo. Material tako pridobiva na deležu finih zrn. Tako je delež zrn, za katera velja $FERET_{min} \leq 0.063$ mm za vzorec BO-E-F enak 38%, začetna porazdelitev velikosti zrn glede na isti parameter pa ima delež velikosti zrn, ki ustrezajo temu pogoju enak 29%.

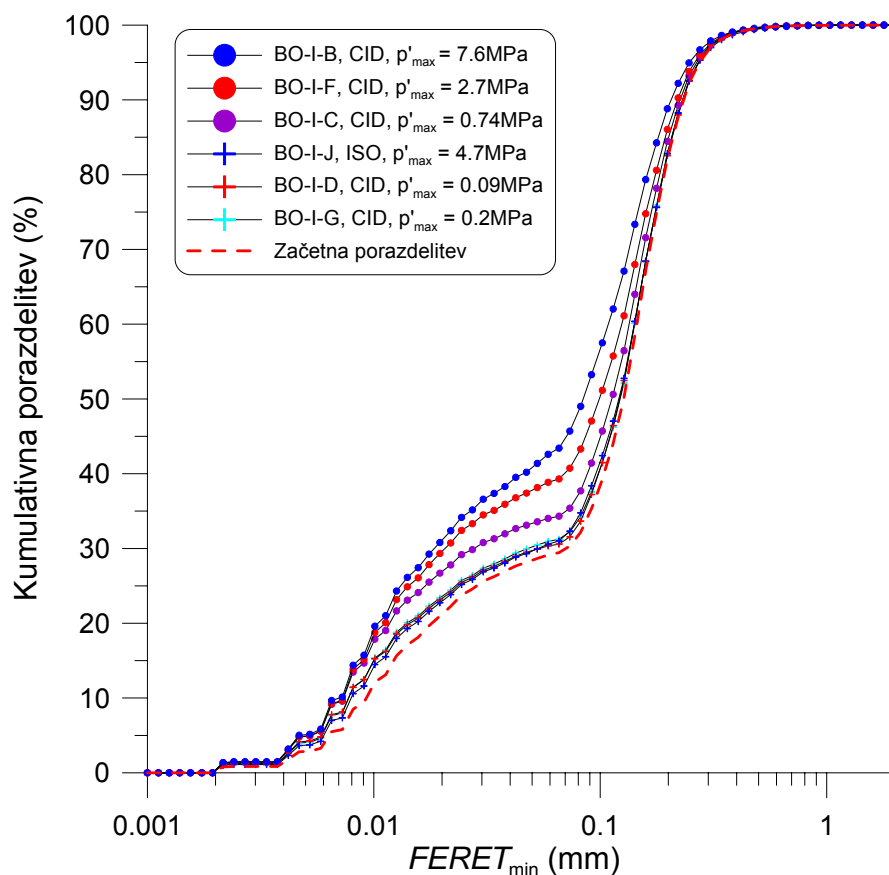
Podoben šop krivulj kot na sliki 4.39, je prikazan tudi na sliki 4.40. Gre za vzorce strižene drenirano v triosni celici, pri čemer je vzorec BO-I-J podvržen le izotropni kompresiji, ostali pa so klasično drenirano striženi pri konstantni radialni napetosti. Na sliki so označene tudi največje vrednosti napetosti p' , pri čemer gre pri vzorcih, ki so bili klasično drenirano striženi za napetost p' v kritičnem ali zelo blizu kritičnega stanja, pri vzorcu BO-I-J pa za največjo doseženo efektivno napetost v izotropni kompresiji.

Tudi v tem primeru velikost napetosti v skladu s pričakovanji vpliva na količino drobljenja zrn. Večje kot so napetosti, bolj se kumulativne porazdelitvene krivulje pomikajo v levo. Delež zrn, za katera velja $FERET_{min} \leq 0.063$ mm je za vzorec BO-I-B enak 43%.



Slika 4.39: Kumulativna porazdelitev velikosti zrn edometriških vzorcev meljastega peska iz Boštanja glede na parameter $FERET_{min}$. Označeni sta tudi največji vrednosti napetosti σ'_v in p' , ki je bila izračunana glede na predpostavljeno vrednost koeficienta mirnega pritiska $K_0 = 0.432$, ki je bil izračunan glede na Jaky (1944).

Figure 4.39: Cumulative distribution of particle sizes according to parameter $FERET_{min}$ for oedometer samples of Boštanj silty sand. The maximum value of stresses σ'_v and p' are also designated on the plot, where p' was calculated taking into account the assumed value of the coefficient of earth pressure at rest $K_0 = 0.432$, calculated using the relation proposed by Jaky (1944).



Slika 4.40: Kumulativna porazdelitev velikosti zrn triosnih vzorcev meljastega peska iz Boštanja glede na parameter $FERET_{min}$. S kratico CID so označeni izotropno konsolidirani, drenirano striženi testi, z ISO pa izotropno konsolidirani vzorec.

Figure 4.40: Cumulative distribution of particle sizes according to parameter $FERET_{min}$ for triaxial samples on Boštanj silty sand. CID denotes isotropically consolidated drained sheared tests, while ISO denotes isotropically consolidated test.

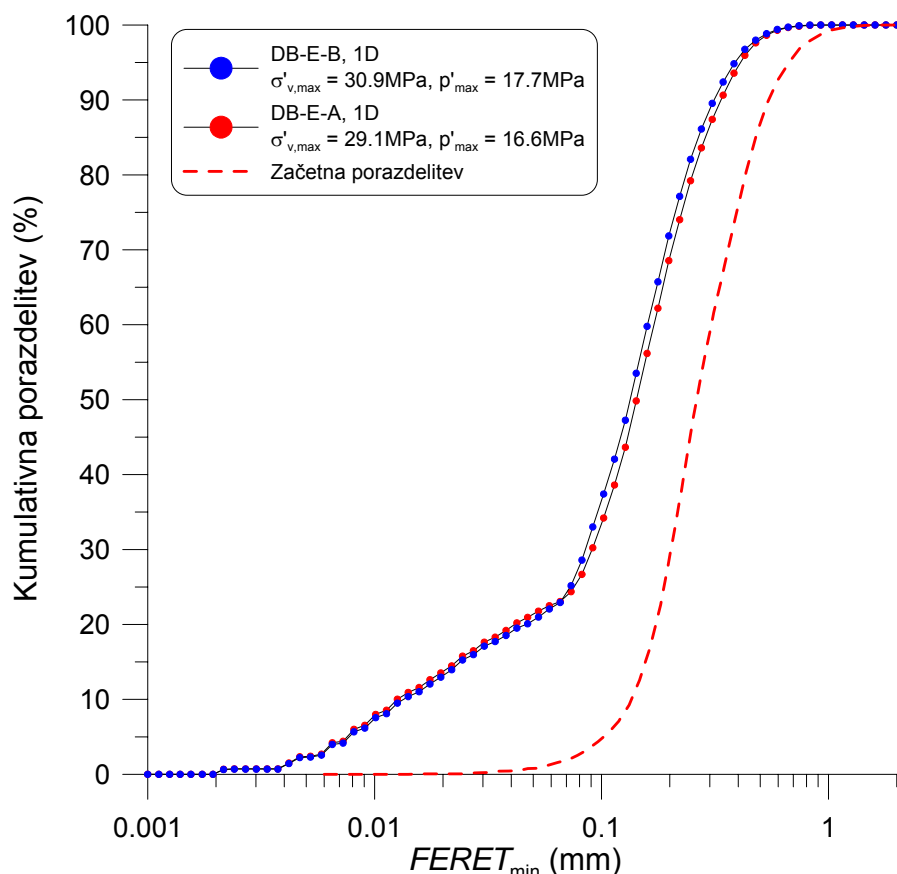
4.4.2 Drobljenje zrn peska Dogs Bay pri preiskavah stisljivosti in triosnih preiskavah

Na isti način kot pri meljastem pesku iz Boštanja smo z aparatom QICPIC merili kumulativne porazdelitve velikosti zrn glede na parameter $FERET_{min}$. Prav tako smo uporabili oba nastavka in sicer: GRADIS za suho analizo in LIXELL za mokro in na koncu sestavili rezultate uporabe obeh nastavkov glede na enačbo (3.51) s strani 175. Postopek merjenja je podrobneje opisan v poglavju 3.5.2.

Kumulativne porazdelitve velikosti zrn peska Dogs Bay pred in po edometriških preiskavah do dosežene vertikalne napetosti $\sigma'_{v,max} \simeq 30$ MPa so prikazane na sliki 4.41. Na sliki so tako kot na sliki 4.39 označene tudi vrednosti največjih napetosti p' , ki smo jih izračunali glede na enačbi (4.8) in (4.9) na strani 231.

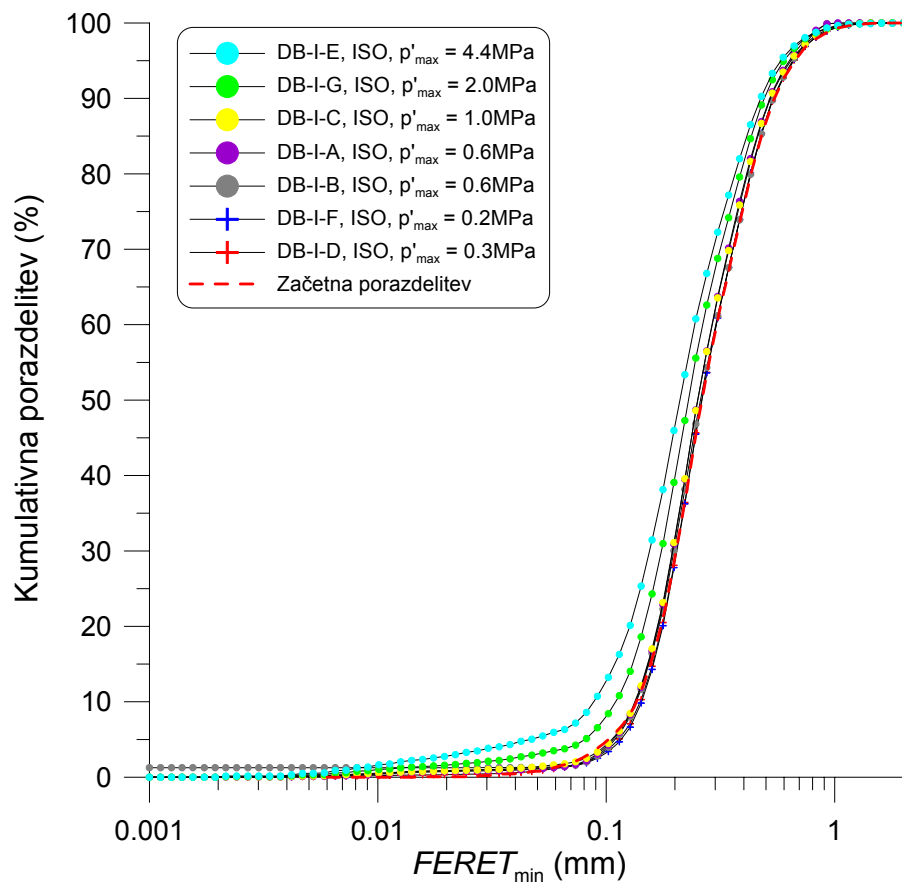
Delež zrn, za katera velja $FERET_{min} \leq 0.063$ mm pri vzorcu DB-E-B je enak 23%, pri čemer je delež zrn za katera velja isti pogoj pri začetni porazdelitvi enak 2%, kar je zanemarljiva vrednost. Torej čisti pesek preide med obremenjevanjem v edometru v meljast pesek z deležem finih zrn okoli 23%.

Na sliki 4.42 so prikazane kumulativne porazdelitve velikosti zrn peska Dogs Bay pred in po izotropni kompresiji v triosni celici. Največji napetosti p' je bil izpostavljen vzorec DB-I-E, in sicer vrednosti $p'_{max} = 4.4$ MPa. Skladno s tem je vzorec doživel tudi največje drobljenje. Delež zrn, za katera velja $FERET_{min} \leq 0.063$ mm je pri tem vzorcu enak 6%.



Slika 4.41: Kumulativna porazdelitev velikosti zrn edometriških vzorcev peska Dogs Bay glede na parameter $FERET_{min}$. Označeni sta tudi največji vrednosti napetosti σ'_v in p' , ki je bila izračunana glede na predpostavljeno vrednost koeficienta mirnega pritiska $K_0 = 0.357$, ki je bil izračunan glede na Jaky (1944).

Figure 4.41: Cumulative distribution of particle sizes according to parameter $FERET_{min}$ for oedometer samples of Dogs Bay sand. The maximum value of stresses σ'_v and p' are also designated on the plot, where p' was calculated taking into account the assumed value of the coefficient of earth pressure at rest $K_0 = 0.357$, calculated using the relation proposed by Jaky (1944).



Slika 4.42: Kumulativna porazdelitev velikosti zrn triosnih vzorcev peska Dogs Bay v izotropni kompresiji glede na parameter $FERET_{min}$

Figure 4.42: Cumulative distribution of particle sizes for triaxial samples of Dogs Bay sand in isotropic compression according to $FERET_{min}$ parameter

4.4.3 Interpretacija drobljenja zrn za peske z visoko vsebnostjo finih zrn

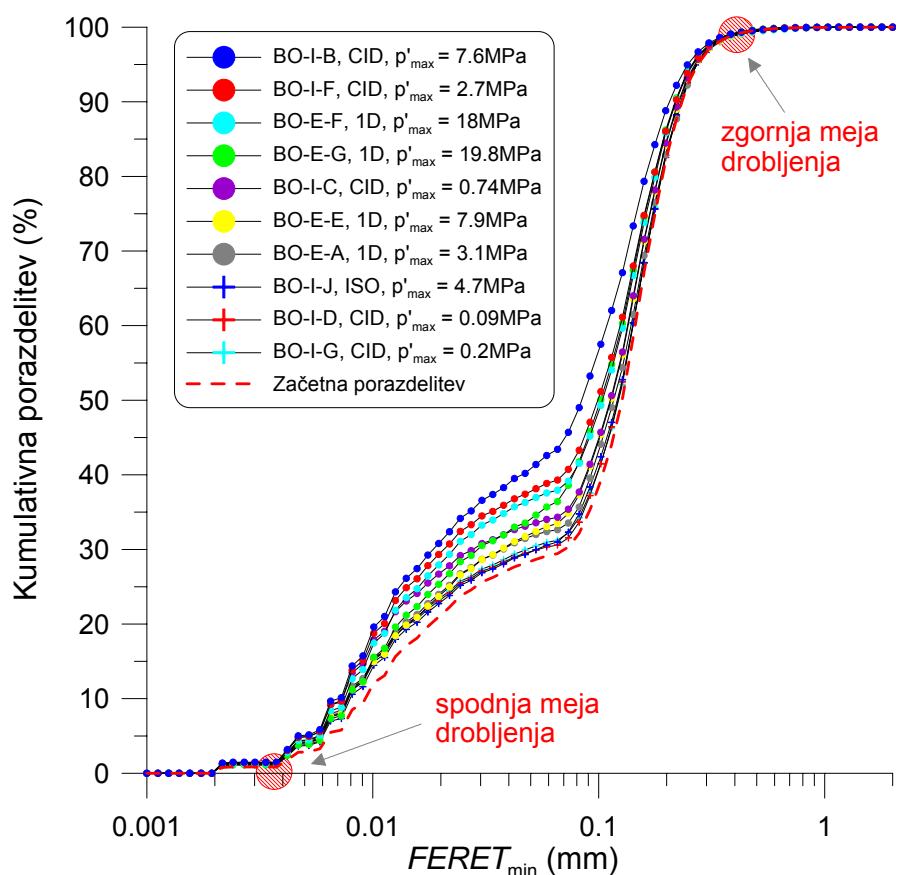
Dobro razumevanje mehanizmov obnašanja granularnih materialov na mikro nivoju bi pomenilo velik napredek v razumevanju njihovega mehanskega obnašanja na makro nivoju. Za opis pojavov granularnih materialov kot so tečenje (angl. yielding), plastično utrjevanje in mehčanje, imajo pomembno vlogo parametri notranje strukture materiala (angl. fabric, bonding), kot so: količnik por, zrnastostna sestava materiala, koordinacijsko število zrn in drugi mikromehanski parametri. Eden od pomembnih mehanizmov na mikro nivoju je spreminjanje zrnastostne sestave materiala med mehanskim obremenjevanjem, ki ga imenujemo drobljenje zrn. Opaženo je pri obremenjevanju granularnih materialov z visokimi napetostmi, pri čemer pa pri nekaterih zemljinah z bolj šibkimi zrn, kot so: karbonatni peski, vulkanske zemljine in ledeniški sedimenti, lahko prihaja do drobljenja tudi v območju inženirskih obremenitev (glej poglavje 2.4.8).

Če bi bili sposobni definirati faktorje, ki vplivajo na drobljenje materiala med kompresijo ali strigom, bi bil to korak naprej v razumevanju plastičnega deformiranja na makro nivoju in osnova za izboljšave konstitutivnih modelov. Čeprav je drobljenje zrn močno povezano z njihovo natezno trdnostjo, njeno poznavanje ni dovolj za razumevanje drobljenja materiala kot celote. Nanj vplivajo mnogi drugi faktorji, ki so prav tako navedeni v poglavju 2.4.8. Za drobljenje preučevanega meljastega peska iz Boštanja je pomembna ugotovitev, da imajo manjša zrna večjo trdnost kot večja zrna (McDowell in Bolton, 1998; Nakata s sod., 2001). Iz tega vidika se zaradi visokega deleža finih zrn v materialu lahko vprašamo, ali je drobljenje še dominanten mehanizem plastifikacije, kot to velja za čiste peske, ali pa gre mogoče predvsem za pregrupiranje zrn (angl. particle rearrangement) med mehanskim obremenjevanjem. Glede na dobro stopnjevano zrnastost materiala pričakujemo, da drobljenje ni tako izrazito kot pri enakomerno zrnatih materialih. Težko pa je primerjati drobljenje različnih materialov med seboj, saj je faktorjev, ki nanj vplivajo veliko. Glede na zrnastostno sestavo velja omeniti rezultate numeričnih študij z metodo diskretnih elementov (angl. DEM, discrete element method) (Muir Wood, 2006; 2008), ki kažejo na to, da je pri širši obliki zrnastostne krivulje večja učinkovitost pakiranja zrn in s tem so koordinacijska števila večja, kar zmanjšuje verjetnost drobljenja. Podobno kažejo eksperimentalne študije Coop s sod. (2004) in Altuhafi in Coop (2009).

Drobljenje zaradi prisotnosti finih zrn v meljastem pesku ni lahko natančno meriti. Z namenom povečanja natančnosti smo namesto sejalnih in sedimentacijskih analiz uporabili aparat QICPIC.

Sliki 4.43 in 4.44 prikazujeta kumulativne porazdelitve velikosti zrn pred in po mehanskih preiskavah obeh preučevanih materialov. Predstavljene so vse krivulje s slik 4.39, 4.40, 4.41 in 4.42. Na sliki 4.43 se jasno vidi, da drobljenje ni direktno odvisno od vrednosti največje napetosti p' , temveč je odvisno tudi od načina obremenjevanja, oziroma napetostnega razmerja $\eta = \frac{q}{p'}$.

Na obeh slikah sta označeni tudi točki na zgornji in spodnji meji drobljenja (angl. comminution limit). O zgornji meji drobljenja pišemo v poglavju 2.4.8 v povezavi s hipotezo o 'preživetju'

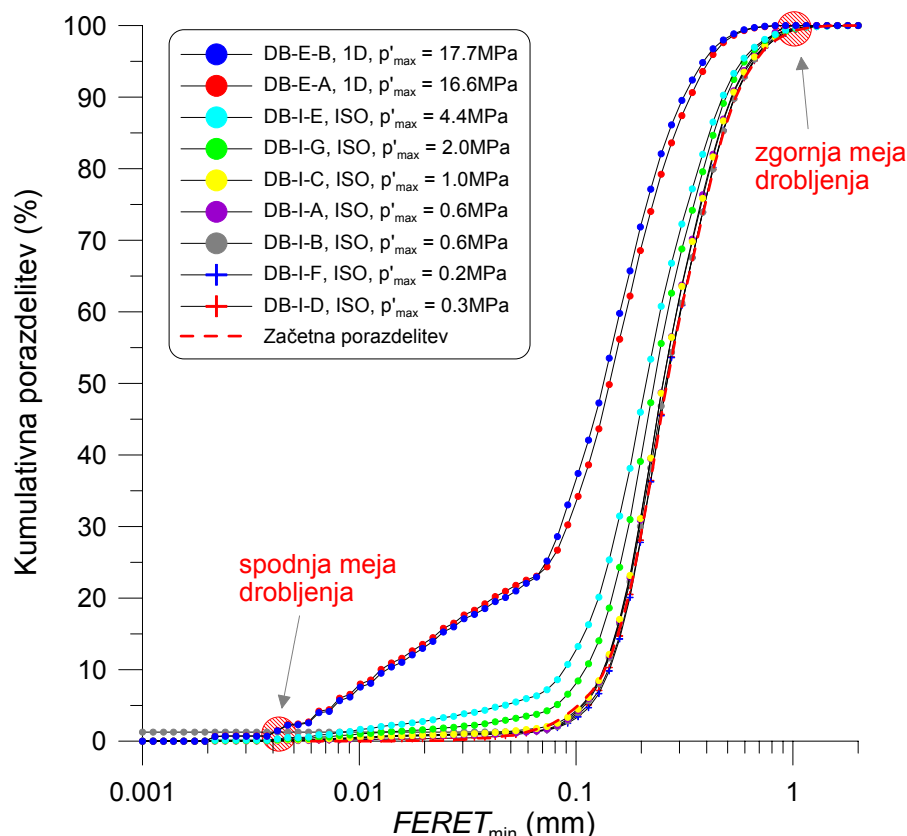


Slika 4.43: Kumulativna porazdelitev velikosti zrn vzorcev meljastega peska iz Boštanja skupaj z možnima legama zgornje in spodnje meje drobljenja

Figure 4.43: Cumulative distribution of particle sizes for Boštanj silty sand samples along with the possible positions of the upper and lower comminution limit

zrn največjih velikosti. Kaže se kot zasuk porazdelitvenih krivulj okoli točke na meji drobljenja, saj naj bi zrna največjih velikosti imela zelo majhno verjetnost za drobljenje zaradi velikega koordinacijskega števila (t.j. števila kontaktov z drugimi zrni), ki prevlada nad večjo verjetnostjo za drobljenje zaradi večje verjetnosti za imperfektnost in manjše natezne trdnosti.

Sliki 4.43 in 4.44 kažeta, da se porazdelitveni krivulji vrtita tudi okoli točke na spodnji meji drobljenja, kar pomeni, da obstaja najmanjša velikost zrn, pri kateri se drobljenje ustavi. O njej piše Kendall (1978), prav tako se o njenem obstoju sprašuje Muir Wood (2008). Problem pa je, da sedimentacijska metoda, s pomočjo katere navadno v geotehniko določamo porazdelitev velikosti meljastih in glinastih zrn, ni dovolj natančna. V našem primeru smo natančnost povečali z uporabo aparata QICPIC, ki zelo natančno meri velikosti zrn nad $2 \mu\text{m}$. Glede interpretacije spodnje meje pa je problem v tem, da s popolno gotovostjo ne moremo trditi, da je pokazano meja drobljenja, ker je tako blizu spodnji meji merilnega območja aparata. Vseeno pa se zdi glede na obliko trendov krivulj, da je spodnja meja drobljenja na označenem mestu, oziroma zelo blizu tega mesta. Z istim aparatom se kaže spodnja meja pri pesku Leighton Buzzard tudi v Altuhafi in Coop (2009).



Slika 4.44: Kumulativna porazdelitev velikosti zrn vzorcev peska Dogs Bay skupaj z možnima legama zgornje in spodnje meje drobljenja

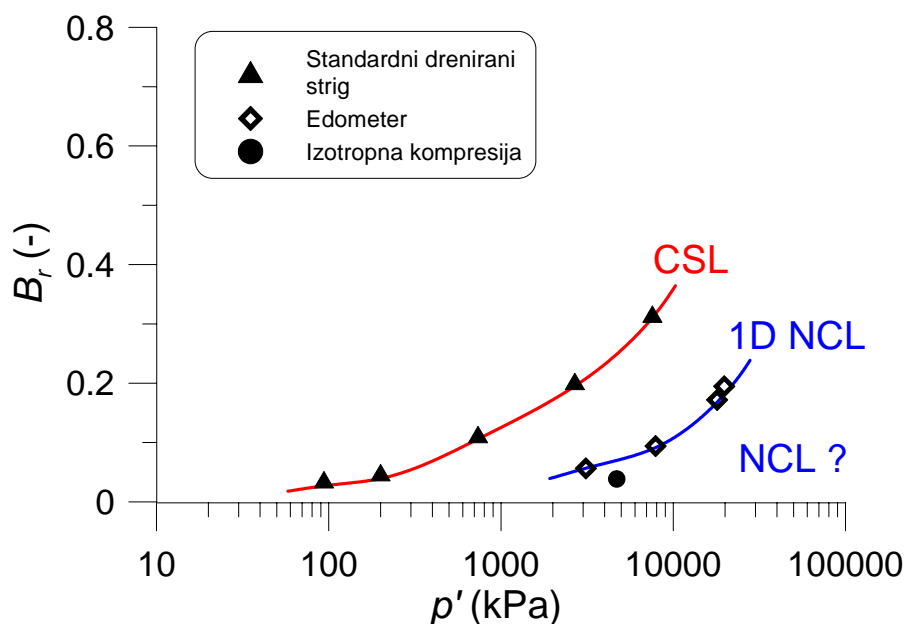
Figure 4.44: Cumulative distribution of particle sizes for Dogs Bay sand samples along with the possible positions of the upper and lower comminution limit

Glede meje drobljenja velja omeniti tudi hipotezo McDowell in Bolton (1998) in McDowell (2005), ki pravita, da je sprememba naklona črte 1D NCL pri visokih napetostih posledica doseganja meje drobljenja zrn. Takrat drobljenje ni več glavni deformacijski mehanizem. Na sliki 4.19 (stran 205) se vidi sprememba naklona peska Dogs Bay pri napetosti σ'_v večji od 10 MPa, opažena pa je tudi pri drugih granularnih materialih pri zelo visokih napetostih (npr. Hagerly s sod., 1993).

Drobljenje s slik 4.43 in 4.44 smo kvantificirali z uporabo Hardinovega indeksa relativnega drobljenja B_r , ki je definiran v poglavju 2.4.8. Rezultati za meljast pesek iz Boštanjja so prikazani na sliki 4.45, ki kaže, da kritična stanja dreniranih triosnih preiskav v ravnini $B_r - \log p'$ tvorijo enotno ukrivljeno črto drobljenja. Na tem mestu naj omenimo, da v kritičnem stanju drobljenje materiala še ni zaključeno (Coop s sod., 2004; Muir Wood, 2008). Črta drobljenja v kritičnih stanjih je glede na lego in naklon blizu črti preperelega granita s slike 2.112 (stran 104).

Tudi točke edometriških preiskav meljastega peska iz Boštanjja tvorijo enotno krivuljo drobljenja na sliki 4.45, ki pa je presenetljivo precej nižje od črte CSL dreniranih strižnih preiskav. V

izotropni kompresiji smo izmerili le eno točko, ki je prav tako na sliki 4.45. Iz nje je nemogoče sklepati o trendu črte drobljenja vzdolž črte NCL, kaže pa na to, da je izmerjena enotnost črte NCL na sliki 4.8 (stran 191) povezana s plastifikacijo materiala z drobljenjem zrn, kar je v skladu s Coop in Lee (1993), McDowell in Bolton (1998) in Altuhafi in Coop (2009). S poznavanjem večjega števila točk v izotropni kompresiji pri višji napetosti p' , bi lahko definirali mejno ploskev možnih stanj drobljenja v ravnini $B_r - \log p'$, pri čemer bi se možna stanja nahajala nad njo. Vsekakor pa imamo v ravnini $B_r - \log p'$ definirani črti CSL in 1D NCL, ki sta sestavni del teoretičnega okvira kritičnega stanja zemljin, katerega ostali elementi so podani v poglavju 4.5.



Slika 4.45: Hardinov indeks relativnega drobljenja B_r v odvisnosti od napetosti p' in načina obremenjevanja za meljast pesek iz Boštanj. Vse točke so bile dobljene s pomočjo meritev z aparatom QICPIC.

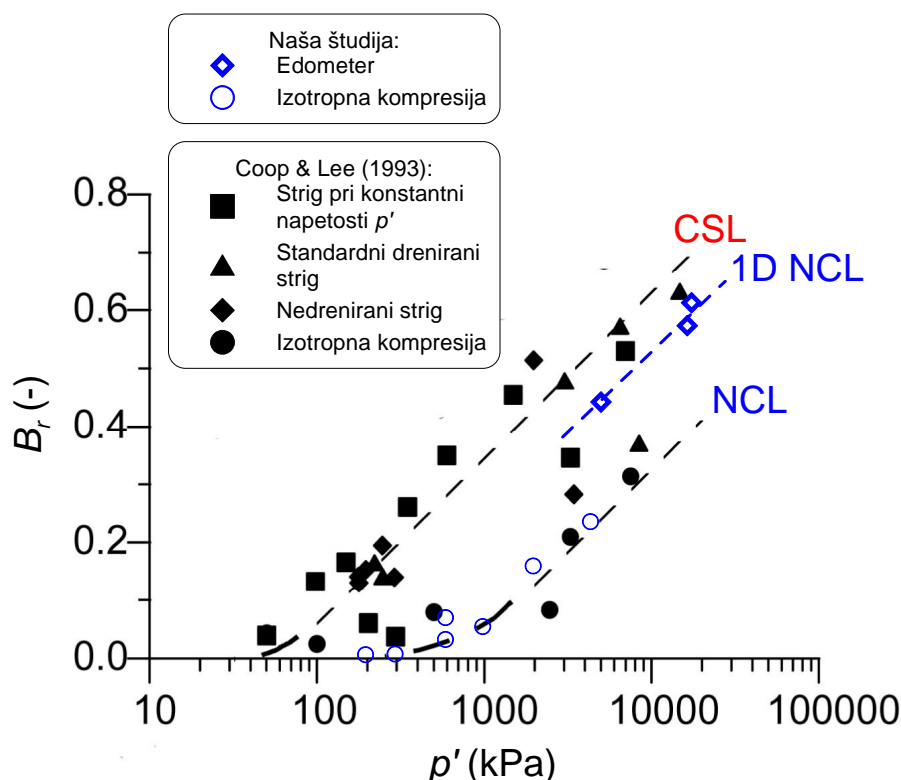
Figure 4.45: Hardin's relative breakage index B_r versus mean effective stress p' and type of loading for Boštanj silty sand. All the measurements were carried out using the QICPIC apparatus.

Za pesek Dogs Bay smo s triosnimi preiskavami v izotropni kompresiji izboljšali definiranost črte drobljenja NCL v ravnini $B_r - \log p'$, katere lego in obliko sta objavila Coop in Lee (1993). Izmerjene točke, skupaj z že objavljenimi, so predstavljene na sliki 4.46. Ujemanje naših točk s trendom iz Coop in Lee (1993) kaže tudi na primerljivost med rezultati dobljenimi z aparatom QICPIC (pri uporabi parametra $FERET_{min}$) in sejalnimi analizami.

Črta drobljenja NCL je tako za pesek Dogs Bay natančno definirana in predstavlja mejo možnih stanj materiala (angl. state boundary) v ravnini $B_r - \log p'$.

Poleg točk v izotropni kompresiji smo z edometričnimi preiskavami izmerili lego in obliko črte 1D NCL v visokem napetostnem območju. Črta in izmerjene točke so prav tako prikazani na sliki 4.46. Za določitev lege in oblike črte 1D NCL pri nižjih napetostih bi bile potrebne dodatne

preiskave.



Slika 4.46: Hardinov indeks relativnega drobljenja B_r v odvisnosti od napetosti p' in načina obremenjevanja za pesek Dogs Bay. Modre točke predstavljajo meritve izvedene z aparatom QICPIC v okviru pričujoče disertacije, medtem ko so bile ostale točke izmerjene s sejalnimi analizami in objavljene v Coop in Lee (1993). (prirejeno po Coop, 2003)

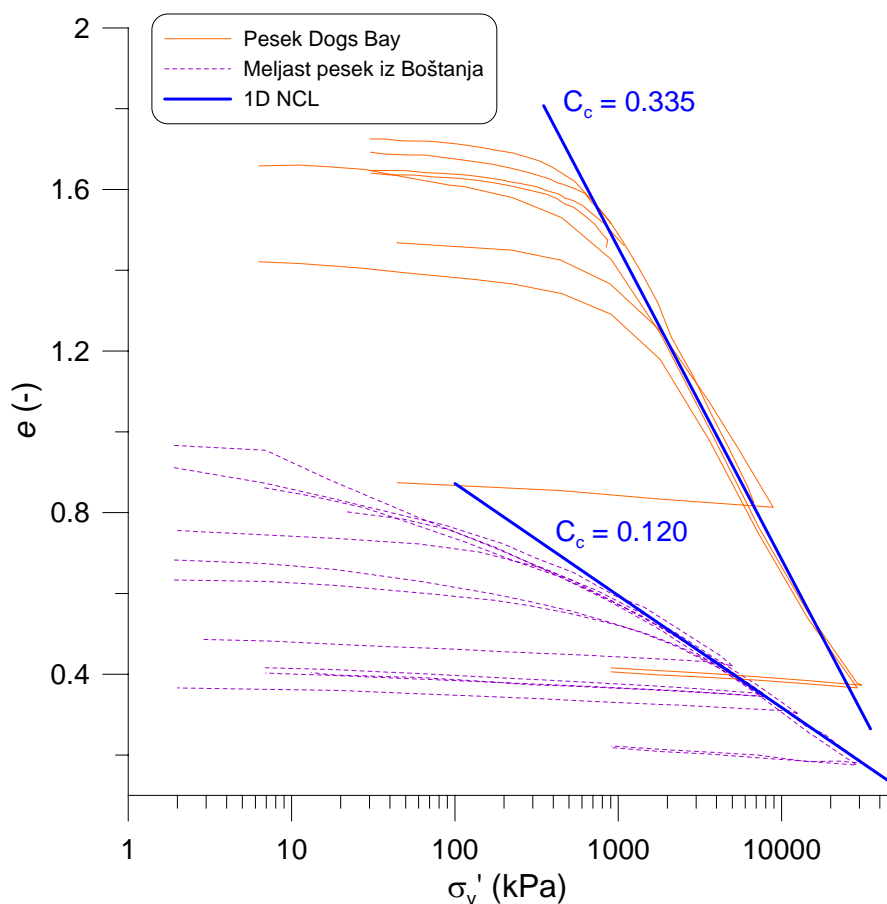
Figure 4.46: Hardin's relative breakage index B_r versus mean effective stress p' and type of loading for Dogs Bay sand. The blue points were measured during this dissertation by using QICPIC apparatus, while the other points were measured by using sieve analyses and published by Coop and Lee (1993). (adapted from Coop, 2003)

Iz primerjave med slikama 4.45 in 4.46 se jasno vidi, da je pri istih pogojih obremenjevanja in napetosti p' drobljenje zrn peska Dogs Bay precej večje od drobljenja meljastega peska iz Boštanja. Razlike v drobljenju lahko delno razložimo z manjšo trdoto zrn peska Dogs Bay (poglavji 4.1.1 in 4.1.2). Poleg tega je razdalja med črtama CSL in 1D NCL v ravnini $B_r - \log p'$ pri meljastem pesku iz Boštanja precej večja kot pri pesku Dogs Bay. Glede na majhne razlike med črtama 1D NCL in CSL meljastega peska iz Boštanja v ravnini $e - \log p'$ (glej sliko 4.50, stran 252) se zdi, da je mehanizem plastificiranja za ta material v triosni kompresiji zelo različen od mehanizma v edometriki kompresiji. Verjetno gre za različna načina drobljenja zrn med obema načinoma obremenjevanja, pri čemer je v triosni kompresiji bolj prisotna delitev zrn na pol (angl. particle splitting), ki močno spremeni zrnastostno sestavo materiala, v edometriki kompresiji pa gre večinoma za brušenje zrn in manjša krušenja (angl. breaking of asperities), kar se kaže v veliko manjših spremembah zrnastostne sestave, spremembe v količniku por pa so lahko celo veliko večje pri takem načinu drobljenja (Nakata in sod., 2001). Za potrditev hipoteze

bi bilo potrebno izvesti zahtevne meritve, kot so jih Nakata in sod. (2001), ki so z označevanjem posameznih zrn in uporabo mikroskopa spremljali načine drobljenja in jih razvrstili v 5 kategorij.

Črte $B_r - \log p'$ na sliki 4.45 so ukrivljene, kar je v nasprotju z objavljenimi črtami za druge peske s slike 2.112 (stran 104). Mogoče pa predstavljajo le začetne dele zvez, ki bi se izravnale z obremenjevanjem pri višjih napetostih.

Večje drobljenje peska Dogs Bay v primerjavi z meljastim peskom iz Boštanj se v določeni meri kaže v razliki v stisljivosti med obema materialoma, oziroma v večjem naklonu črte 1D NCL (slika 4.47) (Altuhafi in Coop, 2009). Ne moremo pa enoznačno opredeliti povezave med stisljivostjo in spremembami v zrnovostni sestavi materiala, saj gre za hkratno delovanje mnogih faktorjev (Nakata in sod., 2001), kot so: oblika zrnovostne krivulje, oblika zrn in mineraloška sestava materiala.



Slika 4.47: 1D kompresijske krivulje obeh materialov s slik 4.7 (stran 189) in 4.19 (stran 205)
Figure 4.47: 1D compression curves for both materials from figures 4.7 (page 189) and 4.19 (page 205)

Za ugotovitev novih direktnih povezav med drobljenjem in mehanskim obnašanjem materiala bi bilo potrebno izvesti dodatne preiskave. Zastavlja pa se vprašanje o dejanski neodvisnosti prikazanih zvez $B_r - \log p'$ na slikah 4.45, 4.46 in 2.112 (stran 104) od napetostne zgodovine in

začetnega volumskega stanja materiala. V zvezi s tem Altuhafi in Coop (2009) eksperimentalno dokažeta, da začetni količnik por materiala vpliva na drobljenje, in sicer večji kot je, večje je drobljenje. To razlagata z manjšim številom kontaktov med zrnji pri bolj rahlem materialu, kar pomeni, da so posledično kontaktne napetosti med zrnji večje, kar povzroča večje drobljenje. Vprašanje pa je, kako velik je vpliv začetnega količnika por na drobljenje pri meljastem pesku iz Boštanja. Eksperimentalnih podatkov za odgovor na zastavljeno vprašanje nimamo. Prisotnost finih zrn bi lahko imela vpliv blaženja koncentracij napetosti med zrnji (angl. cushioning effect), iz česar sledi, da bi bilo za meljast pesek z visoko vsebnostjo finih zrn v nasprotju s čistim peskom za pričakovati večje drobljenje pri bolj gostih vzorcih, ko so fina zrna izrinjena v pore med bolj grobimi zrnji in izboljšani kontakti med bolj grobimi zrnji (Lade in Yamamuro, 1997). Za potrditev hipoteze so potrebne dodatne preiskave.

4.5 Teoretični okvir za napetostno-deformacijsko obnašanje meljastega peska iz Boštanja

4.5.1 Uvod

V poglavju interpretiramo izmerjeno mehansko obnašanje rekonstituiranega meljastega peska iz Boštanja preko teoretičnega okvira kritičnega stanja (Schofield in Wroth, 1968; Atkinson in Bransby, 1978). Prvotno je bil okvir koncipiran za opis mehanskega obnašanja rekonstituiranih glin (angl. reconstituted clays; remoulded clays). Za opis mehanskega obnašanja naravnih glin, ki so zaradi geološke zgodovine strukturirane (angl. structured clays), je bilo potrebno osnovni okvir kritičnega stanja modificirati (Burland, 1990). Izkazalo se je, da je okvir kritičnega stanja, ki je veljaven za gline, z določenimi modifikacijami veljaven tudi za granularne materiale. V zvezi s tem Coop (1990) in Coop in Lee (1993) predstavita modifikacije osnovnega okvira za opis mehanskega obnašanja rekonstituiranih peskov. Za opis granularnih materialov s strukturo so bile potrebne nadaljnje modifikacije (Coop in Atkinson, 1993; Cuccovillo in Coop, 1999). Nadgradnjo osnovnega okvira kritičnega stanja predstavljajo tudi dopolnitve v smislu definiranja odziva materiala pri zelo majhnih in majhnih deformacijah za koherentne (Viggiani in Atkinson, 1995b) in nekoherentne materiale (Jovičić in Coop, 1997). V zadnjih letih pa so predmet raziskav dodatne dopolnitve okvira glede na obnašanje prehodnih zemljin (angl. transitional soils; Martins s sod., 2001; Nocilla s sod., 2006; Ferreira in Bica, 2006; Shipton s sod., 2006).

V naslednjih odstavkih so povzeta osnovna izhodišča teoretičnega okvira kritičnega stanja kot uvod za interpretacijo mehanskega obnašanja meljastega peska iz Boštanja. Eden od elementov okvira je črta normalne kompresije. Navadno jo uporabljamo v dveh oblikah, in sicer: pri enodimenzionalni kompresiji imamo črto 1D NCL in v izotropni kompresiji črto NCL. V obeh primerih gre za enolično linearno zvezo med količnikom por in logaritmom napetosti ($\log \sigma'_v$ ali $\log p'$) med enodimenzionalnim ali izotropnim obremenjevanjem. Rekonstituirane gline med omenjenima načinoma obremenjevanja dosežejo enotno črto normalne kompresije pri nizkih napetostih ($\sigma'_v \geq 100$ kPa; Burland, 1990), pri peskih pa je drugače. Njihovo mehansko obnašanje je močno odvisno od gostotnega stanja, ki posledično vpliva na to, da vzorci istega peska, pripravljene pri različnih količnikih por, dosežejo črto normalne kompresije šele pri znatno višjih nivojih napetosti kot gline. Točko, ko material doseže enotno črto normalne kompresije, imenujemo točko tečenja (angl. yield point). Na diagramu stisljivosti jo vidimo kot prehod iz ukrivljenega v ravni del krivulje stisljivosti.

Ko material nedrenirano ali drenirano strižno obremenimo v triosni kompresiji se približuje kritičnemu stanju, ki pomeni stanje konstantnega volumna, pornega tlaka in efektivnih napetosti. Kritično stanje materiala je lahko doseženo šele pri velikih deformacijah in je zaradi različnih vzrokov v praksi redko popolnoma doseženo. Ima vlogo teoretičnega limitnega stanja, h kateremu material teži med strižno obremenitvijo.

Kritična stanja so povezana v črto kritičnega stanja (CSL) v prostoru $q - p' - e$. Projekcija črte CSL v ravnino $e - \log p'$ glede na teoretični okvir kritičnega stanja je ravna črta, ki je vzporedna s črto NCL. Pri peskih na mehansko obnašanje odločilno vpliva prav relativna lega materiala glede na črto CSL v ravnini $e - \log p'$. Eden od zelo učinkovitih in uspešnih načinov kvantificiranja omenjene relativne lege je preko parametra stanja ψ (Been in Jefferies, 1985; glej enačbo (2.10) na strani 24), ki ga uporabimo kot odločilen parameter mehanskega obnašanja v konstitutivnem modelu v poglavju 5. Parameter stanja ψ je ekvivalent parametru prekonsolidacije OCR , ki se uporablja za prekonsolidirane gline.

Črta NCL predstavlja mejo možnih stanj materiala v volumsko-napetostni ravnini $e - p'$ in tudi začetni del Roscoeve ploskve (Roscoe s sod., 1958), črta CSL pa leži na stičišču Roscoeve in Hvorsleve (1937) mejne ploskve. Napetostna pot se glede na teoretični okvir kritičnega stanja med striženjem povzpne navzgor do ene izmed obeh ploskev in nato potuje po njej do kritičnega stanja. Obe ploskvi se v skladu z okvirom da ponazoriti z ustrezno normalizacijo napetostnih poti, pri čemer so medsebojne lege ploskev različne glede na vrsto materiala.

V območju zelo majhnih deformacij glede na okvir obstaja enotna mejna črta možnih stanj $G_{0(NCL)}$ v togostno-napetostni ravnini $\log G_0 - \log p'$ (Viggiani in Atkinson, 1995b; Jovičić in Coop, 1997) in mejni črti granularnih materialov, ki omejujeta možna stanja v normalizirani togostno-napetostni ravnini $G_0/G_{0(nc)} - p'/p'_e$ (Jovičić in Coop, 1997).

Mehanizem plastičnega deformiranja peskov vzdolž črte normalne kompresije in pri drugih načinih obremenjevanja z dovolj visokimi napetostmi vključuje drobljenje zrn. V poglavju 4.4 ugotavljamo, da tudi pri meljastem pesku iz Boštanja prihaja do drobljenja zrn med mehanskim obremenjevanjem. Glede na to je za pričakovati, da se obravnavani meljast pesek iz Boštanja mehansko obnaša skladno s teoretičnim konceptom kritičnega stanja za rekonstituirane granulane materiale (Coop, 2003). Material spada glede na zrnastostno sestavo na prehod med peski in melji, zato se utegne v določenih aspektih drugače obnašati od splošno priznanih okvirov za čiste peske.

Na tem mestu postavimo hipotezo, da je tudi mehansko obnašanje meljastega peska iz Boštanja možno opisati s teoretičnim okvirom kritičnega stanja. V poglavju obravnavamo obstoj in lastnosti vsakega od omenjenih elementov okvira glede na rezultate mehanskih preiskav, ki so podani v poglavjih 4.2, 4.3 in 4.4.

4.5.2 Eno-dimenzionalna črta normalne kompresije (1D NCL)

Glede na ugotovljeno enotno črto 1D NCL v ravnini $e - \log \sigma'_v$ (slika 4.7, stran 189) lahko postavimo hipotezo, da se meljast pesek iz Boštanja mehansko obnaša glede na okvir teorije kritičnega stanja, ki velja za zemljine. Črta 1D NCL predstavlja mejo med možnimi in nemožnimi stanji materiala v volumsko-napetostni ravnini $e - \sigma'_v$ pri edometriki kompresiji, pri čemer se možna stanja materiala nahajajo pod njo.

Vrednosti parametrov $C_c = 0.120$ in $N_{1D}^* = 1.426$ sta nižji od običajnih vrednosti za peske.

Blizu sta vrednostim materialov jalovine Stava 7030 ($C_c = 0.110$ in $N_{1D}^* = 1.469$; Carrera, 2008) in naravne zemljine Botucatu ($C_c = 0.127$ in $N_{1D}^* = 1.666$; Ferreira in Bica, 2006). Jalovina Stava 7030 je dobro stopnjevano zrnat meljast pesek (drobni pesek) s 30% zrn pod velikostjo 0.063 mm, med katerimi je le 8% glin nizke plastičnosti. Naravna zemljina Botucatu pa je srednji do drobni naravno cementirani pesek s 15 ÷ 22% meljastih zrn in okoli 10% glinenih zrn nizke plastičnosti. Material ima slabo stopnjevano zrnastost (angl. gap-graded). V literaturi nismo našli podatkov o črti 1D NCL za druge meljaste peske, s katerimi bi lahko primerjali črto 1D NCL meljastega peska iz Boštanj.

Glede na zrnastostno sestavo bi bilo možno, da bi se meljast pesek iz Boštanj lahko obnašal prehodno (angl. transitional behaviour). Glede na to Martins s sod. (2001), Ferreira in Bica (2006) in Shipton s sod. (2006) pokažejo, da je prehodno obnašanje prisotno pri slabo stopnjevano zrnatih meljastih-glinastih peskih, Nocilla in sod. (2006) pa poročajo o prehodnem obnašanju tudi pri dobro zrnatem glinastem melju. V nasprotju s tem Carrera (2008) izključi prehodno obnašanje za dobro stopnjevano zrnat meljast pesek z zelo nizko vsebnostjo glinastih zrn. Prav tako enotnost črte 1D NCL dobro zrnatega meljastega peska iz Boštanj, ki skorajda nima zrn velikosti glin, izključuje prehodno obnašanje. Podatek je pomemben, saj ima mnogo naravnih peskov določen delež finih zrn, ne vemo pa natanko, katere lastnosti materiala so odločilne, da pride do prehodnega obnašanja.

Volumsko plastificiranje materiala vzdolž črte 1D NCL se pri peskih vrši v veliki meri z mehanizmom drobljenja zrn (npr. Coop in Lee, 1993; McDowell in Bolton, 1998). Vprašanje je, ali to velja tudi za melje, oziroma meljaste peske, ali pa je dominanten drugačen mehanizem plastificiranja. Zaradi neplastičnosti melja pri meljastem pesku iz Boštanj je za pričakovati, da je mehanizem plastificiranja podoben mehanizmu peskov, po drugi strani pa zaradi prisotnosti finih zrn pričakujemo odstopanja od mehanizmov plastificiranja čistih peskov. Ne glede na obliko in mineraloško sestavo zrn pričakujemo manj izrazito drobljenje kot pri čistih peskih. Razlog za to je v večji trdnosti manjših zrn (McDowell in Bolton, 1998; Nakata s sod., 2001), premikanjem v praznine med bolj grobimi zrn med mehanskim obremenjevanjem (Lade in Yamamuro, 1997) in mehčalnemu vplivu finih zrn (angl. cushioning effect). Poleg tega je v splošnem pri dobro stopnjevano zrnatih materialih manj drobljenja kot pri enakomerno zrnatih (Coop s sod., 2004; Altuhafi in Coop, 2009). Eden od pokazateljev drobljenja je obstoj enotne normalne kompresijske črte (Altuhafi in Coop, 2009). V okviru disertacije smo mehanizem drobljenja zrn spremljali z aparatom QICPIC. Rezultati in interpretacija so predstavljeni v poglavju 4.4.

Pomemben podatek iz predstavljenih rezultatov edometriških preiskav je, pri kateri napetosti σ'_v doseže material enotno črto 1D NCL. S slike 4.7 (stran 189) lahko vidimo, da do tega pride pri približno $\sigma'_v = 3 \div 4$ MPa ne glede na začetno gostoto. To je zelo nizka napetost v primerjavi z drugimi peski, z izjemo peska Dogs Bay, pri katerem je enotna črta 1D NCL dosežena celo že pri napetosti $\sigma'_v \simeq 2$ MPa (slika 4.19, stran 205). Omenjeni nivo napetosti σ'_v je vseeno zelo visok v primerjavi s tipičnimi nivoji napetosti, pri katerih pride do enotnih črt NCL pri rekonstituiranih glinah, ki so enaki $\sigma'_v \geq 100$ kPa (Burland, 1990).

V literaturi se pojavljata različni hipotezi o črti NCL pri nizkih napetostih za granularne materiale. Ena govori o njenem neobstoju dokler kompresijske črte ne skonvergirajo k enotni NCL (Coop in Lee, 1993; McDowell in Bolton, 1998), medtem ko druga vsako kompresijsko črto pri nizkih napetostih obravnava kot svojo črto 1D NCL (Jefferies, 1993). To pomeni, da obstaja pri nizkih napetostih neskončno črt NCL, ki konvergirajo k enotni črti pri višjih napetostih. Zavedati se je potrebno, da pri uporabi definicije neskončnih črt NCL, le-te ne predstavljajo več meje območja možnih stanj (angl. state boundary), ker lahko sekajo, oziroma ležijo pod črto CSL.

Pri preiskavah stisljivosti smo zaznali obstoj t.i. največje kompresijske črte (angl. 'maximum compression curve'), o kateri poroča Carrera (2008). Gre za to, da je pri vzorcu BO-E-D (slika 4.7), ki smo ga želeli vgraditi pri zelo visokem količniku por, prišlo pri zelo majhni obtežbi do hitrega zmanjšanja volumna in konvergence s skupino črt vzorcev, kjer do tako zgodnjega zmanjšanja volumna ni prišlo. Podobno obnašanje je bilo opaziti pri vzorcu BO-E-F, kjer pa začetnega dela krivulje nismo uspeli zabeležiti. V tem smislu zgornji šop krivulj (BO-E-A, BO-E-G) na sliki 4.7 predstavlja neke vrste mejo možnih stanj, vendar ne pravo črto NCL, saj vse krivulje ne konvergirajo k njej pri nizkih napetostih (Carrera, 2008). Verjetno pa drži, da potujejo po njej vse kompresijske črte, ki se začnejo z zelo visokim količnikom por (nad določeno vrednostjo) in nato doživijo že pri zelo majhni obtežbi nenadno zmanjšanje volumna zaradi zelo nestabilne strukture materiala.

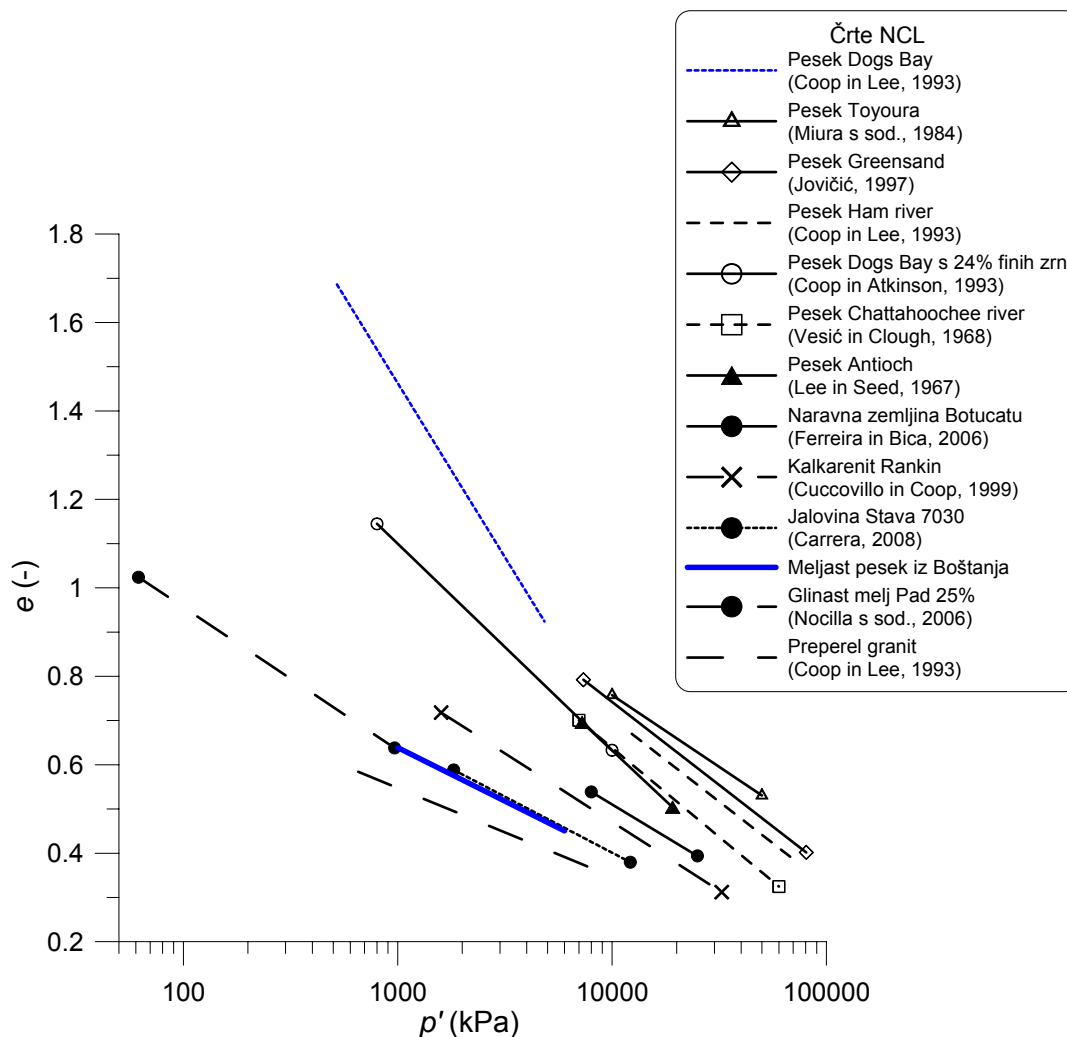
Za potrditev hipoteze o obnašanju meljastega peska iz Boštanja v okviru teorije kritičnega stanja je bilo potrebno določiti tudi izotropno normalno kompresijsko črto in črto kritičnega stanja, ki sta dva osnovna elementa teorije. Omenjeni črti smo skušali identificirati s triosnimi preiskavami.

4.5.3 Izotropna črta normalne kompresije (NCL)

Rezultati triosnih preiskav meljastega peska iz Boštanja v izotropni kompresiji so podani na sliki 4.8 (stran 191). Vidimo lahko, da skladno z edometriškimi preiskavami obstaja tudi enotna ravna črta NCL v ravnini $e - \log p'$. Ima vlogo mejne črte možnih volumsko-napetostnih stanj materiala v ravnini $e - p'$, (angl. state boundary surface) ne glede na način obremenjevanja, pri čemer se stanje materiala lahko nahaja le pod njo. Črta NCL predstavlja tudi začetni del Roscoeve mejne ploskve stanj v ravnini $q/p'_p - p'/p'_p$, ki je prikazana na sliki 4.51 (stran 255).

Glede lege in naklona črte NCL ter mehanizma plastifikacije vzdolž nje velja isto, kot je bilo zapisano v poglavju 4.5.2 za črto 1D NCL. Zanimiva je primerjava njene lege in naklona glede na črte NCL nekaterih drugih granularnih materialov iz literature. Prikazana je na sliki 4.48. Vrednost naklona λ (glej enačbo (4.2), stran 190) črte NCL je enaka 0.105, kar predstavlja nizko vrednost glede na tipične vrednosti za peske (pesek Ham river ima na primer $\lambda = 0.16$ (Coop in Lee, 1993); pesek Chattahoochee river 0.175 (Vesić in Clough, 1968); pesek Toyoura 0.141 (Miura s sod., 1984); pesek Greensand 0.163 (Jovičić, 1997)).

Kot lahko vidimo na sliki 4.48, je črta NCL meljastega peska iz Boštanja glede na lego in naklon



Slika 4.48: Primerjava izotropnih črt NCL za različne granularne materiale
Figure 4.48: Comparison of isotropic NCL lines for various granular materials

najbližje črtam NCL za preperel granit ($\lambda = 0.09$; Coop in Lee, 1993), jalovino Stava 7030 ($\lambda = 0.110$; Carrera, 2008), naravno zemljino Botucatu ($\lambda = 0.127$; Ferreira in Bica, 2006) in kalkarenit Rankin ($\lambda = 0.135$; Cuccovillo in Coop, 1999). Skupni imenovalac omenjenih črt je dobro stopnjevana zrnavost materiala, kar je v skladu s Coop (2003), ki navaja, da so nakloni in vertikalne lege črt NCL in CSL zelo odvisni od zrnavostne sestave materiala. Dobro stopnjevano zrnati materiali imajo navadno nižje vrednosti λ in tudi nižjo lego črt od enakomerno zrnatih. Izjema je naravna zemljina Botucatu, ki ima slabo stopnjevano zrnavost z luknjami, gre pa prav tako za 'široko' zrnavost v primerjavi z običajno enakomerno zrnavostjo čistih peskov. Zanimiva je tudi lega glinastega melja iz nasipov reke Pad, pri katerem vsebnost glinenih zrn, ki jih je okoli 25%, vpliva na obstoj enotne ravne črte NCL že pri nizkih napetostih. Njen naklon λ je enak 0.140 (Nocilla s sod., 2006).

Na sliki 4.48 je prikazan tudi vpliv dodatka 24% finih zrn apnenca ali sadre k pesku Dogs Bay. Dodatek finih zrn spremeni prvotno enakomerno zrnat pesek Dogs Bay v dobro stopnje-

vano zrnatega in s tem se naklon in presečišče črte NCL z vertikalno osjo zmanjšata, in sicer za isto vrednost kljub različni naravi dodanih finih zrn (Coop in Atkinson, 1993). Omenjeno zmanjšanje naklona in presečišča črte NCL zaradi dodatka finih zrn k čistemu pesku predstavlja eno od razlag za izmerjeni nizek naklon in presečišče črte NCL meljastega peska iz Boštanja, ki ima okoli 30% finega neplastičnega melja in tako kot pesek Dogs Bay s finimi zrnimi posledično dobro stopnjevano zrnastost.

Poleg izotropne kompresije je za preučevanje veljavnosti elementov teoretičnega okvira kritičnega stanja za meljast pesek iz Boštanja potrebno preučiti tudi njegovo obnašanje med nedreniranimi in dreniranimi triosnimi strižnimi preiskavami. Poleg napetostno-deformacijskega odziva materiala se na ta način pokaže morebiten obstoj mejnih ploskev stanj, imenovanih Roscoeova in Hvorsleva ploskev, ki obstajata pri glinah (Atkinson in Bransby, 1978), v nekoliko spremenjeni obliki pa se pojavljata tudi pri peskih (Coop in Lee, 1993). Pomemben sestavni del obeh ploskev pa je črta kritičnega stanja, v kateri se ploskvi sekata.

4.5.4 Črta kritičnega stanja (CSL)

Črta kritičnega stanja (CSL) povezuje kritična stanja materiala v prostoru $q - p' - e$. Navadno jo prikazujemo kot projekcijo v napetostni ravnini $q - p'$ in volumsko-napetostni ravnini $e - \log p'$. Na slikah 4.9a (stran 193), 4.11a (stran 195), 4.14a (stran 199) in 4.16a (stran 201) lahko vidimo, da je črta CSL v ravnini $q - p'$ enotna in definirana z napetostnim razmerjem $\frac{q_{cs}}{p'_{cs}} = M = 1.40$, kar je enako strižnemu kotu v kritičnem stanju $\varphi'_{cs} = \arcsin\left(\frac{3M}{6+M}\right) = 34.6^\circ$. Napetostno razmerje M se s povečevanjem napetosti ne spreminja, iz česar lahko zaključimo, da se M ne spreminja z drobljenjem zrn pri višjih napetostih, kar je v skladu z običajnim obnašanjem peskov (Coop, 2003). Drobljenje na črti CSL smo izmerili in ga kvantificirali s parametrom B_r (Hardin, 1985) na sliki 4.45 (stran 240). Nespremenljivost naklona M se ujema tudi z ugotovitvami Coop in Atkinson (1993), ki zaključujeta, da je naklon manj občutljiv na zrnastostno sestavo materiala. Vrednost M za meljast pesek iz Boštanja se nahaja v intervalu vrednosti značilnih za peščene in meljaste materiale (pesek Dogs Bay ima na primer $M = 1.65$ ali $\varphi'_{cs} = 40^\circ$, preperel granit $M = 1.59$ ali $\varphi'_{cs} = 39^\circ$, pesek Ham river $M = 1.28$ ali $\varphi'_{cs} = 32^\circ$ (Coop in Lee, 1993); jalovina Stava $M = 1.35 \div 1.46$ ali $\varphi'_{cs} = 33 \div 36^\circ$ (Carrera, 2008); naravna zemljina Botucatu $M = 1.40$ ali $\varphi'_{cs} = 35^\circ$ (Ferreira in Bica, 2006); prodnato-peščeni melj plaza Stože $M = 1.35$ ali $\varphi'_{cs} = 33^\circ$ (Lenart, 2006a); glinasti melj Pad 25% $M = 1.3$ ali $\varphi'_{cs} = 32^\circ$ (Nocilla s sod., 2006); gline: glina London $M = 0.89$ ali $\varphi'_{cs} = 22.8^\circ$, glina Weald $M = 0.95$ ali $\varphi'_{cs} = 24.2^\circ$ in kaolin $M = 1.02$ ali $\varphi'_{cs} = 25.8^\circ$ (Schofield in Wroth, 1968)).

Rezultati nedreniranih triosnih preiskav so pokazali, da kritična stanja v ravnini $e - \log p'$ pri vzorcih, ki so se obnašali kontrakcijsko, oziroma vzorcih s količnikom por nad vrednostjo 0.625, ne tvorijo enotne črte (slika 4.13, stran 197), ki se navadno pojavlja pri peskih in glinah. Kot lahko vidimo s slike, tvorijo ta kritična stanja pas, ki smo ga omejili s črtama CSLU in CSLL. Če podrobneje analiziramo medsebojno lego začetnih in končnih stanj lahko ugotovimo, da je lega končnega stanja odvisna od vrednosti parametra stanja ψ na začetku preiskave glede

na črto CSL. Povezavo med začetnimi in končnimi stanji podrobneje prikazujemo na sliki 5.8 (stran 289), o podobnem pasovnem pojavljanju kritičnih stanj pa pišemo v poglavju 2.3.3.

Za razliko od pasovne lege kritičnih stanj kontrakcijskih vzorcev, dilatacijski vzorci v ravnini $e - \log p'$ tvorijo enotno črto CSL. Tudi za te vzorce so volumsko-napetostne poti prikazane na sliki 4.13.

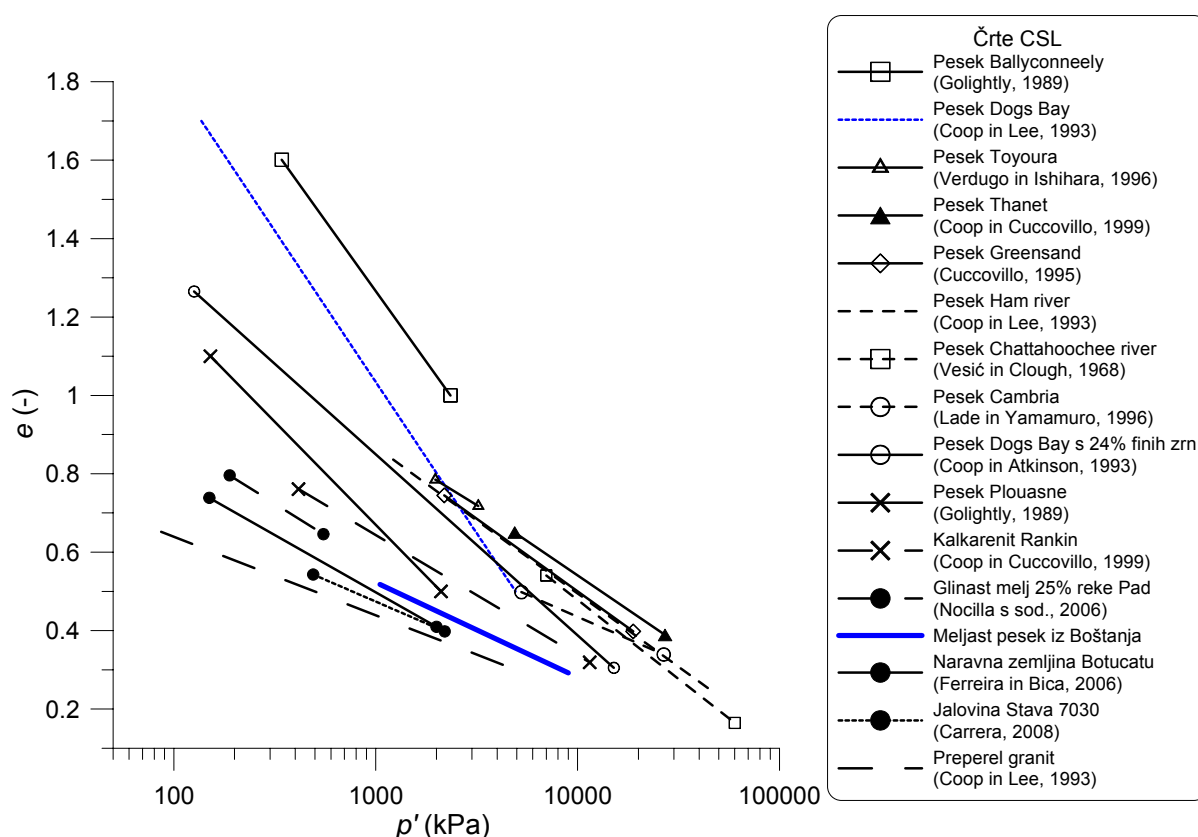
Z nadaljnjimi triosnimi preiskavami smo želeli razjasniti lego in obliko črte CSL pri višjih napetostih in se hkrati prepričati o obstoju pasa kritičnih stanj pri nižjih napetostih. V ta namen smo uporabili drenirane strižne preiskave pri nižjih in višjih napetostih. Na sliki 4.18 (stran 203) lahko vidimo, da kritična stanja tvorijo enotno črto v ravnini $e - \log p'$, ki je pri nižjih napetostih p' ukrivljena, z večanjem napetosti p' pa se črta postopoma ravna v ravno črto, vzporedno črti NCL iz izotropne kompresije. Analitično smo opažene lege kritičnih stanj zajeli z dvema funkcijama (CSL1 in CSL2), ki sta prav tako podani na sliki 4.18. Črto CSL1 smo nato vzeli za središčno črto pojavljanja kritičnih stanj kontrakcijskih vzorcev pri nizkih napetostih (označena z oznako CSL na slikah 4.13 in 5.8).

Z izvedenimi dreniranimi preiskavami ni bilo mogoče potrditi pojavnosti pasa kritičnih stanj za kontrakcijske vzorce v dreniranih pogojih, saj imajo vzorci BO-I-C, BO-I-D in BO-I-E vrednosti ψ v začetnih stanjih enake 0.10, 0.08 in 0.05, kar pomeni, da vsi spadajo v srednje območje začetnih stanj na sliki 5.8 z vrednostmi $\psi = 0.05 \div 0.11$, ki pripadajo eni in isti črti (t.j. črti označeni s CSL).

Ukrivljenost črte CSL pri nizkih napetostih v ravnini $e - \log p'$ in pojavljanje kritičnih stanj kontrakcijskih vzorcev nad začetnim količnikom por $e_0 \simeq 0.625$ skladno z vzorcem s slike 5.8, sta elementa, ki odstopata od klasičnega teoretičnega okvira mehanike kritičnega stanja zemljin. Ravni del črte CSL, ki se glede na eksperimentalne podatke dreniranih in nedreniranih preiskav začne pojavljati že pri napetosti $p' \simeq 400$ kPa in je vzporeden s črto NCL, pa je v skladu z okvirom.

Ukrivljena oblika črte CSL v ravnini $e - \log p'$ pri nizkih napetostih in nato postopno ravnanje, oziroma njena bilinearnost se pojavlja pri mnogih peskih. Veliko slik, ki prikazujejo takšne oblike, je podanih v poglavju 2.3. Za meljaste peske in melje pa je v literaturi zelo malo podatkov o obeh črtah (npr. Ferreira in Bica, 2006; Carrera, 2008). Izgleda, da je koncept črt NCL in CSL kot ravni vzporednici v celotnem območju nizkih in visokih napetosti p' ravnine $e - \log p'$, značilen zgolj za glinaste, ali bolj splošno plastične materiale, pri neplastičnih materialih pa je črta CSL pri nizkih napetostih p' zelo položna in se s povečevanjem p' postopoma krivi do izravnave. Glede na to so na sliki 2.10 (stran 18) verjetno prikazani le ravni deli črt CSL, pri čemer položni deli predstavljata dve točki na sliki 2.10a. Prav položnost črte CSL pri nizkih napetostih p' povzroča velike težave pri njeni določitvi v tem območju in s tem tudi težave pri uporabi parametra stanja ψ za opis obnašanja materiala v območju nizkih napetosti. Razloga za težave sta predvsem manjša natančnost merjenja napetosti v tem območju in nenatančnost pri izračunu količnika por, kjer so bile v našem primeru ocenjene napake reda $\pm 0.02 - 0.03$ (Shipton s sod., 2006).

Primerjava ravnih delov črt CSL med preučevanima materialoma in drugimi granularni materiali iz literature je prikazana na sliki 4.49. Kot lahko vidimo, ima meljast pesek iz Boštanja črto CSL z majhnim naklonom in nizko lego. Kot velja tudi za črto NCL, so ji najbližje črte CSL naravne zemljine Botucatu, jalovine Stava 7030, prepereloga granita in kalkarenita Rankin. Kot je bilo omenjeno v poglavju 4.5.3, je skupna lastnost vseh omenjenih materialov dobro stopnjvana oziroma 'široka' zrnavost, kar je v skladu z ugotovitvami Coop (2003), ki navaja, da je za dobro stopnjvano zrnate materiale značilen manjši naklon in nižja lega črt CSL glede na črte CSL enakomerno zrnatih materialov.

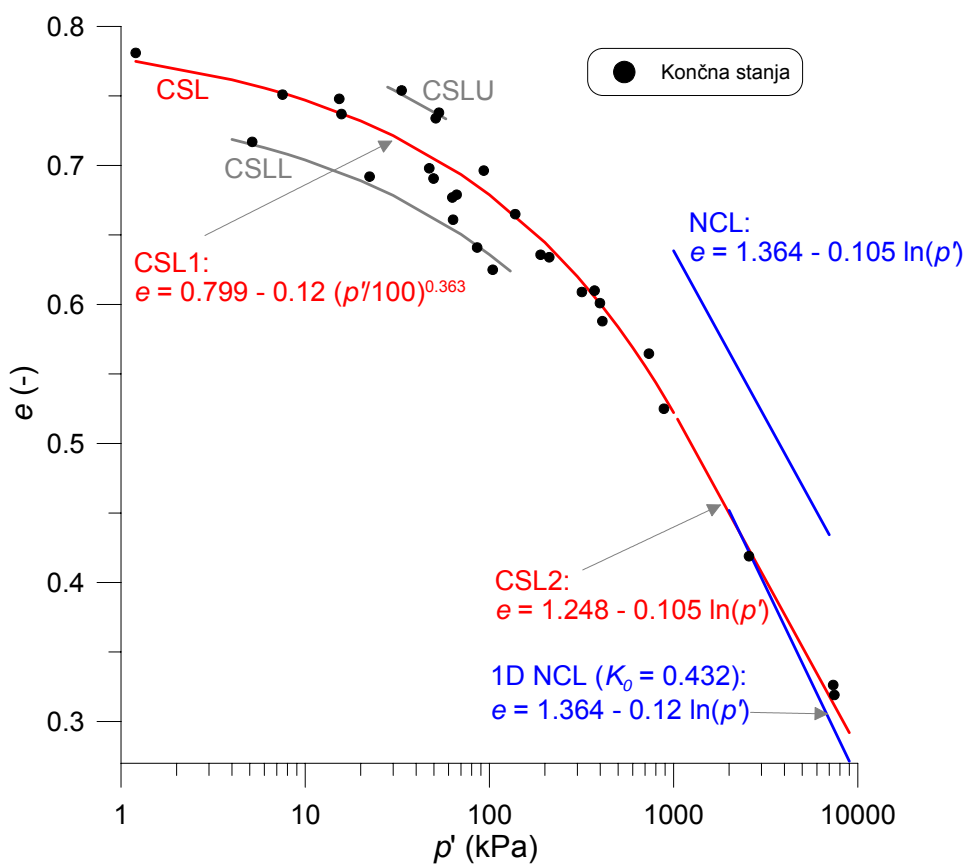


Slika 4.49: Primerjava med črtami kritičnega stanja med preučevanima in ostalimi granularnimi materiali

Figure 4.49: Comparison of the critical state lines between the studied and other granular materials

Eden od pokazateljev tega, ali je material bližje obnašanju glin ali peskov je razdalja med črtama NCL in CSL merjena z razmerjem p'_{NCL}/p'_{CSL} , pri čemer je p'_{NCL} vrednost napetosti p' na črti NCL, medtem ko je p'_{CSL} njena vrednost na črti CSL pri istem količniku por. Za meljast pesek iz Boštanja znaša vrednost razmerja $p'_{NCL}/p'_{CSL} = 3.0$. Tipične vrednosti p'_{NCL}/p'_{CSL} za peske so med 2.5 in 4.0, iz česar sledi, da meljast pesek iz Boštanja sodi v ta interval. Vrednost 3.0 se zdi nekoliko nizka glede na vrednost $p'_{1D NCL}/p'_{CSL} = 4$ jalovine Stava 7030, kar pomeni, da je $p'_{NCL}/p'_{CSL} \approx 5.3$, saj navadno velja $p'_{1D NCL} = 0.7 \div 0.8 p'_{NCL}$. Omembe vredna pa je tudi izjemno visoka vrednost $p'_{NCL}/p'_{CSL} = 7.5$ naravne zemljine Botucatu.

Daleč od pričakovanega je lega črte 1D NCL glede na črto CSL v ravnini $e - \log p'$ (slika 4.50). Črta se skoraj prikrivata, čeprav bi pričakovali, da velja že prej omenjena zveza $p'_{1D NCL} = 0.7 \div 0.8 p'_{NCL}$. Večja bližina črt NCL in CSL je značilna za glinice, pri katerih velja $p'_{NCL}/p'_{CSL} = 1.5 \div 2$. Glinasti melj s 25% glinastih zrn (Nocilla s sod., 2006) ima razmerje p'_{NCL}/p'_{CSL} enako 1.6, ki je verjetno posledica vpliva glinastih zrn, Carrera (2008) pa prav tako poroča o veliki bližini črt NCL in CSL pri čistemu melju nizke plastičnosti Stava. Več podatkov o medsebojnih legah črt NCL (1D NCL) in CSL za neplastične meljaste peske nismo našli v literaturi. Glede na lego črt 1D NCL in CSL meljastega peska iz Boštanjaja velja dodati, da je drobljenje vzdolž obeh črt kljub njuni veliki bližini zelo različno (slika 4.45, stran 240).



Slika 4.50: Primerjava med normalnima kompresijskima črtama iz izotropne kompresije (NCL), edometra (1D NCL) in črto kritičnega stanja (CSL) za meljast pesek iz Boštanjaja
Figure 4.50: Comparison between normal compression lines from isotropic compression (NCL) and oedometer test (1D NCL) and critical state line (CSL) for Boštanj silty sand

Na tem mestu naj omenimo pojav obnašanja peskov, do katerega pride ob razbremenitvi materiala, ponovni rekonstituciji in obremenitvi. Ker sta črti NCL in CSL odvisni od zrnave sestave rekonstituiranega materiala, bi ob ponovni obremenitvi materiala po rekonstituciji dobili drugačno lego in obliko obeh črt. Coop (2003) glede na to zaključuje, da na obnašanje materiala vpliva začetna zrnava sestava ob rekonstituciji, oziroma ob začetku obremenjevanja v geološki zgodovini in ne trenutna sestava. Z drugimi besedami imamo v primeru, da material ne

razbremenimo in ponovno rekonstituiramo opravka z enim in istim materialom, kljub temu, da se mu zrnastostna sestava med obremenjevanjem spreminja. Veljavnost te hipoteze je še vedno predmet znanstvenih debat.

Črta CSL glede na teoretični okvir kritičnega stanja povezuje Roscoevo in Hvorslevo mejno ploskev možnih stanj materiala v prostoru $q - p' - e$. Do obeh ploskev lahko pridemo z normalizacijo napetostnih poti glede na volumsko stanje materiala, kar prikazujemo v naslednjem poglavju.

4.5.5 Roscoeova in Hvorsleva mejna ploskev v normalizirani napetostni ravnini

Teoretični okvir kritičnega stanja (Atkinson in Bransby, 1978) predpostavlja, da so možna stanja materiala, ki je podvržen triosni kompresiji, v prostoru $q - p' - e$ omejena z Roscoevo in Hvorslevo mejno ploskvijo. Namesto v prostoru $q - p' - e$ ju lahko prikažemo v normalizirani napetostni ravnini, pri čemer pri normalizaciji upoštevamo vpliv količnika por na njuno velikost. Za normalizacijo smo uporabili parameter p'_p , ki se je izkazal za uspešnega pri normalizaciji poti obnašanja peskov (Coop in Lee, 1993; slike 2.18 in 2.19, stran 26). Normalizacijski parameter p'_p (slika 2.17, stran 25) smo izračunali z naslednjo zvezo:

$$p'_p = \exp\left(\frac{e + \kappa \ln p' - N^*}{\kappa - \lambda}\right), \quad (4.10)$$

kjer sta e in p' trenutni količnik por in srednja efektivna napetost, N^* in λ sta parametra izotropne črte NCL (enačba (4.1) na strani 190), κ pa je naklon izotropne črte razbremenjevanja (enačba (4.3), stran 190). Vrednosti za vse tri parametre so podane na sliki 4.8 (stran 191). Večkrat uporabljena normalizacijska parametra sta tudi p'_e (slika 2.17 in enačba (2.13), stran 25) in p'_{cs} (npr. Klotz in Coop, 2002), ki sta prav tako prikazana na sliki 2.17.

Pri normalizaciji s parametrom p'_p predpostavljamo, da so vse mejne ploskve pri različnih količnikih por enakih oblik, njihova velikost pa je odvisna od velikosti napetosti p' na presečišču trenutne ravne razbremenilne črte s črto NCL v ravnini $e - \log p'$, oziroma od vrednosti trenutnega prekonsolidacijskega tlaka p'_p . Koncept je uporaben pri vzporedno ležečih ravnih črtah NCL in CSL v ravnini $e - \log p'$. Zato v našem primeru lahko tako normaliziramo le tiste preiskave, ki se nanašajo na ravni del črte CSL, pri preiskavah, ki imajo kritična stanja na ukrivljenem oziroma pasovnem delu črte CSL, pa taka normalizacija ni veljavna, saj je na ta način nemogoče dobiti enotne normalizirane ploskve.

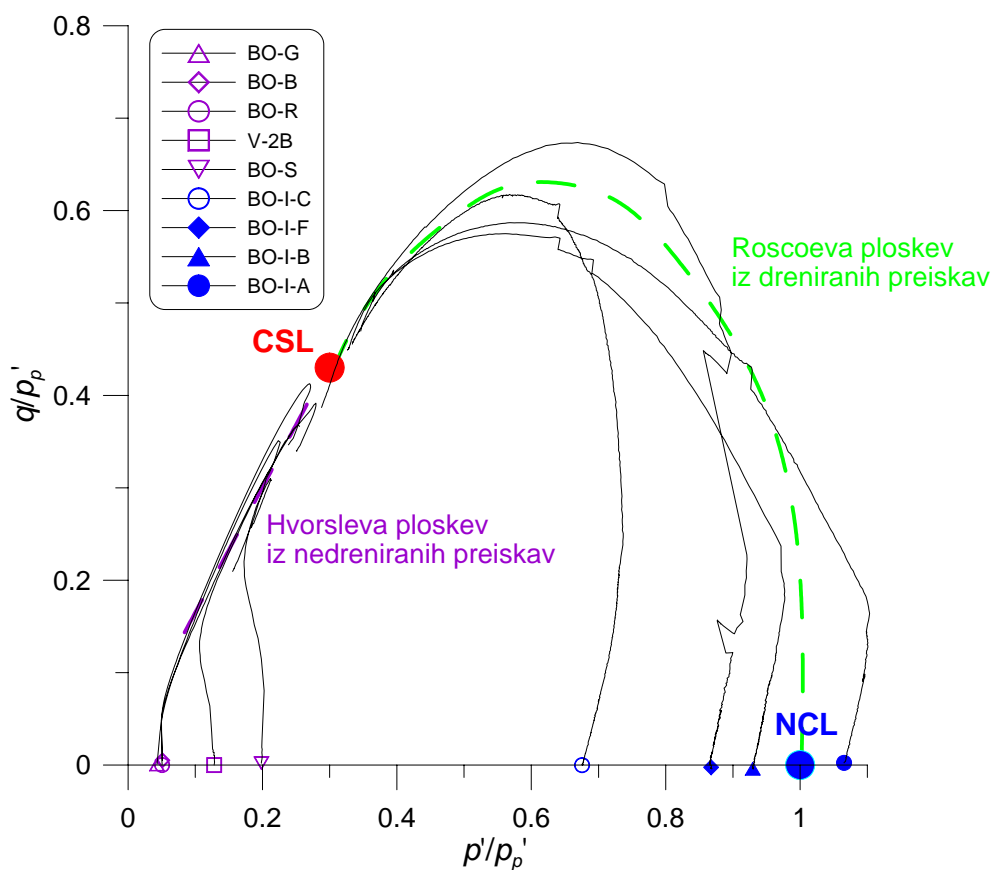
Normalizacija preiskav, ki pripadajo ravnemu delu črte CSL v ravnini $e - \log p'$, je prikazana na sliki 4.51. Vidimo lahko, da normalizacija uspešno definira črte NCL, CSL ter Roscoevo in Hvorslevo ploskev. Zaradi omejene izbire preiskav je Roscoeova ploskev definirana le s kontrakcijskimi dreniranimi preiskavami, Hvorsleva ploskev pa z dilatacijskimi nedreniranimi. Ker ni na voljo več rezultatov normalno konsolidiranih dreniranih preiskav in nobene normalno konsolidirane nedrenirane, ne moremo preveriti, ali za ta material velja Rendulicev princip. Veljaven

je predvsem za gline. Po tem principu so enotne vse normalizirane poti normalno konsolidiranega materiala v na ta način normalizirani napetostni ravnini. Za pričakovati je, da Rendulicev princip tudi pri meljastem pesku iz Boštanja ne velja, saj je tako na primer pri peskih (Coop in Lee, 1993), kjer nedrenirane poti potekajo pod dreniranimi. Podobno velja za nekatere meljaste gline (Lewin in Burland, 1970; Cunningham s sod., 2003) in glino nizke plastičnosti (Gens in Potts, 1982).

Na sliki 4.51 lahko tudi vidimo, da točka črte CSL ne leži na vrhu normaliziranih poti. Lega na vrhu je značilna za rekonstituirane gline (Atkinson in Bransby, 1978). Pri meljastem pesku iz Boštanja, pa je točka CSL pomaknjena pod vrh na levo stran poti, kar je značilna lega za peske (Coop in Lee, 1993), napovedal pa jo je že Chandler (1985) s konstitutivnim modelom. Točka črte CSL predstavlja stičišče normalizirane Roscoeve in Hvorsleve ploskve.

Omenjena nizka lega točke črte CSL je poleg poteka normaliziranih nedreniranih poti pod dreniranimi (neveljavnost Rendulicevega principa), ena glavnih razlik med peski in glinami (Coop, 2003). Verjetno potekajo nedrenirane poti pod dreniranimi tudi pri meljastem pesku iz Boštanja, iz česar lahko predpostavimo, da smo z dreniranimi preiskavami uspešno zaobjeli lego Roscoeve mejne ploskve, Hvorsleva ploskev pa je verjetno tudi dovolj točno določena.

Dopolnitve osnovnega teoretičnega okvira kritičnega stanja rekonstituiranih glin (Atkinson in Bransby, 1978) predstavljajo tudi črte in ploskve togosti znotraj in na meji Roscoeve in Hvorsleve ploskve, katerih veljavnost za preučevani meljast pesek predstavljamo v naslednjem poglavju.



Slika 4.51: Normalizacija strižnih poti dreniranih in nedreniranih triosnih strižnih preiskav s parametrom p'_p , ki je definiran na sliki 2.17 (stran 25).

Figure 4.51: Normalisation of shearing paths for drained and undrained triaxial shearing tests using the parameter p'_p , which is defined in figure 2.17 (page 25)

4.5.6 Mejne ploskve togosti G_0 in tangentna strižna togost G

Meritve strižne togosti pri zelo majhnih deformacijah G_0 so pokazale, da tudi za meljast pesek iz Boštanja v ravnini $G_0 - p'$ obstaja mejna črta možnih stanj materiala (slika 4.23, stran 212), ki je ravna v ravnini $\log G_0 - \log p'$. Označena je kot črta $G_{0(NCL)}$ skupaj z analitičnim izrazom oblike, ki je podana z enačbo (2.14) (stran 27). Črta $G_{0(NCL)}$ razmejuje možna od nemožnih stanj v ravnini $G_0 - p'$, pri čemer so možna stanja materiala na črti ali nad njo. Na sliki 4.52 za primerjavo prikazujemo črte $G_{0(NCL)}$ za različne granularne materiale skupaj s črto $G_{0(NCL)}$ meljastega peska iz Boštanja. Vidimo lahko, da je variabilnost med črtami $G_{0(NCL)}$ različnih granularnih materialov manjša kot pri črtah NCL in CSL na slikah 4.48 in 4.49, ne glede na različne tipe zrn različnih materialov. V zvezi s tem Jovičić in Coop (1997) pokažeta, da se razlika v trdnosti in drobljenju zrn glede na togost odraža šele pri večjih deformacijah.

Togost G_0 je v izotropnih pogojih odvisna od napetosti p' in količnika por. Jovičić in Coop (1997) sta predlagala normalizacijo zvez $G_0 - p'$ glede na volumsko stanje materiala, ki je uspešna pri peskih. Na ta način sta postavila mejni ploskvi možnih stanj materiala v normalizirani togostno-napetostni ravnini $G_0/G_{0(nc)} - p'/p'_e$. Togosti G_0 sta normalizirala s togostmi G_0 na črti $G_{0(NCL)}$ pri trenutni napetosti p' , napetost p' pa s parametrom p'_e , ki je definiran z enačbo (2.13) na strani 25. Črta $G_{0(NCL)}$ tako v normalizirani ravnini $G_0/G_{0(nc)} - p'/p'_e$ predstavlja točko s koordinatami (1, 1).

Na sliki 4.53 je prikazana omenjena normalizacija $G_0/G_{0(nc)} - p'/p'_e$ na podatkih za meljast pesek iz Boštanja. Vidimo lahko, da je normalizacija uspešna tudi na tem materialu. Ostale normalizacije peskov smo za primerjavo prikazali na sliki 2.21 (stran 29). Na ta način razvrstimo stanja materiala v črto za prvo izotropno obremenjevanje materiala (kompaktirano stanje) in črto izotropnega razbremenjevanja materiala iz enkrat že dosežene črte $G_{0(NCL)}$ (prekonsolidirano stanje). Med obema črtama pa se nahajajo stanja materiala, ki je bil razbremenjen še pred dosegom črte $G_{0(NCL)}$ (Jovičić in Coop, 1997). Podatkov teh stanj materiala za meljast pesek iz Boštanja nimamo.

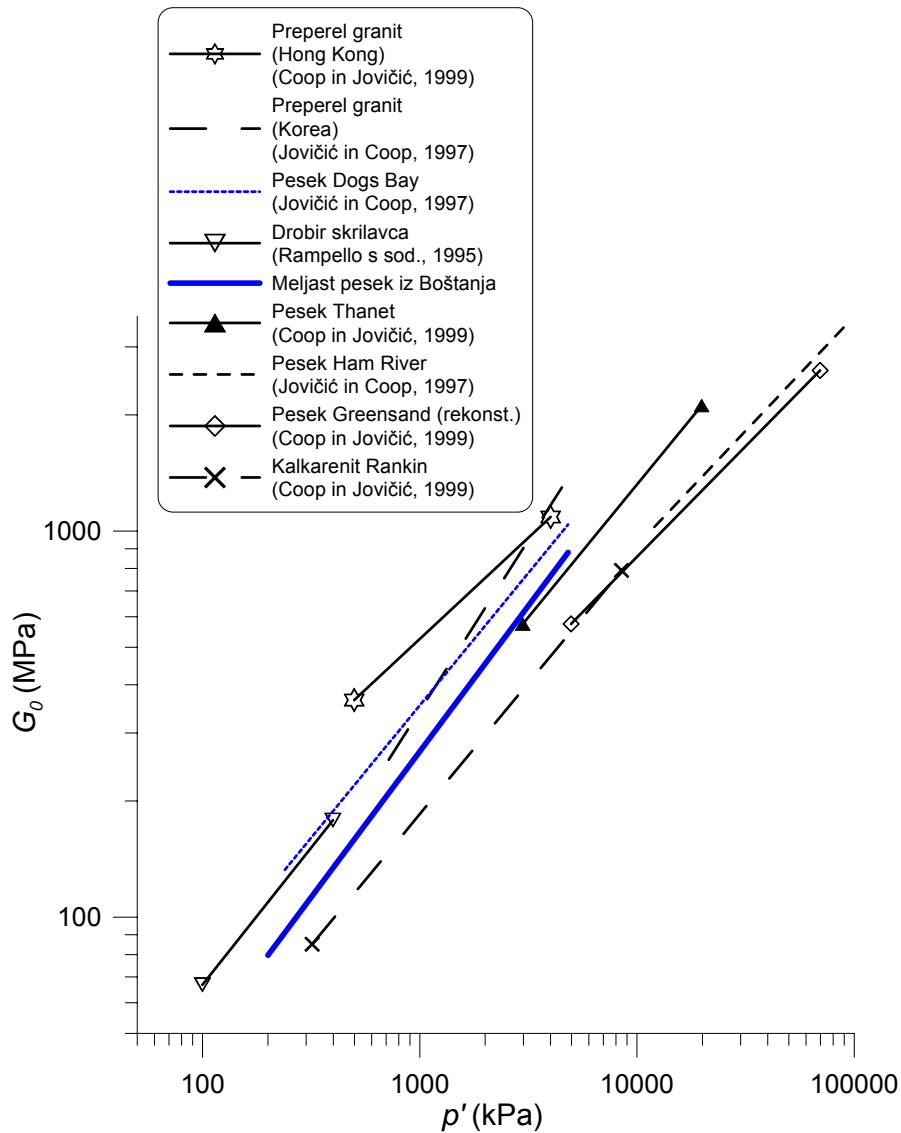
Na sliki 4.32 (stran 222) smo prikazali zveze med tangentno strižno togostjo G in strižno deformacijo ε_q za drenirane preiskave na meljastem pesku iz Boštanja. Za primerjavo so na isti sliki prikazane tudi vrednosti izmerjene z bender elementi. S slike se vidi, da na tangentno togost G vpliva velikost začetne srednje efektivne napetosti p'_0 , in sicer večja kot je napetost p'_0 , večji je G , s povečevanjem strižne deformacije pa G pada.

Vpliv trenutne napetosti p' na tangentno togost G pri različnih nivojih strižne deformacije v ravnini $\log G - \log p'$ je za kontrakcijske drenirane vzorce (BO-I-A, BO-I-B, BO-I-C, BO-I-D in BO-I-E) prikazan na sliki 4.54. Če bi želeli na isti graf narisati tudi togosti dilatacijskih vzorcev (BO-I-G in BO-I-I), bi jih bilo potrebno na nek način normalizirati in s tem upoštevati različno lego glede na črto CSL v ravnini $e - \log p'$. Točke smo narisali z uporabo podatkov s slike 4.32 in odčitkov napetosti p' pri posameznih nivojih strižne deformacije. Na sliki 4.54 lahko vidimo, da za vsak nivo deformacij lahko povežemo zvezo med togostjo G in napetostjo p' v ravno črto v ravnini $\log G - \log p'$. Črte so med seboj skoraj vzporedne, kajti s povečevanjem

napetosti p' konvergirajo skupaj. Vsako od črt lahko definiramo z enačbama (4.6) ali (4.7) (stran 228), ki imata parametra A in n . Podatki v območju nizkih napetosti odstopajo od črte $\varepsilon_q = 0.1\%$. Razlog za to je verjetno v napakah pri meritvah in veliki občutljivosti na vrednost togosti zaradi logaritmičnega merila. Za primerjavo je na sliki 4.54 narisana tudi črta $G_{0(NCL)}$ s slik 4.23 (stran 212) in 4.52. Jasno se vidi, da predstavlja zgornjo mejo strižne togosti materiala v odvisnosti od napetosti p' in strižne deformacije.

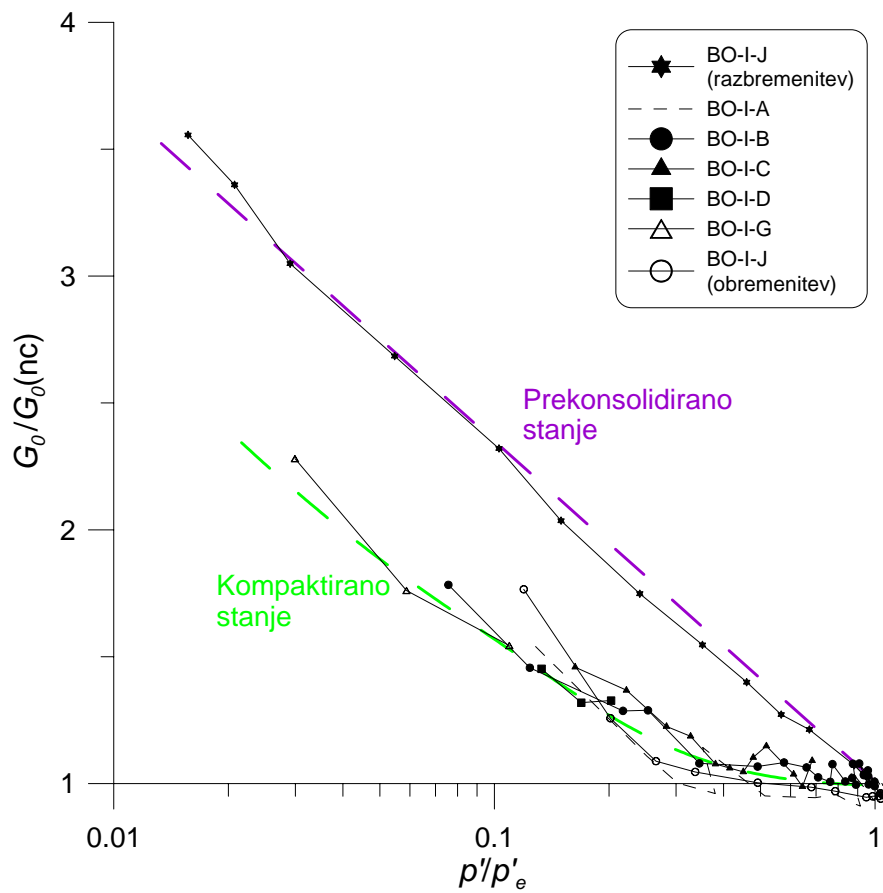
Parametra črt A in n v odvisnosti od strižne deformacije sta narisana na sliki 4.55. Za primerjavo sta na začetku grafov prikazani tudi vrednosti za togost G_0 na črti $G_{0(NCL)}$, ki je bila izmerjena z bender elementi. Vidimo lahko, da s povečevanjem deformacije ε_q parameter A gladko pada, od vrednosti 1459 pri $\varepsilon_q = 0.001\%$, ki se ujema s črto $G_{0(NCL)}$, do vrednosti 85 pri $\varepsilon_q = 0.1\%$. To je posledica močno nelinearnega obnašanja materiala v tem območju deformacij. Pri večjih deformacijah se vrednost A asimptotično približuje vrednosti 0. Vrednost parametra n po drugi strani s povečevanjem ε_q gladko narašča. Vrednost n pri $\varepsilon_q = 0.001\%$ je 0.755, kar se prav tako ujema s črto $G_{0(NCL)}$, pri $\varepsilon_q = 0.1\%$ pa je $n = 0.850$. Vrednosti parametra n naj bi z večanjem deformacije ε_q konvergirale k vrednosti 1.0, kar je v skladu z linearno odvisnostjo togosti G od napetosti p' pri velikih deformacijah (Viggiani in Atkinson, 1995b).

Trend spreminjanja parametrov A in n z večanjem nivoja strižne deformacije je podoben kot v primeru rekonstituiranega peska Dogs Bay (slika 4.38 na strani 230) in kaolina (Viggiani in Atkinson, 1995b). Tu je potrebno dodati, da sta parametra A in n , ki definirata črto $G_{0(NCL)}$ (označena kot A_0 in n_0 v enačbi (2.14), stran 27), materialni konstanti, vrednosti A in n v odvisnosti od strižne deformacije, pa so odvisne od načina obremenjevanja materiala in napetostne zgodovine (Jovičić in Coop, 1997).



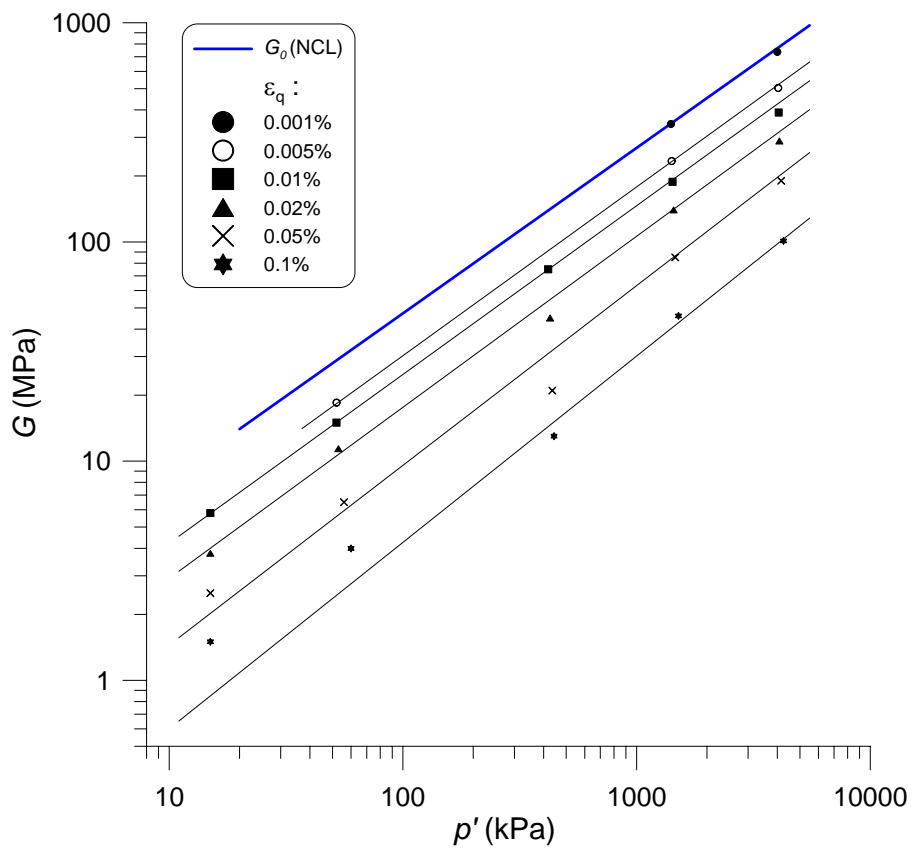
Slika 4.52: Primerjava med črto $G_{0(NCL)}$ za meljast pesek iz Boštanja in pesek Dogs Bay z ostalimi peski iz literature

Figure 4.52: Comparison between $G_{0(NCL)}$ line for Boštanj silty sand and Dogs Bay sand with other published $G_{0(NCL)}$ lines for sands



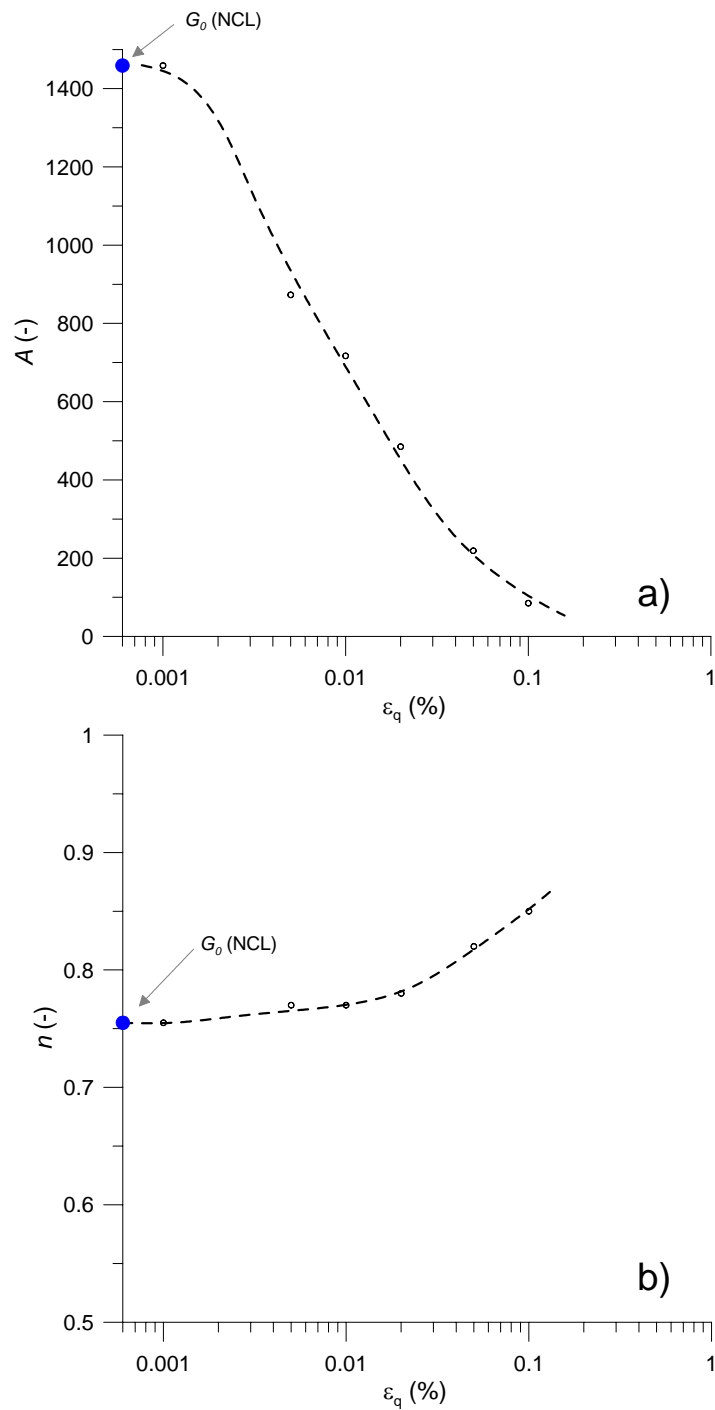
Slika 4.53: Spreminjanje togosti G_0 z normaliziranim volumskim stanjem meljastega peska iz Boštanja

Figure 4.53: Variation of stiffness G_0 with normalized volumetric state for Boštanj silty sand



Slika 4.54: Spreminjanje tangentne togosti G v odvisnosti od napetosti p' in strižne deformacije meljastega peska iz Boštanj

Figure 4.54: Variation of tangent stiffness G with stress p' and shear strain for Boštanj silty sand



Slika 4.55: Spreminjanje parametrov A in n v odvisnosti od nivoja strižne deformacije za meljast pesek iz Boštanj

Figure 4.55: Variation of the parameters A and n with shear strain level for Boštanj silty sand

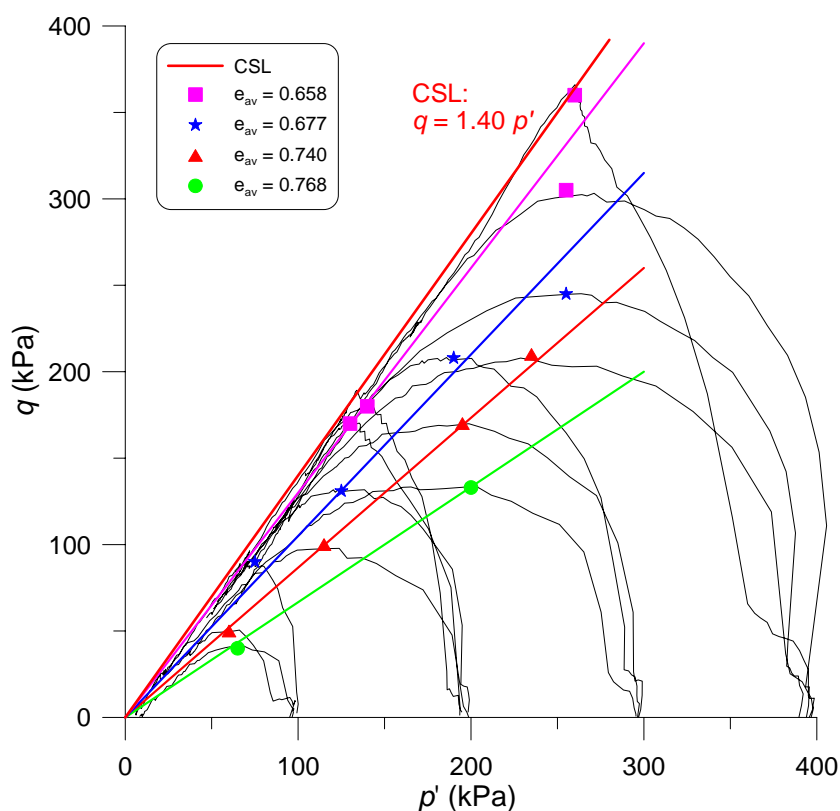
4.5.7 Ostali vidiki mehanskega odziva

Splošno gledano je mehanski odziv meljastega peska iz Boštanja v skladu s pričakovanim odzivom peskov, pri čemer se kaže, da ima velik vpliv lega stanja materiala glede na črto CSL v ravnini $e - p'$. Če stanje materiala leži nad črto CSL, se material odzove kontrakcijsko na mehansko obremenitev, kar lahko vzporejamo z odzivom rahlih peskov in normalno konsolidiranih glin. Po drugi strani pa, če stanje materiala leži pod črto CSL, je odziv materiala dilatacijski, kar je podobno z odzivom gostih peskov ali prekonsolidiranih glin (Atkinson in Bransby, 1978). Posebno je potrebno poudariti vpliv gostote materiala na mehanski odziv v območju inženirskih napetosti, kar velja za eno od tipičnih lastnosti, ki loči obnašanje peskov od obnašanja glin. Ker je pri glinah enotna črta NCL dosežena že pri zelo nizkih napetostih ($\sigma'_v \geq 100$ kPa; Burland, 1990), so tako vplivi različnih začetnih količnikov por že pri nizkih nivojih napetosti izbrisani.

Meljast pesek iz Boštanja v nedreniranih pogojih sledi načinom odziva s slike 2.12 (stran 20), pri čemer vmesnega odziva omejene stabilnosti ni bilo zaznati. Razlog za to je verjetno v poudarjeni kontrakcijski naravi mehanskega odziva zaradi vpliva prisotnosti sorazmerno velikega deleža finih zrn v materialu (Lade in Yamamuro, 1997; Yamamuro in Covert, 2001; glej poglavje 2.4.2), ali pa nismo imeli primernih vmesnih stanj materiala za tak odziv.

Preučili smo tudi lego točk nestabilnosti kontrakcijskih vzorcev. Z grupiranjem vzorcev glede na bližino izbranih povprečnih količnikov por e_{av} smo na sliki 4.56 stanja vrhov v diagramih $q - p'$ lahko povezali s štirimi ravnimi črtami nestabilnosti, ki potekajo skozi izhodišče diagrama. Manjši kot je količnik por, bližje je naklon črte nestabilnosti naklonu črte CSL, dokler se mehansko obnašanje materiala ne prelevi iz kontrakcijskega v dilatacijsko. To je v skladu z ugotovitvami Chu in Leong (2002) za pesek ter Yang S. (2004) in Yamamuro in Lade (1997) za pesek in pesek z neplastičnim meljem. Stanja nestabilnosti so podrobneje razložena v poglavju 2.4.7.

Parameter stanja ψ (Been in Jefferies, 1985) pomeni razdaljo med trenutnim stanjem in črto CSL v ravnini $e - p'$ v smeri količnika por (glej enačbo (2.10), stran 24). Z uporabo zvez, ki so osnovane na parametru stanja ψ , je mogoče učinkovito opisati mehanski odziv peskov. Pomembni zvezi, ki uporabljata trenutno vrednost ψ , sta na primer podani v enačbah (2.11) in (2.12) s strani 24. Parameter ψ predstavlja ekvivalent prekonsolidacijskega parametra OCR , ki se uporablja za vrednotenje mehanskega obnašanja glin. Eden od ciljev disertacije je bil numerično modelirati mehansko obnašanje meljastega peska iz Boštanja z enim od obstoječih konstitutivnih modelov za peske. Izbrali smo konstitutivni model SANISAND avtorjev Taiebat in Dafalias (2008), ki je osnovan na podobnih zvezah parametra ψ in je definiran znotraj teoretičnega okvira kritičnega stanja (glej poglavji 5.4 in 5.5). Model zna simulirati mejno ploskev NCL, ploskev CSL, poleg tega pa ima vgrajeni še mejno ploskev in ploskev razmikanja, za kateri velja, da sta v striktnem pomenu le pogojno mejni ploskvi, saj dopuščata, da jih stanje materiala tudi seka. Model dopušča malenkostne prestopne črte NCL, pri čemer pa se stanje hitro popravi nazaj nanjo.



Slika 4.56: Črte nestabilnosti nedreniranih preiskav meljastega peska iz Boštanj glede na povprečne količnike por
Figure 4.56: Instability lines according to average void ratios for undrained tests on Boštanj silty sand

Modeliranje mehanskega obnašanja meljastega peska iz Boštanj z uporabo modela SANI-SAND je prikazano v poglavju 5. Za uporabo modela je bilo nujno na nek način upoštevati pasovno lego kritičnih stanj in s tem v zvezi vzorec pojavljanj začetnih in kritičnih stanj glede na sliko 5.8 (stran 289). Zato smo v modelu modificirali izračun parametra stanja ψ za kontrakcijske vzorce v območju količnika por $e \geq 0.625$. Modifikacija je podrobneje razložena v poglavju 5.6, simulacije izmerjenega mehanskega odziva materiala pa so predstavljene v poglavju 5.9.

4.5.8 Povzetek

S pomočjo analize rezultatov laboratorijskih preiskav smo pokazali, da je mehansko obnašanje meljastega peska iz Boštanj možno opisati s teoretičnim okvirom kritičnega stanja zemljin. Na ta način smo lahko celovito opisali mehansko obnašanje materiala v območjih od zelo majhnih do velikih deformacij ter standardnih do visokih napetosti. Pri tem smo uporabili osnovne elemente okvira kritičnega stanja, kot so: normalni kompresijski črti, črta kritičnega stanja, mejne ploskve možnih stanj materiala v normalizirani napetostni ravnini, togostno-napetostni ravnini

in normalizirani togostno-napetostni ravnini ter črte tangentnih strižnih togosti v odvisnosti od nivoja napetosti in deformacije.

Izkazalo se je, da je mehansko obnašanje meljastega peska iz Boštanja glede na okvir kritičnega stanja bližje obnašanju rekonstituiranih peskov kot glin, kar je bilo za pričakovati glede na velikost zrn in njihovo neplastičnost. Normalni kompresijski črti in črta kritičnega stanja v ravnini $e - \log p'$ se ujema z legami dobro stopnjevano zrnatih granularnih materialov, iz česar se vidi vpliv finih zrn na odziv materiala, ki ima zaradi njihove prisotnosti dobro stopnjevano zrnastost.

Meljast pesek iz Boštanja odstopa od okvira kritičnega stanja rekonstituiranih peskov v smislu ukrivljene črte kritičnega stanja oziroma pasovne lege v ravnini $e - \log p'$ pri kontrakcijskem obnašanju materiala nad količnikom por vrednosti 0.625. Skladno s tem je bilo potrebno za uspešen opis mehanskega obnašanja s parametrom ψ modificirati njegovo osnovno definicijo glede na izmerjene zveze med legami začetnih in kritičnih stanj v ravnini $e - \log p'$. Uporabljena modifikacija parametra ψ je predstavljena v poglavju 5.6, primerjava med numeričnimi simulacijami in meritvami pa v poglavju 5.9.

Za material v rahlem stanju smo pokazali tudi odvisnost leg točk nestabilnosti v ravnini $q - p'$ od količnika por. Lege so v skladu z obnašanjem rahlih peskov in peskov z neplastičnimi melji.

Glede na skladnost mehanskega obnašanja meljastega peska iz Boštanja z okvirom kritičnega stanja zemljin je potrebno omeniti bližino črt 1D NCL in CSL v ravnini $e - \log p'$, kar je bližje obnašanju glin in čistega melja, pa čeprav je bilo drobljenje vzdolž črte CSL bistveno večje kot vzdolž črte 1D NCL. To priča o morebitnih razlikah v mehanizmu plastificiranja materiala med drenirano triosno kompresijo in drenirano enodimenzionalno kompresijo v edometru.

5 SIMULACIJE MEHANSKEGA OBNAŠANJA MELJASTEGA PESKA IZ BOŠTANJA

5.1 Uvod

V poglavju predstavljamo numerično simuliranje mehanskega obnašanja meljastega peska iz Boštanja v nedreniranih pogojih. V ta namen smo modificirali obstoječi elasto-plastični konstitutivni model SANISAND (Taiebat in Dafalias, 2008) in ga implementirali v računalniški program za analizo mehanskega obnašanja zemljin po metodi končnih elementov, ki smo ga napisali v okviru disertacije. Model je primeren za simulacijo mehanskega obnašanja peščenih materialov med statično in dinamično obremenitvijo. Predstavlja nadgradnjo modelov Manzari in Dafalias (1997), Li in Dafalias (2000), Dafalias in Manzari (2004) in Dafalias s sod. (2004). Bistvena sprememba glede na omenjene modele je v tem, da model omogoča utrjevanje materiala pri obremenjevanju s konstantnim napetostnim razmerjem $\eta = q/p'$. V drugih zgoraj omenjenih modelih je utrjevanje (oz. plastifikacija) možno le s spreminjanjem η .

Model upošteva postulate mehanike kritičnega stanja zemljin (Schofield in Wroth, 1968) in je definiran v okviru teorije plastičnosti z mejnimi ploskvami (angl. bounding surface plasticity), ki je podrobno opisana v Dafalias (1986).

Za boljše razumevanje formulacije modela so v poglavju najprej predstavljeni osnovni koncepti formulacij elasto-plastičnih konstitutivnih modelov. Nato je na kratko predstavljena skupina konstitutivnih modelov s kinematičnim utrjevanjem in mejno ploskvijo, med katere uvrščamo tudi uporabljeni model. Sledi formulacija konstitutivnega modela SANISAND v triosnem napetostno-deformacijskem prostoru in za tem generalizacija v splošni napetostno-deformacijski prostor. Eksperimentalni rezultati na meljastem pesku iz Boštanja so botrovali k modifikaciji modela v smislu izračuna parametra stanja ψ . Na ta način izboljšali ujemanje med izmerjenim in simuliranim mehanskim obnašanjem materiala. Modifikaciji modela sledi opis numerične integracije modela in kalibracije parametrov. Nato so predstavljene simulacije monotoničnih triosnih preiskav, ki so primerjane z eksperimentalnimi rezultati. Na enem primeru je prikazana tudi simulacija ciklične triosne preiskave, na koncu pa odziv modela pri potresni

obremenitvi glede na akcelerogram potresa v Petrovcu iz Črne Gore leta 1979.

V vseh formulacijah je predpostavljeno, da imamo opravka z efektivnimi napetostmi, zato je znak ($'$), ki označuje efektivne napetosti, navadno izpuščen.

5.2 Osnovni koncepti formulacij elasto-plastičnih konstitutivnih modelov

5.2.1 Glavni sestavni deli formulacij

Za formulacijo elasto-plastičnega konstitutivnega modela so potrebni naslednji štiri glavni sestavni deli (Potts in Zdravković, 1999):

- predpostavka o sovpadanju osi,
- funkcija tečenja (angl. yield function),
- pravilo tečenja (angl. flow rule) in
- pravila utrjevanja/mehčanja (angl. hardening/softening rules).

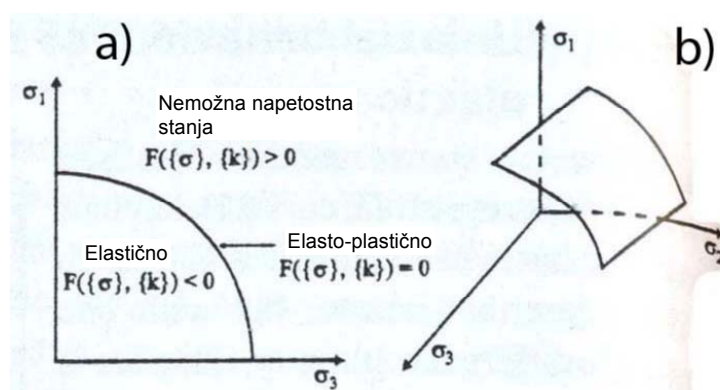
Glede sovpadanja osi lahko predpostavimo, da glavne smeri akumuliranih napetosti in prirastkov plastičnih deformacij sovpadajo. To je drugače kot pri elastičnem obnašanju, kjer sovpadajo glavne smeri prirastkov napetosti in prirastkov deformacij.

Nato je potrebno definirati funkcijo tečenja F kot skalarno funkcijo napetostnih komponent ali invariant in parametrov stanja $\{\mathbf{k}\}$. Zapišemo jo lahko kot ploskev $F = 0$ v napetostnem prostoru, katere velikost pa je funkcija parametrov stanja $\{\mathbf{k}\}$ kot:

$$F(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{k}\}) = 0. \quad (5.1)$$

Pri idealni plastičnosti (angl. perfect plasticity) so $\{\mathbf{k}\}$ konstante. Pri plastičnosti z utrjevanjem in mehčanjem (angl. hardening and softening plasticity) pa se $\{\mathbf{k}\}$ spreminja s plastičnim deformiranjem materiala. Če je utrjevanje ali mehčanje povezano z velikostjo plastičnih deformacij, govorimo o modelu deformacijskega utrjevanja/mehčanja (angl. strain hardening/softening). Če pa je utrjevanje ali mehčanje povezano z velikostjo opravljenega plastičnega dela, govorimo o utrjevanju/mehčanju z delom (work hardening/softening).

Način obnašanja materiala je definiran z vrednostjo funkcije tečenja F (slika 5.1). Ko je $F(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{k}\}) < 0$ je obnašanje čisto elastično, plastično (oz. elasto-plastično) obnašanje pa se odvija pri $F(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{k}\}) = 0$. Vrednost $F(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{k}\}) > 0$ ponazarja nedopustno napetostno stanje.



Slika 5.1: Shema ploskve tečenja kot: a) dvo-dimenzionalna krivulja v ravnini $\sigma_1 - \sigma_3$, b) tri-dimenzionalna ploskev v prostoru $\sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_3$. (prirejeno po Potts in Zdravković, 1999)
 Figure 5.1: Schematic representation of yield surface as: a) two dimensional curve in plane $\sigma_1 - \sigma_3$, b) three dimensional surface in $\sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_3$ space. (adapted from Potts and Zdravković, 1999)

Definirati je potrebno tudi smer plastičnega deformiranja v napetostnih stanjih na ploskvi tečenja. To lahko naredimo s pravilom tečenja, ki ga lahko zapišemo v naslednji obliki:

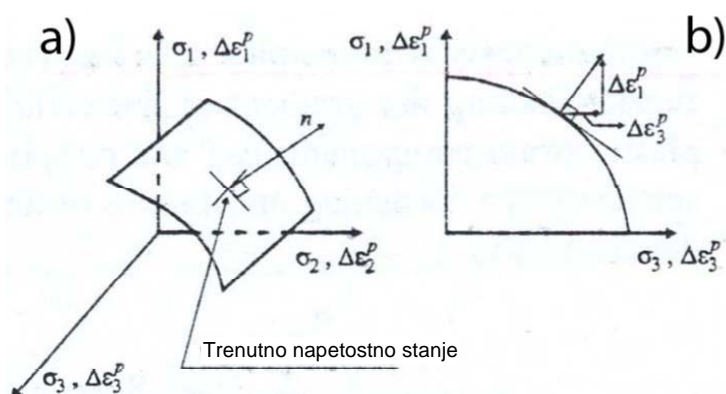
$$\Delta \varepsilon_i^p = \Lambda \frac{\partial P(\{\sigma\}, \{m\})}{\partial \sigma_i} \quad (5.2)$$

$\Delta \varepsilon_i^p$ predstavlja 6 komponent prirastkov plastičnih deformacij, P je funkcija plastičnega potenciala (angl. plastic potential), $\{m\}$ vektor parametrov stanja in Λ skalarni množitelj. Funkcija plastičnega potenciala ima naslednjo obliko:

$$P(\{\sigma\}, \{m\}) = 0, \quad (5.3)$$

Kot lahko vidimo v enačbi (5.2), pri pravilu tečenja potrebujemo le odvode funkcije P po napetostnih komponentah. Na sliki 5.2a je narisana segment ploskve plastičnega potenciala v prostoru glavnih napetosti. Zaradi predpostavke o sovpadanju glavnih smeri akumuliranih napetosti in prirastkov plastičnih deformacij, lahko prirastke glavnih plastičnih deformacij in akumulirane glavne napetosti narišemo na iste osi. Tako zdaj pravilo tečenja da relativne vrednosti komponent zunanje vektorske normale na ploskev plastičnega potenciala v trenutnem napetostnem stanju, ki so pomnožene s skalarnim množiteljem Λ . Lepše je to videti na sliki 5.2b, kjer je napetost $\sigma_2 = 0$. Še enkrat je potrebno poudariti, da normalni vektor poda le relativne velikosti prirastkov plastičnih deformacij. Njihovo absolutno velikost pa kontrolira vrednost Λ . Parameter Λ je odvisen od pravila utrjevanja/mehčanja.

Včasih predpostavimo, da je funkcija plastičnega potenciala enaka funkciji tečenja. V tem primeru govorimo o asociativnem pravilu tečenja (angl. associated flow rule). Takrat je vektor prirastkov plastičnih deformacij pravokoten na ploskev tečenja in zato rečemo, da je zadoščeno pogoju pravokotnosti (angl. normality condition). V splošnem pa velja, da funkcija plastičnega potenciala ni enaka funkciji tečenja in v tem primeru rečemo, da je pravilo tečenja neasociativno.



Slika 5.2: Shema plastičnega potenciala kot: a) ploskev v prostoru $\sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_3$, b) krivulja v ravnini $\sigma_1 - \sigma_3$. (prirejeno po Potts in Zdravković, 1999)

Figure 5.2: Schematic representation of the plastic potential surface as: a) surface in space $\sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_3$, b) curve in $\sigma_1 - \sigma_3$ plane. (adapted from Potts and Zdravković, 1999)

Ostanejo nam le še pravila utrjevanja/mehčanja. Le-ta predpisujejo, kako se spreminjajo parametri stanja $\{\mathbf{k}\}$ s plastičnim deformiranjem materiala. To omogoča, da izvednotimo skalarni množitelj Λ iz enačbe (5.2). Pri idealno plastičnem materialu so parametri stanja $\{\mathbf{k}\}$ konstante in posledično ne potrebujemo pravil utrjevanja/mehčanja. V tem primeru je Λ nedefiniran. Pri materialih, ki se utrjujejo ali mehčajo pri plastičnem deformiranju, pa so potrebna pravila, ki definirajo spreminjanje funkcije tečenja.

Dostikrat povežemo spremembo oblike in velikosti ploskve tečenja s komponentami (ali invariantami) akumuliranih plastičnih deformacij. Lahko pa na primer povežemo spremembo velikosti ploskve tečenja s povečanjem plastičnega dela $W^p = \int \{\boldsymbol{\sigma}\}^T \{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^p\}$. Možna so tudi drugačna pravila tečenja, kot je na primer pri uporabljenem modelu SANISAND, kjer so pravila tečenja definirana z razdaljami do mejnih ploskev.

5.2.2 Formulacija elasto-plastične konstitutivne matrike $[\mathbf{D}^{ep}]$

S tem, ko so definirane bistvene sestavine elasto-plastičnega konstitutivnega modela, je možno dobiti zveze med prirastki napetosti in deformacij v obliki (Potts in Zdravković, 1999):

$$\{\Delta\boldsymbol{\sigma}\} = [\mathbf{D}^{ep}] \{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}\}, \quad (5.4)$$

kjer $[\mathbf{D}^{ep}]$ označuje elasto-plastično konstitutivno matriko. Prirastke totalnih deformacij $\{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}\}$ lahko razdelimo v elastične in plastične komponente kot:

$$\{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}\} = \{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^e\} + \{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^p\}. \quad (5.5)$$

Prirastki napetosti $\{\Delta\boldsymbol{\sigma}\}$ so povezani s prirastki elastičnih deformacij preko elastične konstitutivne matrike $[\mathbf{D}]$ kot:

$$\{\Delta\boldsymbol{\sigma}\} = [\mathbf{D}] \{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^e\}, \quad (5.6)$$

oziroma

$$\{\Delta \varepsilon^e\} = [\mathbf{D}]^{-1} \{\Delta \boldsymbol{\sigma}\}. \quad (5.7)$$

Kombiniranje enačb (5.5) in (5.6) pripelje do zveze

$$\{\Delta \boldsymbol{\sigma}\} = [\mathbf{D}] (\{\Delta \varepsilon\} - \{\Delta \varepsilon^p\}). \quad (5.8)$$

Prirastki plastičnih deformacij $\{\Delta \varepsilon^p\}$ so povezani s funkcijo plastičnega potenciala preko pravila tečenja:

$$\{\Delta \varepsilon^p\} = \Lambda \left\{ \frac{\partial P(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{m}\})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right\}, \quad (5.9)$$

kjer je Λ skalar. Če vstavimo enačbo (5.9) v (5.8) dobimo:

$$\{\Delta \boldsymbol{\sigma}\} = [\mathbf{D}] \{\Delta \varepsilon\} - \Lambda [\mathbf{D}] \left\{ \frac{\partial P(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{m}\})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right\}. \quad (5.10)$$

Ko se material plastično deformira, mora napetostno stanje ustrezati ploskvi tečenja $F(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{k}\}) = 0$ in na njej ostati. Posledično velja

$$dF(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{k}\}) = 0, \quad (5.11)$$

kar z uporabo verižnega pravila lahko zapišemo kot

$$dF(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{k}\}) = \left\{ \frac{\partial F(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{k}\})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right\}^T \{\Delta \boldsymbol{\sigma}\} + \left\{ \frac{\partial F(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{k}\})}{\partial \mathbf{k}} \right\}^T \{\Delta \mathbf{k}\} = 0. \quad (5.12)$$

Zvezo (5.12) imenujemo konsistenčni pogoj (angl. consistency condition). S preureditvijo iz nje dobimo

$$\{\Delta \boldsymbol{\sigma}\} = - \frac{\left\{ \frac{\partial F(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{k}\})}{\partial \mathbf{k}} \right\}^T \{\Delta \mathbf{k}\}}{\left\{ \frac{\partial F(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{k}\})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right\}^T}. \quad (5.13)$$

S kombinacijo enačb (5.10) in (5.13) dobimo:

$$\Lambda = \frac{\left\{ \frac{\partial F(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{k}\})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right\}^T [\mathbf{D}] \{\Delta \varepsilon\}}{\left\{ \frac{\partial F(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{k}\})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right\}^T [\mathbf{D}] \left\{ \frac{\partial P(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{m}\})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right\} + A}, \quad (5.14)$$

kjer je

$$A = - \frac{1}{\Lambda} \left\{ \frac{\partial F(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{k}\})}{\partial \mathbf{k}} \right\}^T \{\Delta \mathbf{k}\}. \quad (5.15)$$

Oblika parametra A je odvisna od tipa plastičnosti. Če vstavimo nato enačbo (5.14) v enačbo (5.10) dobimo

$$\{\Delta \boldsymbol{\sigma}\} = [\mathbf{D}] \{\Delta \varepsilon\} - \frac{[\mathbf{D}] \left\{ \frac{\partial P(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{m}\})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right\} \left\{ \frac{\partial F(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{k}\})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right\}^T [\mathbf{D}] \{\Delta \varepsilon\}}{\left\{ \frac{\partial F(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{k}\})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right\}^T [\mathbf{D}] \left\{ \frac{\partial P(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{m}\})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right\} + A}. \quad (5.16)$$

Iz primerjave (5.16) z (5.4) dobimo elasto-plastično konstitutivno matriko $[\mathbf{D}^{ep}]$ kot

$$[\mathbf{D}^{ep}] = [\mathbf{D}] - \frac{[\mathbf{D}] \left\{ \frac{\partial P(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{m}\})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right\} \left\{ \frac{\partial F(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{k}\})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right\}^T [\mathbf{D}]}{\left\{ \frac{\partial F(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{k}\})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right\}^T [\mathbf{D}] \left\{ \frac{\partial P(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{m}\})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right\} + A}. \quad (5.17)$$

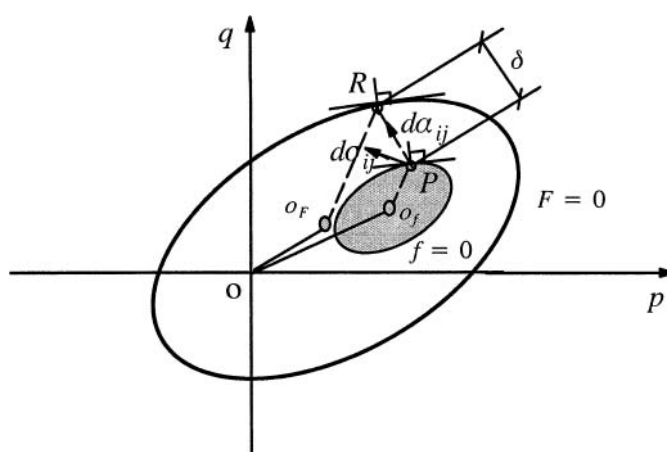
5.3 Konstitutivni modeli s kinematičnim utrjevanjem in mejno ploskvijo

Ker je bil eden od ciljev disertacije modelirati izmerjeni mehanski odziv materiala s primernim konstitutivnim modelom, v okviru pregleda literature na kratko podajamo pregled razvoja in glavne principe formulacij konstitutivnih modelov s kinematičnim utrjevanjem in mejno ploskvijo. V to skupino konstitutivnih modelov spada tudi izbrani model SANISAND, katerega formulacija je podrobno opisana v poglavjih 5.4 in 5.5.

Teorija plastičnosti z mejno ploskvijo (angl. bounding surface plasticity; two surface plasticity) je bila razvita s ciljem nadgraditi pomanjkljivosti teorije plastičnosti z vgnezenimi ploskvami (angl. multi-surface plasticity), ki ni bila sposobna simulirati zveznega prehoda iz elastičnega do plastičnega obnašanja. Koncept mejne ploskve so prvi predlagali Krieg (1975) in Dafalias in Popov (1975) za modeliranje cikličnega obnašanja kovin. Ta koncept v osnovi uporablja dve ploskvi, in sicer notranjo obremenilno ali ploskev tečenja (angl. loading/yield surface) $f = 0$ in zunanjo mejno (angl. bounding/limit surface) $F = 0$ (slika 5.3). Glavna sestavina koncepta mejne ploskve je v odvisnosti plastičnega modula (med utrjevanjem s premikanjem notranje ploskve) od vektorja oziroma projekcijskih/translacijskih pravil glede na trenutno napetostno stanje in njegovo sliko na mejni ploskvi (t.j. na primer odvisnost od razdalje δ na sliki 5.3). Na ta način se material obnaša tako, ko je napetostno stanje daleč od slike na mejni ploskvi in vedno bolj podajno, ko se stanje približuje mejni ploskvi. Na ta način se gladko spreminja togost materiala med plastičnim obremenjevanjem (Yu, 2006). Podrobna matematična formulacija plastičnosti z mejno ploskvijo je predstavljena v Dafalias (1986).

Druga pomembna lastnost koncepta pa je v premikanju notranje ploskve med plastifikacijo običajno glede na projekcijska/translacijska pravila. Na ta način se tudi med razbremenjevanjem lahko generirajo plastične deformacije, ko napetostno stanje doseže notranjo ploskev in se nato med plastifikacijo z njo premika v drugo smer. Pravila morajo navadno tudi zagotavljati, da se notranja in zunanja ploskev ne sekata.

Z vpeljavo koncepta plastičnosti z mejno ploskvijo se je njegova uporaba zelo razširila kot osnova za razvoj mnogih konstitutivnih modelov za glin in peske. Med prvimi so Mroz s sod. (1979) definirali ta tip modela za modeliranje zemljin. Med uporabo omenjenih pristopov velja omeniti model Al-Tabbaa in Muir Wood (1989), pri katerem je v modificirani Cam-clay model vpeljana dodatna kinematična ploskev, ploskev modificiranega Cam-clay modela pa je zdaj v vlogi mejne ploskve. Model le delno upošteva vpliv napetostne zgodovine, zato Stallebrass in



Slika 5.3: Prikaz notranje in zunanje ploskve v okviru teorije plastičnosti z mejno ploskvijo (Yu, 2006)

Figure 5.3: Inner and outer surface in bounding surface plasticity theory (Yu, 2006)

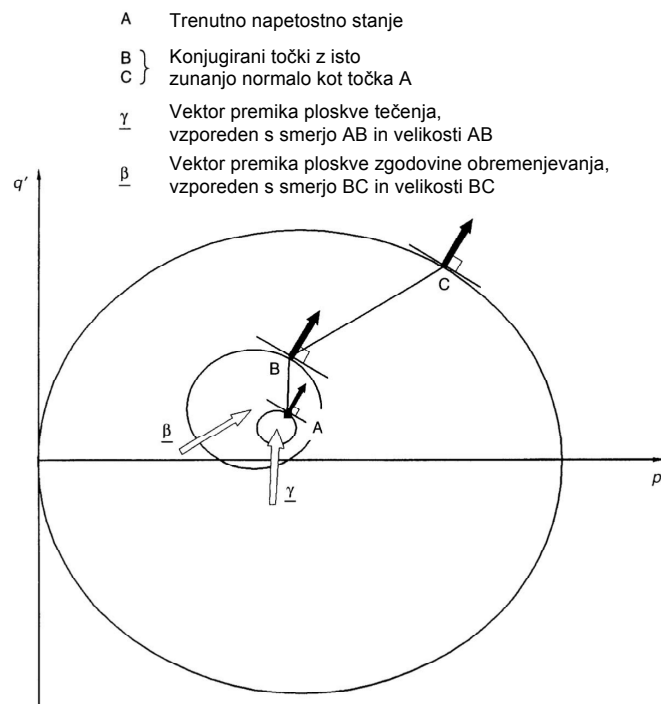
Taylor (1997) vpeljeta dodatno kinematično ploskev, ki zgodovino upošteva (model 3-SKH). Vse tri ploskve so prikazane na sliki 5.4, pri čemer je najmanjša ploskev ploskev tečenja, ki razmejuje elastično območje zelo majhnih deformacij od območja elasto-plastičnih deformacij. Druga ploskev je ploskev zgodovine obremenjevanja (angl. stress history surface), zunanja ploskev pa je mejna ploskev. Na sliki 5.4 sta prikazana tudi vektorja pomika središč obeh kinematičnih ploskev, ki sta definirana s pomočjo translacijskih pravil.

Rezultati uporabe modela 3-SKH so pokazali, da dobro predvidi spremembe togosti pri spremembah napetostnih poti, precenjeno pa je zmanjšanje togosti pri večjih deformacijah in tudi do neke mere dilatacijska komponenta volumskih deformacij.

Obstaja tudi mnogo drugih modelov, ki temeljijo na konceptu plastičnosti z mejno ploskvijo za simulacijo glin, peskov ali obojega. Navedeni so na primer v Yu (2006). Nekateri med njimi so zaradi uporabe kinematičnega utrjevanja zelo uspešni tudi pri simulacijah cikličnih obremenitev materiala.

V pregledu je potrebno na kratko predstaviti še model Manzari in Dafalias (1997), ki je predhodnik modela SANISAND (Taiebat in Dafalias, 2008), ki smo ga uporabili za numerične simulacije. Prav tako gre za model, ki je definiran znotraj okvira plastičnosti z mejno ploskvijo. Upošteva tudi okvir mehanike kritičnega stanja (glej poglavje 2.2). Uporablja rotacijsko-kinematično utrjevanje, izotropno utrjevanje in štiri ploskve. Primeren je za simulacijo mehanskega obnašanja peskov pri statičnih in cikličnih obremenitvah. Zelo pomembna novost pri tem modelu je upoštevanje vpliva stanja materiala na obnašanje preko parametra stanja ψ (Been in Jeffries, 1985; glej poglavje 2.2.5).

V triosni ravnini poteka pri modelu Manzari in Dafalias (1997) plastificiranje s spremembo napetostnega razmerja $\eta = q/p'$. Glede na to so definirane štiri ploskve modela (slika 5.5). Lega vsake od njih je definirana s svojim napetostnim razmerjem q/p' . Pri modelu se med plastifikacijo klin ploskve tečenja vrti skupaj z napetostnim stanjem. Medtem se glede na trenutno



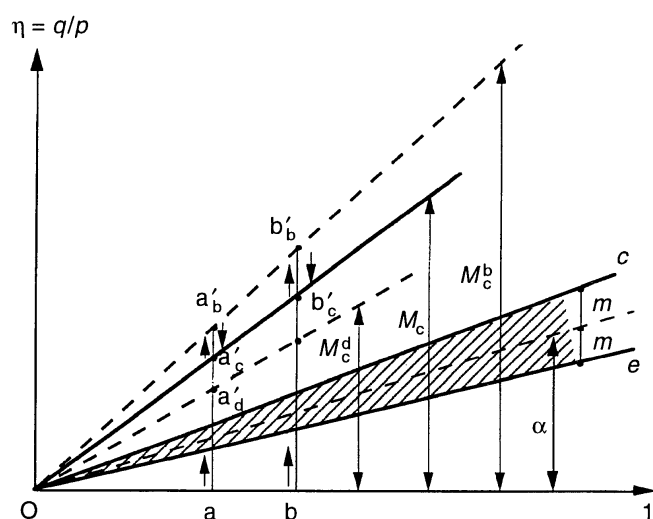
Slika 5.4: Prikaz vseh treh ploskev modela 3-SKH skupaj s translacijskim pravilom za kinematični ploskvi (prirejeno po Stallebrass in Taylor, 1997)

Figure 5.4: Sketch illustrating the three surfaces of 3-SKH model along with the principle of the translation rule for the kinematic surfaces (adapted from Stallebrass and Taylor, 1997)

vrednost parametra stanja ψ premikata mejna in razmikalna ploskev (glede na enačbi (2.11) in (2.12) s strani 24), kritična ploskev pa ostane ves čas fiksirana. V kritičnem stanju vse štiri ploskve sovpadajo.

Delovanje koncepta glede na sliko 5.5 lahko pojasnimo z opisom obnašanja materiala iz točke a. Točka a predstavlja material v izotropnem napetostnem stanju, ki je gostejše kot točka na črti CSL pri isti napetosti p' . Med drenirano triosno kompresijo s $p' = \text{konst.}$ se material najprej obnaša kontrakcijsko do točke a'_d (pri $\eta = M_c^d$), kjer se obnašanje prevesi v dilatacijsko, ker seka razmikalno ploskev. V ravnini $e - p'$ se premika navpično navzgor, dokler ne doseže črte CSL. Preden doseže črto CSL se v napetostni ravnini približuje mejni ploskvi pri $\eta = M_c^b$ in nato pada stran od nje proti kritičnemu napetostnemu razmerju $\eta = M$. Točka b pa je na začetku v bolj rahlem stanju od kritičnega. Na začetku se obnaša kontrakcijsko in tako tudi ostane do porušitve v kritičnem stanju v točki b'_c . V primeru bolj gostega materiala, pred kritičnim stanjem doseže material točko b'_d in nato dilatacijsko nadaljuje pot do točke b'_c . Podrobneje je koncept razložen v sami formulaciji modela, skupaj s pripadajočimi enačbami in generalizacijo v splošni napetostni prostor (Manzari in Dafalias, 1997). Na sliki 5.7 (stran 284) je v grobem prikazana oblika vseh štirih ploskev v oktaedrski ravnini prostora r_1, r_2, r_3 , saj gre pri modelu Taiebat in Dafalias (2008) za zelo podobno formulacijo ploskev.

Model zahteva skupno 11 parametrov, od tega 3 za elastičen odziv, 3 za določitev kritične



Slika 5.5: Prikaz ploskev tečenja, razmikanja, mejne in kritične ploskve z napetostnimi razmerji α , M_c^d , M_c^b in M_c v ravnini $q/p' - p'/p'$ (Manzari in Dafalias, 1997)

Figure 5.5: Schematic illustration of yield, dilatancy, bounding and critical surfaces using the stress ratios α , M_c^d , M_c^b in M_c in $q/p' - p'/p'$ plane (Manzari and Dafalias, 1997)

ploskve, 2 za razmikalno in mejno ploskev, 2 za utrjevanje in 1 za razmikanje. Največja težava pri tako kompleksnem modelu je kalibracija parametrov. Avtorja za vse parametre ne navajata, kako se jih kalibrira. Pri implementaciji v metodo končnih elementov, pa se lahko pojavlja numerična nestabilnost in občutljivost na vhodne parametre. Predvsem v območju nizkih napetosti so težave s konvergenco, zato je Taborda (2009) v podobnem modelu uvedel dodatno ploskev za zelo nizke napetosti.

Na modelu Manzari in Dafalias (1997) so osnovani številni drugi konstitutivni modeli (npr. Papadimitriou in Bouckovalas, 2002; Dafalias in Manzari, 2004; Dafalias s sod., 2004; Taiebat in Dafalias, 2008; Loukidis in Salgado, 2008), katerih kompleksnost in število parametrov navadno še naraščata. Modeli so uspešni tako pri statičnem kot cikličnem obremenjevanju, pri čemer lahko zajamejo različna stanja materiala v smislu količnika por in napetostnega stanja glede na črto CSL, poleg tega nekateri lahko upoštevajo tudi strukturno anizotropijo.

Med modeli za simulacijo mehanskega obnašanja peskov je potrebno omeniti tudi zelo velikokrat citirana modela Jefferies (1993) ter Gajo in Muir Wood (1999).

5.4 Triosna formulacija modela Taiebat in Dafalias (2008)

5.4.1 Črta kritičnega stanja (CSL)

V modelu je predpostavljena oblika črte kritičnega stanja (CSL), ki jo predlagata Li in Wang (1998):

$$e_c = e_0 - \lambda(p_c/p_{at})^\xi, \quad (5.18)$$

s parametri e_0 , λ in ξ . p_{at} je atmosferski tlak za normalizacijo. Poljubno lahko predpostavimo tudi drugačne oblike linij. Oddaljenost do linije CSL vzdolž osi količnika por e je merjena s parametrom stanja ψ (Been in Jefferies, 1985) z zvezo

$$\psi = e - e_c, \quad (5.19)$$

kjer je e_c količnik por na črti CSL pri trenutni napetosti p' .

5.4.2 Elastičen del modela

Uporabljena je izotropna hipoelastičnost. Kompresijski modul K je definiran kot

$$K = K_0 p_{at} \frac{1+e}{e} \left(\frac{p}{p_{at}} \right)^{2/3}, \quad (5.20)$$

kjer je K_0 parameter. Zveza (5.20) je modifikacija zveze Pestana in Whittle (1995), kjer je bil uporabljen eksponent $1/3$ namesto $2/3$. Stržni modul G je definiran glede na dobro poznano zvezo Richart s sod. (1970):

$$G = G_0 p_{at} \frac{(2.97 - e)^2}{1 + e} \left(\frac{p}{p_{at}} \right)^{1/2}, \quad (5.21)$$

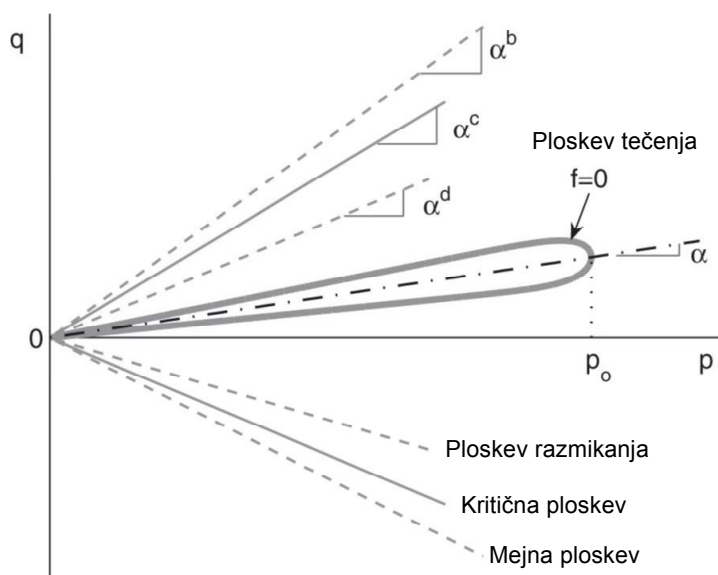
kjer je G_0 modelni parameter. Možno bi bilo uporabiti le eno od enačb (5.20) in (5.21) ter potem predpostaviti konstantni Poissonov količnik ν , kot je bilo narejeno v Dafalias in Manzari (2004).

5.4.3 Ploskev tečenja, kritična in mejna ploskev

Predhodni modeli (Manzari in Dafalias, 1997; Dafalias in Manzari, 2004) so simulirali plastično obnašanje le pri $d\eta \neq 0$. Torej radialne poti ($d\eta = 0$) znotraj klinastih ploskev tečenja v ravnini $q - p$ niso povzročile plastificiranja. V pričujočem modelu so ohranili uspešno odprto klinasto ploskev tečenja prejšnjih modelov s pomočjo nove funkcije, ki po obliki predstavlja zaprto klinasto ploskev (glej sliko 5.6). Z zveznostjo funkcije so se izognili težavam, povezanim z dodajanjem kape (Wang s sod., 1990). Uporabijo modificirano obliko enačbe (angl. eight-curve equation):

$$f = (q - p\alpha)^2 - m^2 p^2 \left[1 - \left(\frac{p}{p_0} \right)^n \right] = 0, \quad (5.22)$$

kjer je α rotacijska spremenljivka utrjevanja (angl. back stress ratio), ki vnaša neizotropno komponento v model. Predstavlja naklon srednice ploskve v ravnini $q - p$. p_0 pa je spremenljivka izotropnega utrjevanja in je enaka trenutni vrednosti p , ko je napetostno stanje na ploskvi tečenja in hkrati velja $\eta = \alpha$. m je polovica kota "odprtja" ploskve. (za m navadno vzamemo majhno konstantno vrednost, kot je na primer 0,05).



Slika 5.6: Ploskev tečenja in ostale tri modelne ploskve v ravnini $q - p$. (prirejeno po Taiebat in Dafalias, 2008)

Figure 5.6: Yield surface and the other three model surfaces in $q - p$ plane. (adapted from Taiebat and Dafalias, 2008)

Predpostavljena ozka ploskev je zelo uspešna pri simulacijah reverzних in cikličnih obremenjevanj. Za oblikovni eksponent n vzamemo na primer vrednost 20. Zanimivo je, da se zelo približamo znani klinasti obliki ploskve, če gre $p_0 \rightarrow \infty$, oziroma če velja $p \ll p_0$ in je n dovolj velik. Če pa je p blizu p_0 , je napetostno stanje na kapi ploskve.

Če rešimo enačbo (5.22) za η dobimo:

$$\eta = \alpha \pm m \sqrt{1 - \left(\frac{p}{p_0}\right)^n}. \quad (5.23)$$

Zveza (5.23) torej pove, da se bližamo $\eta \rightarrow \alpha \pm m$, ko gre $p \rightarrow 0$ in v drugo smer, ko gre $p \rightarrow p_0$, gre $\eta \rightarrow \alpha$. V nekaterih primerih α nadomestijo z η , saj je ploskev tečenja ozka in je zato napaka pri tem zanemarljiva. Gre za to, da je na primer v kritičnem stanju $\alpha = \alpha^c$.

Poleg ploskve tečenja nastopajo v modelu še tri ploskve, in sicer: ploskev kritičnega stanja (angl. critical state surface), ploskev razmikanja (angl. dilatancy surface) in mejna ploskev (angl. bounding surface). Ploskve so prikazane na sliki 5.6. Vse tri ploskve so definirane z nakloni napetostnih razmerij q/p , označenimi z α^i . V ravnini $q - p$ imajo ploskve klinasto obliko z vrhom v koordinatnem izhodišču. V triosni kompresiji veljajo nakloni $\alpha^{c,b,d}$, v triosni

ekstenziji pa $\alpha_e^{c,b,d} = c\alpha_e^{c,b,d}$, kjer c predstavlja razmerje med ekstenzijskimi in kompresijskimi vrednostmi.

Naklon ploskve kritičnega stanja v triosni kompresiji α_e^c je konstanten in ima vlogo parametra modela, ki ga izračunamo kot $\alpha_e^c = M_c - m$. M_c je naklon črte CSL v ravnini $q - p$ pri triosni kompresiji. Ostali dve ploskvi pa med obremenjevanjem nista konstantni, in sicer: α_e^b in α_e^d sta kontinuirani funkciji α_e^c in parametra stanja ψ , kot je to definirano v Li in Dafalias (2000):

$$\alpha_e^b = \alpha_e^c \exp(-n^b \psi) \quad (5.24)$$

$$\alpha_e^d = \alpha_e^c \exp(n^d \psi), \quad (5.25)$$

kjer sta n^b in n^d modelna parametra. Zvezi (5.24) in (5.25) sta odločilnega pomena za modeliranje materiala glede na različne napetosti p in gostotna stanja (oziroma količnike por e). Namesto eksponentnih lahko predpostavimo tudi drugačne zveze. Manzari in Dafalias (1997) sta na primer predpostavila linearni zvezi α_e^b in α_e^d glede na ψ .

Pri modelih z mejno ploskvijo (angl. bounding surface plasticity models) potrebujemo sliko (angl. image) napetostnega stanja na mejni ploskvi glede na trenutno napetostno stanje. V triosni ravnini gre za odnose med nakloni črt in ne za slike med samimi točkami. Slika trenutne α na ploskev kritičnega stanja je tako α_e^c pri $\eta - \alpha > 0$ in $-\alpha_e^c$ pri $\eta - \alpha < 0$. Isti princip slik velja tudi za ostali dve ploskvi. V splošnem ga lahko zapišemo kot

$$\alpha^{c,d,b} = sg\alpha_e^{c,d,b}, \quad (5.26)$$

kjer je $s = +1$ za $\eta - \alpha > 0$ in -1 za $\eta - \alpha < 0$ in g interpolacijska funkcija z vrednostjo 1 pri $\eta - \alpha > 0$ in c pri $\eta - \alpha < 0$, kjer velja $c = \alpha_e^b/\alpha_e^c$. Torej moramo v enačbah (5.24) in (5.25) v splošnem namesto α_e^c uporabiti $\alpha^c = sg\alpha_e^c$.

5.4.4 Pravilo tečenja

Prirastek deviatorskih plastičnih deformacij ($d\varepsilon_q^p$) in prav tako prirastek volumskih plastičnih deformacij ($d\varepsilon_v^p$) sta razdeljena na dva prispevka kot:

$$d\varepsilon_q^p = d\varepsilon_{q,1}^p + d\varepsilon_{q,2}^p = \langle L \rangle [sr_{ef} + X\eta \exp(-Vr_{ef})] \quad (5.27)$$

$$d\varepsilon_v^p = d\varepsilon_{v,1}^p + d\varepsilon_{v,2}^p = \langle L \rangle [Dr_{ef} + \exp(-Vr_{ef})], \quad (5.28)$$

kjer je r_{ef} definiran kot:

$$r_{ef} = |\eta - \alpha| = m \sqrt{1 - \left(\frac{p}{p_0}\right)^n}. \quad (5.29)$$

L je skalarni množitelj, X , V in n pa parametri. $\langle \rangle$ sta MacCauleyeva oklepaja, ki sta definirana kot: $\langle x \rangle = x$, če $x > 0$ in $\langle x \rangle = 0$, če $x \leq 0$. Za V je potrebno vzeti veliko, pozitivno število. Avtorja na primer vzameta vrednost $V = 1000$.

Člen $\exp(-Vr_{ef})$ ima vlogo aktivacijskega člena za prirastek plastičnih deformacij glede na obremenjevanje z $d\eta \neq 0$ ali $d\eta = 0$. Če napetost ni blizu konice ploskve tečenja ($p = p_0$), leži na klinastem delu ploskve ($p/p_0 < 1$). Ker pa za n vzamemo tudi veliko število (npr. 20) sledi, da je pri premikanju iz konice zelo hitro $1 - (p/p_0)^n \simeq 1$ in posledično $r_{ef} \simeq m$. Za člen $\exp(-Vr_{ef})$ pa tako velja $\exp(-Vr_{ef}) \simeq 0$, ker je V zelo velik. Torej sta aktivna le prva prispevka v enačbah (5.27) in (5.28), druga pa sta praktično enaka 0.

Po drugi strani pa, če je napetost zelo blizu ali na konici ploskve ($p \simeq p_0$), je $r_{ef} \simeq 0$ in tako $\exp(-Vr_{ef}) \simeq 1$. Tako sta pri obremenjevanju z $d\eta = 0$ aktivna le druga prispevka, medtem ko sta prva prispevka praktično enaka 0. Parameter s je enak +1, če je $\eta - \alpha > 0$ in -1 pri $\eta - \alpha < 0$. Torej določa predznak členu $d\varepsilon_{q,1}^p$.

D pomeni razmikanje (angl. dilatancy) in je definirano kot razmerje

$$D = \frac{d\varepsilon_{v,1}^p}{|d\varepsilon_{q,1}^p|}. \quad (5.30)$$

V skladu s plastičnostjo z mejno ploskvijo je D definiran z linearno funkcijo razdalje $\alpha^d - \alpha$ kot:

$$D = sA_d (\alpha^d - \alpha), \quad (5.31)$$

kjer je A_d materialni parameter, α^d pa se spreminja s ψ glede na zvezi (5.24) in (5.25).

Prva dela plastičnih deformacij ($d\varepsilon_{q,1}^p$ in $d\varepsilon_{v,1}^p$) naj bi opisovala drsenje in rotacije zrn (angl. slipping and rolling of particles). Druga dela ($d\varepsilon_{q,2}^p$ in $d\varepsilon_{v,2}^p$) pa lom ostrih delov in drobljenje zrn (angl. asperities fracture and particle crushing). S to razdelitvijo se ne moremo popolnoma strinjati, saj na primer do močnega drobljenja prihaja tudi med triosno kompresijo pri $p' = konst.$ (Coop in Lee, 1993).

X je pozitiven modelni parameter. Razlog za vpeljavo člena $X\eta$ je v tem, da pri izotropni kompresiji ($\eta = 0$) izotropnega vzorca pričakujemo le volumske plastične deformacije, medtem ko pri obremenjevanju s konstantno $\eta \neq 0$ glede na eksperimentalne rezultate McDowell s sod. (2002), nastanejo tudi plastične deviatorične deformacije. Ta pojav najlažje zaobjamemo tako, da za $d\varepsilon_{q,2}^p$ izberemo linearno funkcijo η , kot je $X\eta$. Pomembno je omeniti, da v tem primeru velja

$$D = \frac{d\varepsilon_{v,2}^p}{|d\varepsilon_{q,2}^p|} = \frac{1}{X|\eta|} \simeq \frac{d\varepsilon_v^p}{|d\varepsilon_q^p|}, \quad (5.32)$$

ker sta prva prispevka enaka 0, če je $r_{ef} = |\eta - \alpha| \simeq 0$. Torej je razmikanje pri obremenjevanju s konstantno $\eta \neq 0$ enako $\frac{1}{X|\eta|}$, kar lahko povežemo z vrednostjo K_0 in s tem kalibriramo parameter X .

5.4.5 Evolucijska enačba dp_0

Sprememba velikosti ploskve tečenja (t.j. vrednost p_0) je povezana le z drugim prirastkom volumskih plastičnih deformacij $d\varepsilon_{v,2}^p$. Pestana in Whittle (1995) predlagata model za izračun

plastičnih volumskih deformacij pri izotropni kompresiji ($\eta = 0$), nato pa ga Pestana in Whittle (1999) razširita še za obremenjevanje s konstantno $\eta \neq 0$. Potrebujemo mejno kompresijsko krivuljo (angl. limiting compression curve, označeno z LCC), h kateri konvergirajo zveze $e - p$ pri izotropni kompresiji visokih napetosti. Predpostavljena LCC je ravna v ravnini $\log e - \log p$. Definirata jo dva parametra: ρ_c in p_r , pri čemer je ρ_c naklon LCC v ravnini $\log e - \log p$, p_r pa je napetost p pri $e = 1$. Pestana in Whittle (1995) definirata kompresijski modul kot

$$\frac{K}{p_{at}} = \frac{1+e}{e} C_b \left(\frac{p}{p_{at}} \right)^{\frac{1}{3}}, \quad (5.33)$$

kjer je C_b parameter. Tako je prirastek elastičnih volumskih deformacij enak

$$d\varepsilon_v^e = \frac{e}{(1+e)C_b} \left(\frac{p}{p_{at}} \right)^{-\frac{1}{3}} dp/p_{at}. \quad (5.34)$$

Zvezo bi zdaj lahko analitično integrirali vzdolž razbremenjevalne izotropne poti, s tem da bi ε nadomestili z e .

Prirastek plastičnih volumskih deformacij $d\varepsilon_v^p$ definirata s pomočjo principa plastičnosti z mejno ploskvijo kot:

$$d\varepsilon_v^p = \frac{e}{1+e} \left(\rho_c - \frac{(p/p_{at})^{\frac{2}{3}}}{C_b} \right) (1 - \delta^\theta) \frac{dp}{p}. \quad (5.35)$$

θ je parameter ($\theta > 0$). Potrebujemo še mero razdalje δ med trenutno napetostjo p in njeno sliko p_b na LCC pri istem količniku por e . Pestana in Whittle definirata δ kot

$$\delta = 1 - \left(\frac{p}{p_b} \right), \quad (5.36)$$

za sliko p_b pa velja

$$p_b = p_r \left(\frac{1}{e} \right)^{\frac{1}{\rho_c}}. \quad (5.37)$$

Če seštejemo zvezi (5.34) in (5.35) dobimo

$$d\varepsilon_v = d\varepsilon_v^e + d\varepsilon_v^p = \frac{e}{1+e} \left(\frac{\delta^\theta}{C_b(p/p_{at})^{1/3}} + \frac{\rho_c(1-\delta^\theta)}{p/p_{at}} \right) dp/p_{at}. \quad (5.38)$$

Enačbe (5.38) v splošnem ne moremo analitično integrirati. Lahko pa namesto $d\varepsilon_v$ pišemo $-de/(1+e)$ in s tem je analitična integracija možna glede na e in p . Če je napetostno stanje na črti LCC, je $\delta^\theta = 0$ in če zdaj integriramo enačbo (5.38) med stanjem ($p_r, e = 1$) in trenutnim stanjem (p, e), dobimo:

$$\begin{aligned} d\varepsilon_v &= -\frac{de}{e+1} = \frac{e}{1+e} \frac{\rho_c}{p/p_{at}} dp/p_{at} \\ \frac{de}{e} &= -\frac{\rho_c}{p/p_{at}} dp/p_{at} \\ \ln e - \ln 1 &= -\rho_c (\ln(p/p_{at}) - \ln(p_r/p_{at})) \\ \ln e &= -\rho_c \ln \frac{p}{p_r}. \end{aligned} \quad (5.39)$$

Dobljena enačba (5.39) je ravno enačba za črto LCC.

McDowell s sod. (2002) eksperimentalno pokažejo, da se med obremenjevanjem s konstantno η povečuje prirastek plastičnih volumskih deformacij s povečevanjem η (oziroma $|\eta|$). Posledično pride do različnih črt LCC, h katerim konvergirajo rezultati glede na določeno konstantno $\eta \neq 0$. Posamezne črte so vzporedne s črto LCC pri $\eta = 0$ in se z večanjem η pomikajo proti $p = 0$. Te premike lahko analitično zaobjamemo s padajočo funkcijo $p_b = p_b(|\eta|)$ v enačbi (5.36), oziroma $p_b(|\alpha|)$ zaradi ozke ploskve. Zato enačbo (5.36) preoblikujemo v (faktoriramo p_b , ki je parameter za LCC pri $\eta = 0$):

$$\delta = 1 - \frac{p}{p_b} \left[1 + 2 \frac{\alpha^2}{(g\alpha_c)^2} \right]. \quad (5.40)$$

Torej, če bo zdaj vrednost v oglatem oklepaju večja od 1, se bo LCC premaknila v levo (paralelni premik pri $\alpha \neq 0$). Tu je potrebno dodati, da je zveza (5.40) nekoliko spremenjena glede na zvezo v Pestana in Whittle (1999). Poleg tega, da je uporabljena α namesto η , je tu še faktor 2, ki pripomore k boljšim simulacijam in g , ki loči med trisosno kompresijo in ekstenzijo. Ker velja pri obremenjevanju $\eta = const.$ tudi zveza $\eta - \alpha = 0$, določa vrednost g predznak α , ker je ne more določati predznak $\eta - \alpha$.

Izboljšava glede na Pestana in Whittle (1999) je tudi v tem, da je tukaj upoštevana tudi možnost negativne δ . Tako so odpravljene težave s potenco δ^θ pri negativni δ . Do tega lahko pride na primer, če se napetostno stanje najprej premika pri $\eta = 0$ in nato spremeni smer na $\eta = \alpha \neq 0$. Če je trenutni p dovolj blizu p_b , lahko vrednost v oglatem oklepaju enačbe (5.40), ki je večja od 1, povzroči negativno δ . Zato je v izrazu (5.35) vpeljana korekcija za negativne δ in spremenjena potencia iz $\frac{2}{3}$ na $\frac{1}{3}$, saj je v zdaj v kompresijskem modulu enačbe (5.20) potencia $\frac{2}{3}$, medtem ko je v Pestana in Whittle (1995) faktor $\frac{1}{3}$. Na ta način lahko dobimo $d\varepsilon_v$ identičen z enačbo (5.38). Parameter C_b je v tem primeru enak K_0 . $d\varepsilon_{v,2}^p$ je tako enak:

$$d\varepsilon_{v,2}^p = \frac{e}{1+e} \left(\rho_c - \frac{(p/p_{at})^{\frac{1}{3}}}{K_0} \right) \left(1 - (\text{sgn } \delta) |\delta|^\theta \right) \frac{dp}{p}. \quad (5.41)$$

Omenjena modifikacija, ki dovoljuje $\delta < 0$ je zelo ugodna, saj model sam popravi točko $e - p$, ki je izven prave črte LCC. Ko je $\delta < 0$, je člen $(1 - (\text{sgn } \delta) |\delta|^\theta) = 1 + |\delta|^\theta$, kar pomeni, da bo prišlo do povečanja $d\varepsilon_{v,2}^p$ glede na $d\varepsilon_{v,2}^p$ pri $\delta > 0$ in istem dp . Povečanje povzroči, da $e - p$ krivulja konvergira iz zunanje strani k LCC, ki ima $p_b = p_b^* / \left[1 + 2 \frac{\alpha^2}{(g\alpha_c)^2} \right]$, kjer je p_b^* enak p_b pri LCC z $\eta = 0$. Torej kovergira iz zunanje strani z napetostjo p , ki je večja od p_b , dokler ni v asimptoti $\delta = 0$.

Ker je $d\varepsilon_{v,2}^p = \langle L \rangle \exp(-Vr_{ef})$ dobimo z zamenjavo p s p_0 iz zveze (5.41) evolucijsko enačbo za p_0 :

$$dp_0 = \langle L \rangle \frac{(1+e)p_0 \exp(-Vr_{ef})}{e \left(\rho_c - \frac{(p_0/p_{at})^{\frac{1}{3}}}{K_0} \right) \left(1 - (\text{sgn } \delta) |\delta|^\theta \right)} = \langle L \rangle \bar{p}_0. \quad (5.42)$$

Torej so predlogi za volumske plastične deformacije avtorjev Pestana in Whittle (1995) z določenimi modifikacijami pretvorjeni v izotropno utrjevanje z dp_0 .

5.4.6 Evolucijska enačba $d\alpha$

Pri evolucijski enačbi za α je potrebno upoštevati naslednji dve zahtevi:

- α mora konvergirati k svoji mejni sliki α^b (angl. bounding image) in
- pri obremenjevanju z $\eta = \text{const.}$ mora α konvergirati k η , kar pomeni, da gre r_{ef} proti 0. Tako se postopoma deaktivirajo prvi prispevki plastičnega deformiranja in aktivirajo drugi.

Zgornjim zahtevam je zadoščeno z vpeljavo člena $r_{ef} = |\eta - \alpha|$ v zvezo $d\alpha$. Tako postane η t.i. atraktor za α . Vpeljan je evolucijski zakon, v katerem nastopa produkt med $(\alpha^b - \alpha)$ in $|\eta - \alpha|$ kot:

$$d\alpha = \langle L \rangle h |\eta - \alpha| (\alpha^b - \alpha) = \langle L \rangle h r_{ef} (\alpha^b - \alpha) = \langle L \rangle \bar{\alpha}. \quad (5.43)$$

h je modul utrjevanja (angl. hardening modulus) in je v splošnem pozitivna funkcija stanja.

Vlogo atraktorskega člena $|\eta - \alpha|$ lahko ponazorimo takole. Na primer, da najprej obremenjujemo s $p' = \text{const.}$ S tem se ploskev tečenja vrta navzgor (α konvergira k α^b , p_0 pa ostaja nespremenjen). Nato pa obremenjujemo z $\eta = \text{const.}$ V tem primeru se p_0 povečuje, prav tako pa α konvergira k α^b zaradi člena $\alpha^b - \alpha$. Vendar pa člen $|\eta - \alpha|$ preprečuje, da bi α dejansko dosegla α^b in po drugi strani prisili α , da se asimptotično približuje η , preden doseže α^b . Omeniti velja, da pri obremenjevanju s spreminjajočo η prevlada pred konvergenco k η konvergenco k α^b . V tem primeru je $p/p_0 < 1$ in hitro pride do $r_{ef} = |\eta - \alpha| = \sqrt{1 - \left(\frac{p}{p_0}\right)^n} m \simeq m$ in takrat lahko interpretiramo $r_{ef} \simeq m$ v enačbi (5.43) kot del parametra h pri predhodnih modelih, ki so imeli le kinematično utrjevanje. Ideja produkta $|\eta - \alpha| (\alpha^b - \alpha)$ izhaja iz modela SANICLAY (Dafalias s sod., 2006).

Predznak $d\alpha$ je odvisen od predznaka $(\alpha^b - \alpha)$. Torej do mehčanja lahko pride v triosni kompresiji, ko α prečka padajočo α^b , ki je odvisna od spreminjajočega se ψ . Takrat velja $\alpha^b - \alpha < 0$ in zato $d\alpha < 0$. Zdaj se α začne navzdol približevati k α^b . Tu je potrebno poudariti, da so v zgornjih izrazih η , α in α^b lahko pozitivni ali negativni glede na triosno kompresijo ali ekstenzijo.

Najlažja izbira za parameter h bi bila konstanta, lahko pa je nelinearna funkcija parametrov stanja. Zaradi boljšega simuliranja nelinearnega obnašanja in reverznega obremenjevanja Dafalias in Manzari (2004) vpeljeta h kot funkcijo e, p in η . V imenovalcu za h je bil člen $|\eta - \eta_{in}|$, kjer je η_{in} vrednost η na začetku nove smeri obremenjevanja. To je povzročilo, da sta bila $h = \infty$ in plastičen modul $K_p = \infty$ na začetku nove smeri, kar pa je dalo tudi indeks obremenjevanja

$L = 0$. S tem sta nična tudi dp_0 ali $d\alpha$. Taiebat in Dafalias se znebita člena $|\eta - \eta_{in}|$ z naslednjo modifikacijo parametra h :

$$h = \frac{b_0}{(b_{ref} - s(\alpha^b - \alpha))^2}, \quad (5.44)$$

kjer je b_{ref} "premer" mejne ploskve, definiran kot:

$$b_{ref} = \alpha_c^b + \alpha_e^b. \quad (5.45)$$

Pri $s = 1$ imamo $\alpha^b = \alpha_c^b$ in je tako člen v oklepaju enak $b_{ref} - s(\alpha^b - \alpha) = \alpha_e^b + \alpha$, medtem ko pri $s = -1$ velja $\alpha^b = -\alpha_e^b$ in tako $b_{ref} - s(\alpha^b - \alpha) = \alpha_c^b - \alpha$ (α je lahko pozitivna ali negativna, α_c^b in α_e^b pa sta pozitivni). Člen b_0 je definiran kot:

$$b_0 = G_0 h_0 (1 - c_h e) \left(\frac{p_{at}}{p} \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (5.46)$$

h_0 in c_h sta pozitivna modelna parametra (Dafalias in Manzari, 2004). Namesto linearne zveze med h in e bi lahko na primer uporabili eksponentno zvezo kot je:

$$b_0 = G_0 h_0 \exp(-c_h e) \left(\frac{p_{at}}{p} \right)^{\frac{1}{2}}. \quad (5.47)$$

Predlagane so bile tudi drugačne zveze za h (glej Manzari in Dafalias, 1997; Papadimitriou s sod., 2001).

5.4.7 Plastičen modul K_p in skalarni množitelj L

Za popolno formulacijo modela manjkata le še izpeljavi za plastičen modul K_p in skalarni množitelj L (v poglavju 5.2.2 gre za spremenljivki A in Λ). Izraz za plastičen modul potrebujemo le pri eksplicitni integraciji napetosti. Dobimo ga z uporabo konsistentnega pogoja $df = 0$ in izraza za L (glej enačbo (5.15), stran 269):

$$df = \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : d\boldsymbol{\sigma} + \frac{\partial f}{\partial \alpha} d\alpha + \frac{\partial f}{\partial p_0} dp_0 = 0. \quad (5.48)$$

$$K_p = -\frac{1}{L} \left(\frac{\partial f}{\partial \alpha} d\alpha + \frac{\partial f}{\partial p_0} dp_0 \right) = - \left(\frac{\partial f}{\partial \alpha} \bar{\alpha} + \frac{\partial f}{\partial p_0} \bar{p}_0 \right). \quad (5.49)$$

$$L = \frac{1}{K_p} \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : d\boldsymbol{\sigma} = \frac{1}{K_p} \left(\frac{\partial f}{\partial p} dp + \frac{\partial f}{\partial q} dq \right). \quad (5.50)$$

Simbol $(:)$ pomeni sled produkta dveh tenzorjev, kot na primer $\mathbf{t} : \mathbf{t} = \text{tr}(\mathbf{t}^2)$, oziroma njun notranji produkt.

5.5 Formulacija modela Taiebat in Dafalias (2008) v splošnem prostoru

Za implementacijo modela v metodo končnih elementov je potrebno formulacijo modela iz poglavja 5.4 generalizirati v splošen napetostno-deformacijski prostor.

5.5.1 Splošne zveze

Najprej je potrebno definirati nekaj splošnih zvez, iz katerih izhaja generalizacija. Hidrostatična oz. izotropna napetost p je definirana kot:

$$p = \text{tr } \boldsymbol{\sigma} / 3, \quad (5.51)$$

kjer je $\boldsymbol{\sigma}$ napetostni tenzor drugega reda, tr pa sled. Deviatorični oz. strižni tenzor napetosti drugega reda \mathbf{s} je definiran kot:

$$\mathbf{s} = \boldsymbol{\sigma} - p\mathbf{I}, \quad (5.52)$$

pri čemer je \mathbf{I} identitetni tenzor drugega reda. Volumska deformacija ε_v in deviatorični tenzor deformacij \mathbf{e} sta definirana kot:

$$\varepsilon_v = \text{tr } \boldsymbol{\varepsilon} \quad (5.53)$$

$$\mathbf{e} = \boldsymbol{\varepsilon} - \frac{\varepsilon_v}{3}\mathbf{I}, \quad (5.54)$$

kjer je $\boldsymbol{\varepsilon}$ deformacijski tenzor drugega reda.

Generalizacija konstitutivnih zvez je osnovana na naslednji zvezi. V triosnih pogojih ima katerikoli deviatorični simetrični tenzor \mathbf{t} le normalne komponente t_i ($i = 1, 2, 3$), za katere velja:

$$\text{tr } \mathbf{t} = 0, \quad (5.55)$$

iz česar sledi, da velja:

$$t_2 = t_3 = (-1/2)t_1. \quad (5.56)$$

Enostavno je pokazati, da velja naslednja zveza:

$$\frac{3}{2}\mathbf{t} : \mathbf{t} = (t_1 - t_3)^2, \quad (5.57)$$

saj je

$$\frac{3}{2}\mathbf{t} : \mathbf{t} = \frac{3}{2} \left(t_1^2 + \frac{1}{4}t_1^2 \right). \quad (5.58)$$

Če na primer vstavimo \mathbf{s} v enačbo (5.57) dobimo:

$$\frac{3}{2}\mathbf{s} : \mathbf{s} = (s_1 - s_3)^2, \quad (5.59)$$

ker pa velja $s_1 - s_3 = \sigma_1 - \sigma_3 = q$ dobimo:

$$\frac{3}{2} \mathbf{s} : \mathbf{s} = q^2, \quad (5.60)$$

kar seveda velja le v triosnih pogojih. Podobno lahko vstavimo e v enačbo (5.57) in dobimo:

$$\frac{3}{2} \mathbf{e} : \mathbf{e} = (e_1 - e_3)^2 \quad (5.61)$$

in nato glede na zvezo $e_1 - e_3 = \varepsilon_1 - \varepsilon_3 = \frac{3}{2} \varepsilon_q$ dobimo

$$\frac{2}{3} \mathbf{e} : \mathbf{e} = \varepsilon_q^2. \quad (5.62)$$

Pri izpeljavi bodo uporabljeni tudi naslednji tenzorji: $\mathbf{r} = \mathbf{s}/p$ (angl. deviatoric stress ratio tensor), $\boldsymbol{\alpha}$ (angl. deviatoric back-stress ratio tensor) in $\mathbf{s} - p\boldsymbol{\alpha}$ (angl. effective deviatoric stress tensor). Gre za generalizacijo triosnih spremenljivk η , α in $q - p\alpha$ z naslednjimi zvezami, ki jih dobimo z uporabo enačbe (5.57):

$$\frac{3}{2} \mathbf{r} : \mathbf{r} = (r_1 - r_3)^2 = \left(\frac{s_1}{p} - \frac{s_3}{p} \right)^2 = \left(\frac{q}{p} \right)^2 = \eta^2 \quad (5.63)$$

$$\frac{3}{2} \boldsymbol{\alpha} : \boldsymbol{\alpha} = (\alpha_1 - \alpha_3)^2 = \alpha^2 \quad (5.64)$$

$$\frac{3}{2} (\mathbf{s} - p\boldsymbol{\alpha}) : (\mathbf{s} - p\boldsymbol{\alpha}) = (s_1 - p\alpha_1 - s_3 + p\alpha_3)^2 = (q - p(\alpha_1 - \alpha_3))^2 = (q - p\alpha)^2 \quad (5.65)$$

V enačbi (5.64) smo z α označili $\alpha = \alpha_1 - \alpha_3$, velja pa tudi $\alpha_2 = \alpha_3$. Velja omeniti, da ima v triosnih pogojih tenzor $\boldsymbol{\alpha}$ le normalne komponente α_i ($i = 1, 2, 3$).

5.5.2 Elastične zveze

S pomočjo zvez (5.60) in (5.62) dobimo iz izotropnih hipoeastičnih zvez $d\varepsilon_q^e = dq/3G$ in $d\varepsilon_v^e = dp/K$ generalizirano zvezo:

$$d\varepsilon^e = d\mathbf{e}^e + \frac{d\varepsilon_v^e}{3} \mathbf{I} = \frac{d\mathbf{s}}{2G} + \frac{dp}{3K} \mathbf{I}, \quad (5.66)$$

saj velja

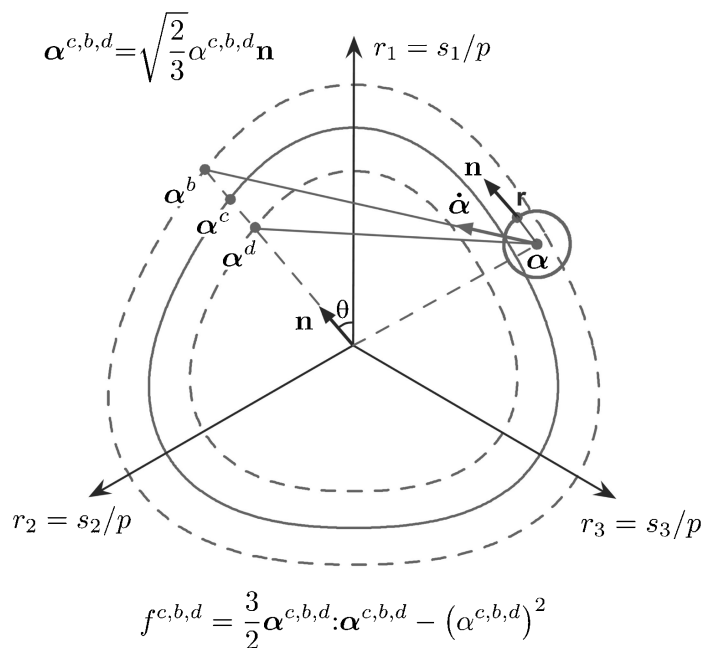
$$\sqrt{\frac{2}{3}} d\mathbf{e}^e = \frac{\sqrt{\frac{3}{2}} d\mathbf{s}}{3G} \rightarrow d\mathbf{e}^e = \frac{d\mathbf{s}}{2G}. \quad (5.67)$$

5.5.3 Ploskev tečenja

Generalizacija enačbe (5.22) temelji na enačbi (5.65). Za ploskev tečenja tako dobimo naslednjo enačbo:

$$f = \frac{3}{2} (\mathbf{s} - p\boldsymbol{\alpha}) : (\mathbf{s} - p\boldsymbol{\alpha}) - m^2 p^2 \left[1 - \left(\frac{p}{p_0} \right)^n \right] = 0. \quad (5.68)$$

Enačba (5.68) opisuje v generaliziranem prostoru zelo ozek zaprt stožec, ki je pri $p < p_0$ zelo podoben odprtemu stožcu iz prejšnjih modelov. V π -ravnini prostora (r_1, r_2, r_3) je videti kot majhen krog s središčem v α (glej sliko 5.7). Za razliko od prejšnjih modelov z odprtim klinom v $q-p$ ravnini, ki so imeli v tej ravnini krog s konstantnim polmerom, proporcionalnim z m , se tukaj $r - \alpha$ spreminja s p . Poleg singularne točke v izhodišču ($p = 0$ in $\mathbf{r} = \alpha = \mathbf{0}$), velja zdaj tudi $\mathbf{r} = \alpha$ na konici zaprtega stožca, kjer je $p = p_0$. Pri $p > p_0$ zaprt stožec ne seka omenjene π -ravnine.



Slika 5.7: Shema ploskve tečenja in ostalih treh modelnih ploskev v π ravnini prostora (r_1, r_2, r_3) , skupaj s slikami $\alpha^{c,b,d}$ in pravili preslikav. (Taiebat in Dafalias, 2008)

Figure 5.7: Schematic illustration of the yield surface and other three model surfaces in π plane of (r_1, r_2, r_3) space along with the images $\alpha^{c,b,d}$ and mapping definitions. (Taiebat and Dafalias, 2008)

5.5.4 Ostale ploskve

Najprej je potrebno vrednosti $\alpha^{c,b,d}$ interpolirati med vrednostmi v triosni kompresiji $\alpha_c^{c,b,d}$ in ekstenziji $\alpha_e^{c,b,d}$ glede na Lodejev kot θ in materialni parameter c . Lodejev kot θ je v tem primeru definiran v naslednji zvezi:

$$\cos 3\theta = \sqrt{6} \operatorname{tr} \mathbf{n}^3 \quad \mathbf{n} = \frac{\mathbf{r} - \alpha}{\sqrt{(\mathbf{r} - \alpha) : (\mathbf{r} - \alpha)}}. \quad (5.69)$$

Interpolacijo izvedemo v skladu s predlogi Argyris s sod. (1974) kot:

$$\alpha^{c,b,d} = g(\theta, c) \alpha_c^{c,b,d} = \frac{2c}{(1+c) - (1-c) \cos 3\theta} \alpha_c^{c,b,d}, \quad (5.70)$$

kjer je c definiran z

$$c = \frac{\alpha_e^c}{\alpha_c^c}. \quad (5.71)$$

Glede na definicijo \mathbf{n} veljata zvezi

$$\text{tr } \mathbf{n} = 0 \quad \text{tr } \mathbf{n}^2 = \mathbf{n} : \mathbf{n} = 1. \quad (5.72)$$

V triosni kompresiji velja $\theta = 0$ in v ekstenziji $\theta = \pi/3$. Za določitev θ uporabimo rajši $\mathbf{r} - \alpha$ (v triosni ravnini $\eta - \alpha$) kot pa \mathbf{r} . Tu velja opozoriti, da so zdaj $\alpha^{c,b,d}$ ves čas pozitivne, ne glede na kompresijo ali ekstenzijo.

Vzemimo tenzor $\alpha^{c,b,d}$, ki leži na eni od treh ploskev. $\alpha^{c,b,d}$ je generalizacija $\alpha^{c,b,d}$ v triosni ravnini. Ker je $\alpha^{c,b,d}$ deviatoričen tenzor, mora zanj veljati (glede na zvezo (5.57)):

$$\frac{3}{2} \alpha^{c,b,d} : \alpha^{c,b,d} = (\alpha^{c,b,d})^2. \quad (5.73)$$

Torej lahko zapišemo zvezo (5.73) v obliki

$$f^{c,b,d} = \frac{3}{2} \alpha^{c,b,d} : \alpha^{c,b,d} - (\alpha^{c,b,d})^2 = 0 \quad (5.74)$$

in tako pridemo do analitičnih izrazov za vse tri ploskve v π -ravnini prostora (r_1, r_2, r_3) (gre za tri odprte nepravilne stožčaste ploskve). Tu je potrebno dodati, da zgornja interpolacija za določene vrednosti c lahko povzroči nekonveksne krivulje v π -ravnini prostora (r_1, r_2, r_3) . Zato bi lahko uporabili drugačne interpolacije, ki tega ne bi povzročile. Vendar pa to ne predstavlja problemov, saj ne potrebujemo pravokotnosti na ploskev.

Bolj uporabno analitično zvezo za ploskve dobimo z uporabo polarnih koordinat. Vzemimo brezsledni enotski tenzor \mathbf{n} (zanj velja $\text{tr } \mathbf{n} = 0$ in $\mathbf{n} : \mathbf{n} = \text{tr } \mathbf{n}^2 = 1$), ki izhaja iz središča π -ravnine. Naj ne bo v nikakršni povezavi s tenzorjem \mathbf{n} v enačbi (5.69). Enačbo (5.74) lahko zdaj za vse tri ploskve zapišemo kot

$$\alpha^{c,b,d} = \sqrt{\frac{2}{3}} \alpha^{c,b,d} \mathbf{n}. \quad (5.75)$$

Zdaj je potrebno slikovne tenzorje $\alpha^{c,b,d}$ tenzorja α zapisati konsistentno s triosnimi ekvivalenti $\alpha^{c,b,d}$. To lahko enostavno dosežemo, če za tenzor \mathbf{n} vzamemo izraz v enačbi (5.69). Torej predstavljajo zdaj slike $\alpha^{c,b,d}$ presečišča smeri \mathbf{n} iz izhodišča s temi ploskvami (glej sliko 5.7).

Zapišimo zdaj zvezo med t in \mathbf{t} kot:

$$\mathbf{t} = \sqrt{\frac{2}{3}} t \mathbf{n}, \quad (5.76)$$

kjer je t triosna napetostna spremenljivka in \mathbf{t} njena deviatorična večosna tenzorska generalizacija. \mathbf{t} je na primer \mathbf{s} , \mathbf{r} , α , α^c , α^b , α^d in t je q , η , α , α^c , α^b , α^d . Mogoče je pokazati, da v triosnih pogojih večosni \mathbf{t} postane identičen s pripadajočim triosnim t (enačba (5.57)), s čimer se ohranijo iste modelne konstante, kar pa je velika prednost za kalibracijo modela. Velja na primer:

$$\mathbf{s} = \sqrt{\frac{2}{3}} q \mathbf{n} \quad \rightarrow \quad \frac{3}{2} \mathbf{s} : \mathbf{s} = q^2 = (s_1 - s_3)^2. \quad (5.77)$$

5.5.5 Pravilo tečenja

Z generalizacijo enačb (5.27)-(5.29) dobimo:

$$de^p = de_1^p + de_2^p = \langle L \rangle \left[\sqrt{\frac{3}{2}} \mathbf{n} r_{ef} + \frac{3}{2} X \mathbf{r} \exp(-V r_{ef}) \right] \quad (5.78)$$

$$d\varepsilon_v^p = d\varepsilon_{v,1}^p + d\varepsilon_{v,2}^p = \langle L \rangle [D r_{ef} + \exp(-V r_{ef})] \quad (5.79)$$

$$r_{ef} = \sqrt{\frac{3}{2} (\mathbf{r} - \boldsymbol{\alpha}) : (\mathbf{r} - \boldsymbol{\alpha})} = m \sqrt{1 - \left(\frac{p}{p_0}\right)^n}. \quad (5.80)$$

r_{ef} preide v triosnih pogojih v

$$r_{ef} = \sqrt{\frac{3}{2} (\mathbf{r} - \boldsymbol{\alpha}) : (\mathbf{r} - \boldsymbol{\alpha})} = \sqrt{\left(\frac{\sigma_1 - p}{p} - \alpha_1 - \left(\frac{\sigma_3 - p}{p} - \alpha_3\right)\right)^2} = |\eta - \alpha|. \quad (5.81)$$

Zvezo (5.80) dobimo, če (5.68) delimo s p^2 in korenimo. Faktorja $\sqrt{\frac{3}{2}}$ in $\frac{3}{2}$ v enačbi (5.78) sta uporabljena zaradi zveze (5.62), da dobimo triosno $d\varepsilon_q^p$:

$$d\varepsilon_q^2 = \frac{2}{3} d\mathbf{e} : d\mathbf{e} \quad (5.82)$$

$$(d\varepsilon_{q,1}^p)^2 = \frac{2}{3} \langle L \rangle^2 \frac{3}{2} r_{ef}^2 \longrightarrow d\varepsilon_{q,1}^p = \langle L \rangle r_{ef} \quad (5.83)$$

$$(d\varepsilon_{q,2}^p)^2 = \frac{2}{3} \langle L \rangle^2 \left(\frac{3}{2}\right)^2 X^2 \exp(-V r_{ef})^2 \mathbf{r} : \mathbf{r}, \quad (5.84)$$

vendar ob upoštevanju zveze (5.63) sledi:

$$(d\varepsilon_{q,2}^p)^2 = X^2 \eta^2 \exp(-V r_{ef})^2 \longrightarrow d\varepsilon_{q,2}^p = X \eta \exp(-V r_{ef}). \quad (5.85)$$

Velja še omeniti, da na konici ploskve tečenja (pri $p = p_0$) velja $\mathbf{r} = \boldsymbol{\alpha}$, kar pomeni, da \mathbf{n} ni določljiv iz enačbe (5.69). Vendar pa je takrat $r_{ef} = 0$ in zato nedefinitnost \mathbf{n} ni pomembna, saj prva prispevka plastičnih deformacij v zvezah (5.78) in (5.79) izgineta in tako vrednosti \mathbf{n} takrat ne potrebujemo.

Enačbo razmikanja (5.31) generaliziramo tako, da $\alpha^d - \alpha$ zamenjamo z $(\boldsymbol{\alpha}^d - \boldsymbol{\alpha}) : \mathbf{n}$ in dobimo:

$$D = \sqrt{\frac{3}{2}} A_d (\boldsymbol{\alpha}^d - \boldsymbol{\alpha}) : \mathbf{n} = \sqrt{\frac{3}{2}} A_d \left(\sqrt{\frac{2}{3}} \alpha^d \mathbf{n} - \boldsymbol{\alpha} \right) : \mathbf{n} = A_d \left(\alpha_d - \sqrt{\frac{3}{2}} \boldsymbol{\alpha} : \mathbf{n} \right). \quad (5.86)$$

Uporabljen je faktor $\sqrt{\frac{3}{2}}$, ker v triosnih pogojih velja $\boldsymbol{\alpha} = \pm \sqrt{2/3} \alpha \mathbf{n}$ in je s tem enačba (5.86) v triosnih pogojih enaka:

$$D = A_d (\alpha^d \mp \alpha), \quad (5.87)$$

kar pa se ujema z zvezo (5.31), saj je v njej α^d lahko pozitivna ali negativna. Na ta način sta izraza (5.87) in (5.31) identična.

5.5.6 Evolucijska enačba dp_0

Pri evolucijski enačbi za dp_0 uporabimo izpeljano zvezo (5.42) z malenkostnimi modifikacijami. Za r_{ef} uporabimo generalizirano zvezo (5.80). Generalizirati je potrebno le brezdimenzionalno razdaljo δ enačbe (5.40). Skalarja α in $g\alpha_c^c$ je potrebno generalizirati v α in α^c glede na zvezi (5.64) in (5.75) kot:

$$\alpha^2 = \frac{3}{2}\alpha : \alpha \quad (5.88)$$

$$(g\alpha_c^c)^2 = \frac{3}{2}\alpha^c : \alpha^c = \frac{3}{2}\sqrt{\frac{2}{3}}\alpha^c \mathbf{n} : \sqrt{\frac{2}{3}}\alpha^c \mathbf{n} = (\alpha^c)^2 = (g\alpha_c^c)^2. \quad (5.89)$$

Za izračun g potrebujemo vrednost Lodejevega kota θ , ki ga izračunamo z zvezama (5.69), vendar zdaj namesto \mathbf{n} (ki je bil enotski tenzor vzdolž $\mathbf{r} - \alpha$) uporabimo enotski tenzor \mathbf{n}_α vzdolž α , saj pri obremenjevanju z $\eta = const.$ velja $\mathbf{r} - \alpha = \mathbf{0}$. Torej \mathbf{n}_α lahko zapišemo kot:

$$\mathbf{n}_\alpha = \frac{\alpha}{\sqrt{\alpha : \alpha}}, \quad (5.90)$$

razdalja δ pa je enaka

$$\delta = 1 - \frac{p}{p_b} \left[1 + 3 \frac{\alpha : \alpha}{(g\alpha_c^c)^2} \right]. \quad (5.91)$$

Avtorja navajata, da za praktične potrebe zadošča uporaba $g = 1$ namesto vsakokratnega izračunavanja Lodejevega kota z \mathbf{n}_α .

5.5.7 Evolucijska enačba $d\alpha$

Podobno kot pri enačbi za razmikanje (5.86), lahko generaliziramo tudi evolucijsko enačbo $d\alpha$. Pri tem uporabimo slikovni tenzor α^b (enačba (5.75)) in dobimo

$$d\alpha = \langle L \rangle h r_{ef} (\alpha^b - \alpha) = \langle L \rangle \bar{\alpha}. \quad (5.92)$$

r_{ef} izračunamo po zvezi (5.80). Za boljše razumevanje lahko opišemo vlogo \mathbf{r} kot atraktor med obremenjevanjem z $\mathbf{r} = const.$ Torej \mathbf{r} je fiksiran v prostoru (r_1, r_2, r_3) , α pa se postopoma premika proti α^b glede na zvezo (5.92). Pri tem se α^b (glede na (5.75)) premika proti radialni liniji med izhodiščem in točko \mathbf{r} . Na koncu so tako na isti radialni liniji α^b , α in \mathbf{r} , vendar pa zaradi člena r_{ef} , α konvergira k točki \mathbf{r} , kjer se na koncu ustavi in tedaj velja $r_{ef} = 0$, $d\alpha = \mathbf{0}$. Sedaj ponovno ne moremo iz vrednotiti \mathbf{n} , kar pa ni pomembno, saj prva prispevka v enačbah (5.78) in (5.79) nista več aktivna in zato vrednosti \mathbf{n} ne potrebujemo več. Več o kinematiki z atraktorjem lahko najdemo v Dafalias s sod. (2006).

Generalizacija h ima naslednjo obliko

$$h = \frac{b_0}{\frac{3}{2}((\mathbf{b}_{ref} - (\alpha^b - \alpha)) : \mathbf{n})^2}, \quad (5.93)$$

do česar pridemo tako, da uporabimo:

$$\mathbf{b}_{ref} = \sqrt{\frac{2}{3}} b_{ref} \mathbf{n} \quad (5.94)$$

$$\alpha^b = \sqrt{\frac{2}{3}} \alpha^b \mathbf{n} \quad (5.95)$$

in

$$\alpha = \pm \sqrt{\frac{2}{3}} \alpha \mathbf{n}. \quad (5.96)$$

b_{ref} je še vedno enak $b_{ref} = \alpha_c^b + \alpha_e^b$, kot pri triosni formulaciji. Če vstavimo zgornje tri izraze v (5.93) dobimo pod ulomkovo črto izraz $(b_{ref} - \alpha^b \pm \alpha)^2$, ki na prvi pogled ne kaže, da bi se ujemal z $(b_{ref} - s(\alpha^b - \alpha))^2$ iz enačbe (5.44). Vendar pa je α^b v enačbi (5.95) le pozitivno število (α_c^b ali α_e^b), medtem ko je α^b iz enačbe (5.44) lahko α_c^b ali $-\alpha_e^b$. Tako, da je v triosnih pogojih zveza (5.93) identična zvezi (5.44), za določitev b_0 pa še vedno uporabimo zvezo (5.46).

5.5.8 Plastičen modul K_p in skalarni množitelj L

Plastičen modul K_p in skalarni množitelj L izračunamo na isti način kot je bilo predstavljeno v poglavju 5.4.7. Pri tem uporabimo naslednji zvezi:

$$K_p = -\frac{1}{L} \left(\frac{\partial f}{\partial \alpha} : d\alpha + \frac{\partial f}{\partial p_0} dp_0 \right) = - \left(\frac{\partial f}{\partial \alpha} : \bar{\alpha} + \frac{\partial f}{\partial p_0} \bar{p}_0 \right) \quad (5.97)$$

$$L = \frac{1}{K_p} \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma} : d\sigma \right) = \frac{1}{K_p} \left(\frac{\partial f}{\partial s} : ds + \frac{\partial f}{\partial p} dp \right). \quad (5.98)$$

Prirastki napetosti so enaki:

$$ds = 2Gde - 2GL \left[\sqrt{\frac{3}{2}} \mathbf{n} r_{ef} + \frac{3}{2} X \mathbf{r} \exp(-V r_{ef}) \right] \quad (5.99)$$

$$dp = K d\varepsilon_v - KL [D r_{ef} + \exp(-V r_{ef})]. \quad (5.100)$$

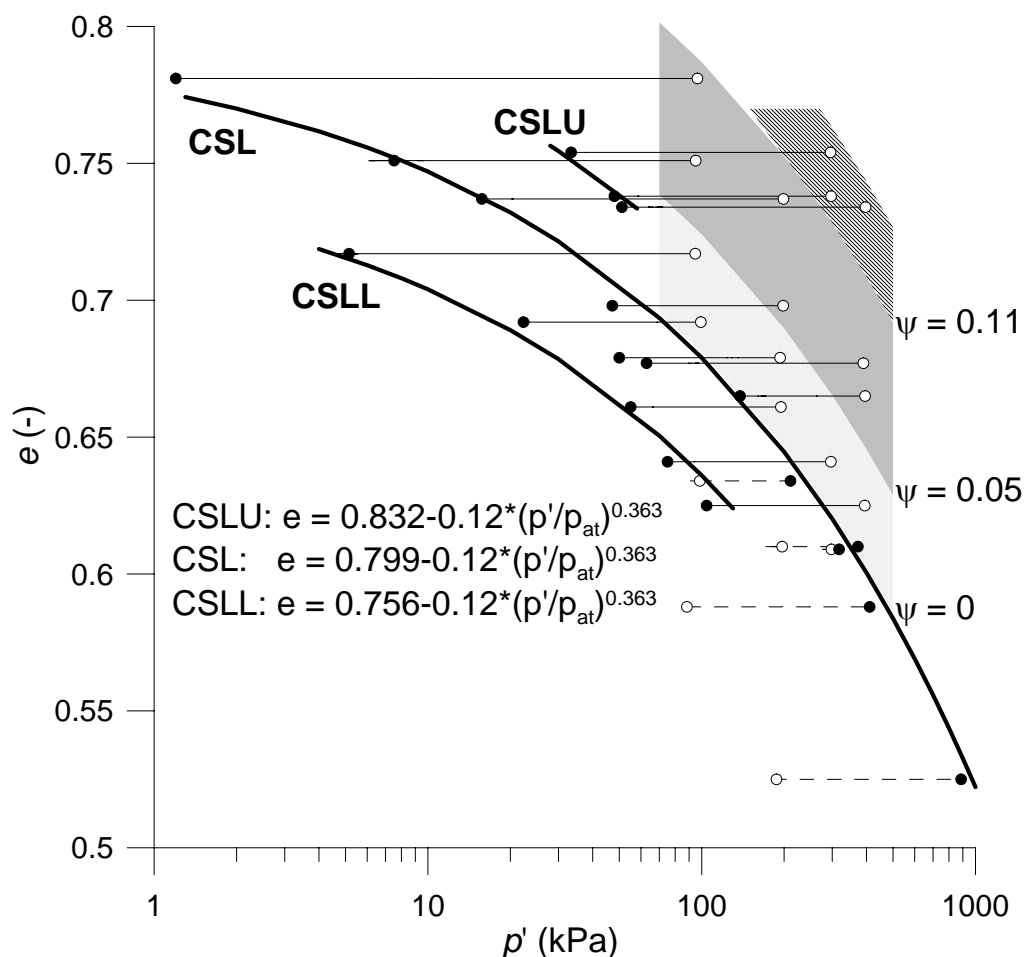
Če zvezi (5.99) in (5.100) vstavimo v enačbo (5.98) dobimo izraz za L kot:

$$L = \frac{2G \frac{\partial f}{\partial s} : d\mathbf{e} + K \frac{\partial f}{\partial p} d\varepsilon_v}{K_p + 2G \frac{\partial f}{\partial s} : \left[\sqrt{\frac{3}{2}} \mathbf{n} r_{ef} + \frac{3}{2} X \mathbf{r} \exp(-V r_{ef}) \right] + K \frac{\partial f}{\partial p} [D r_{ef} + \exp(-V r_{ef})]} \quad (5.101)$$

5.6 Modifikacija modela

Rezultati triosnih nedreniranih preiskav na boštanjskem meljastem pesku so pokazali, da kritična stanja kontrakcijskih vzorcev s količnikom por e večjim od 0.625 ne tvorijo enotne črte

CSL v ravnini $e - \log p'$. Podroben pregled podatkov je pokazal, da se kritična stanja teh vzorcev nahajajo v pasu, omejenim s črtama CSLU in CSLL, ki se med seboj razlikujeta le v vertikalnem zamiku, oziroma parametru e_0 (glej sliko 5.8). Podobne rezultate navajajo tudi nekateri drugi avtorji za peske in meljaste peske, kar je opisano v poglavju 2.3.3. Izkazalo se je tudi, da lahko pas kritičnih stanj približno razdelimo v tri črte (t.j. CSLU, CSL in CSLL) in da ima odločilno vlogo pri izbiri črte, na kateri bo material v kritičnem stanju, lega njegovega začetnega stanja v ravnini $e - \log p'$. Ugotovili smo, da je vsaka od črt povezana z določenim območjem začetnih stanj, omejenim s črtama s konstantno vrednostjo parametra stanja ψ (slika 5.8). Območje začetnih stanj smo tako razdelili na tri dele. Za referenčno črto kritičnega stanja (označena s CSL), glede na katero smo računali ψ , smo izbrali črto, na kateri ležijo kritična stanja gostejših nedreniranih vzorcev ($e < 0.625$; slika 4.13, stran 197), prav tako pa dreniranih gostih in rahlih vzorcev (slika 4.18, stran 203).

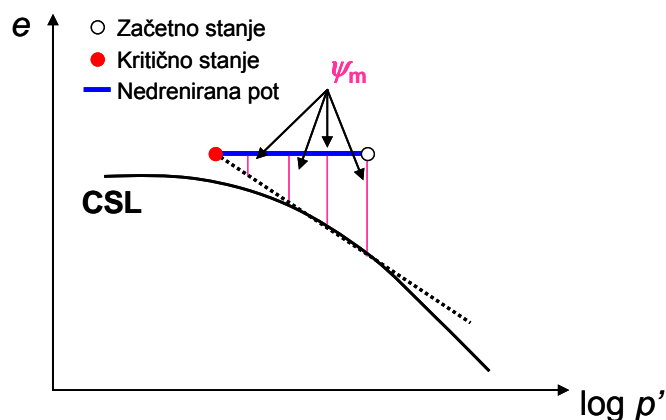


Slika 5.8: Kritična stanja vzdolž treh črt glede na lego začetnih stanj v treh različnih območjih
 Figure 5.8: Occurrence of critical states along three different lines according to the position of initial states in three different regions

Obnašanje modela Taiebat in Dafalias (2008) je zelo odvisno od trenutne vrednosti parametra stanja ψ (enačbi (5.24) in (5.25)), ki pa se v osnovni formulaciji modela nanaša na enotno črto

CSL v ravnini $e - p'$. Uporaba zgolj ene izmed črt CSLU, CSL in CSLL s slike 5.8 za izračun ψ bi pomenila velike razlike med izmerjenim mehanskim obnašanjem materiala in simulacijami z modelom. Zato smo v modelu modificirali izračun trenutnega parametra stanja z uporabo parametra stanja ψ_m pri začetnem kontrakcijskem stanju količnikov por nad vrednostjo 0.625. Vzorec obnašanja s slike 5.8 smo zajeli tako, da smo glede na začetno lego materiala v enem od treh območij izbrali pripadajočo črto kritičnega stanja. Nato smo definirali ravno črto v ravnini $e - \log p'$, ki povezuje kritično stanje na eni od treh črt z začetnim stanjem na srednji črti kritičnega stanja (slika 5.9). Vzdolž te črte se je računala vrednost modificiranega parametra stanja ψ_m med obremenjevanjem materiala. Pri vzorcih s količnikom por pod vrednostjo 0.625 smo računali parameter stanja s standardnim postopkom glede na trenutno vertikalno razdaljo do srednje črte CSL.

Z uporabo modificiranega parametra stanja ψ_m smo lahko upoštevali začetne razlike med vrednostmi parametra stanja pri istih začetnih napetostih p' in različnih količnikih por. Po drugi strani pa je model na ta način med obremenjevanjem približeval napetost p' k pravim vrednostim v kritičnih stanjih.

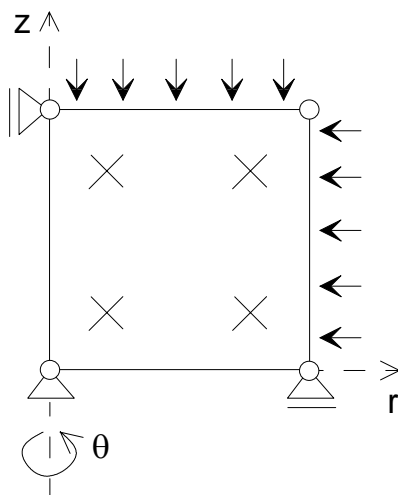


Slika 5.9: Izračun modificiranega parametra stanja ψ_m glede na izbrano črto kritičnega stanja.
Figure 5.9: Modified state parameter ψ_m calculation according to the chosen critical state line.

5.7 Numerična integracija modela

Za simulacijo obnašanja materiala med triosnimi preiskavami smo uporabili štiri vozliščne končne elemente s po štirimi Gaussovimi integracijskimi točkami. Definirali smo jih v osnosimetričnem napetostno-deformacijskem prostoru. Za simulacijo delovanja modela v triosnih pogojih smo uporabili le en končni element, ki smo ga podprli na način, kot je prikazano na sliki 5.10. S tem smo ob predpostavki o homogenosti napetosti in deformacij v vzorcu lahko zajeli obnašanje celotnega vzorca. Napetosti in deformacije smo spremljali v eni Gaussovi integracijski točki. Uporabili smo eksplicitno integracijo napetosti z modificirano Eulerjevo metodo s kontrolo napake in drobljenjem podkorakov, oziroma substepping algoritem (angl. modified

Euler scheme with substepping) (Sloan s sod., 2001; Sloan, 1987). Končni element je bil obremenjen z vozliščnimi pomiki ali vozliščnimi silami, začetna napetostna in deformacijska stanja pa so bila predpisana v Gaussovih točkah.



Slika 5.10: Štiri vozliščni osno-simetrični končni element uporabljen za simulacijo triosnih preizkusov

Figure 5.10: Four-noded axi-symmetric finite element used for simulations of triaxial tests

Sistem smo reševali z uporabo modificirane Newton-Raphsonove sheme (Potts in Zdravković, 1999). Glavna stvar v tej shemi je izračun rezidualnega obtežnega vektorja za vsako iteracijo. Zanj potrebujemo akumulirano napetostno stanje na koncu prejšnje iteracije. Nato izračunamo prirastke deformacij v vsaki integracijski točki iz prirastkov pomikov, določenih na koncu prejšnje iteracije. Vzdlž teh deformacijskih poti nato integriramo konstitutivni model in s tem dobimo oceno napetostnih sprememb. Te napetostne spremembe pa potem prištejemo k akumuliranim napetostim na začetku prirastka.

5.7.1 Uporabljeni substepping algoritem

Tu povzemamo opis algoritma, ki je podrobneje podan v Potts in Zdravković (1999). Gre za substepping algoritem Sloan (1987).

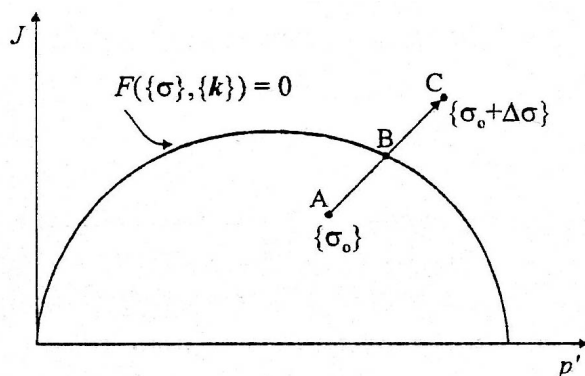
V integracijski točki imamo poznane prirastke deformacij $\{\Delta\epsilon\}$. Najprej predpostavimo, da se material obnaša elastično skozi prirastek in ocene prirastkov napetosti $\{\Delta\sigma\}$ dobimo z množenjem trenutne elastične konstitutivne matrike $[D]$ z vektorjem prirastkov deformacij kot:

$$\{\Delta\sigma\} = [D] \{\Delta\epsilon\}. \quad (5.102)$$

Ti prirastki napetosti so nato prišteti akumuliranim napetostim na začetku prirastka $\{\sigma_0\}$, da dobimo oceno akumuliranega napetostnega stanja $\{\sigma\}$ na koncu prirastka kot:

$$\{\sigma\} = \{\sigma_0\} + \{\Delta\sigma\}. \quad (5.103)$$

Zdaj preverimo funkcijo tečenja, da ugotovimo, ali je to napetostno stanje sprejemljivo. Če je $F(\{\sigma\}, \{k\}) \leq 0$ je obnašanje elastično in je elastični napetostni prirastek $\{\Delta\sigma\}$ pravilen in lahko nadaljujemo z naslednjo integracijsko točko. V primeru, da bi bilo $F(\{\sigma\}, \{k\}) > 0$, v prirastku $\{\Delta\varepsilon\}$ pride do plastičnega tečenja in tako je potrebno $\{\Delta\sigma\}$ izračunati drugače. Takšna situacija je prikazana na sliki 5.11.



Slika 5.11: Začetno napetostno stanje A v elastičnem območju in nesprejemljivo napetostno stanje C po elastičnem prirastku $\{\Delta\varepsilon\}$ zunaj ploskve tečenja. (Potts in Zdravković, 1999)

Figure 5.11: Initial stress state A in the elastic region and unacceptable stress state C after the strain increment $\{\Delta\varepsilon\}$ outside the yield surface. (Potts and Zdravković, 1999)

Ker je napetostno stanje $\{\sigma\}$ zunaj ploskve tečenja, je potrebno najti del deformacijskega prirastka $\{\Delta\varepsilon\}$ oziroma napetostnega prirastka $\{\Delta\sigma\}$ do ploskve tečenja (t.j. del AB na sliki 5.11). Matematično to zapišemo kot nelinearno enačbo iskanja vrednosti α kot:

$$F(\{\sigma_0 + \alpha\Delta\sigma\}, \{k\}) = 0, \quad (5.104)$$

kjer je α skalar. α lahko poiščemo s sekantnim algoritmom po naslednji enačbi:

$$\alpha_{i+1} = \alpha_i - \frac{F(\{\sigma_0 + \alpha_i\Delta\sigma\}, \{k\})}{F(\{\sigma_0 + \alpha_i\Delta\sigma\}, \{k\}) - F(\{\sigma_0 + \alpha_{i-1}\Delta\sigma\}, \{k\})} (\alpha_i - \alpha_{i-1}), \quad (5.105)$$

kjer sta prva približka za njegov začetek $\alpha_0 = 0$ in $\alpha_1 = 1$.

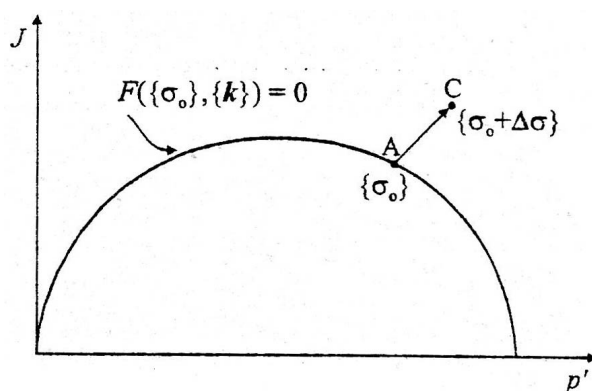
Če napetostno stanje na začetku prirastka leži na ploskvi tečenja, lahko pride do preskoka elastičnega področja, pri katerem prehod preko elastičnega območja ni bil upoštevan. Zato je potrebno preveriti ali gre za prirastek brez ali z elastičnim delom (glej sliki 5.12 in 5.13). Pri tem izračunamo:

$$\frac{\partial F(\{\sigma_0\}, \{k\})}{\partial \sigma} \Delta\sigma. \quad (5.106)$$

da bi ločili med obema primeroma. Če je vrednost izraza (5.106) pozitivna, gre za primer $\alpha = 0$, če pa je negativna, gre za primer $\alpha \neq 0$. Pri primeru $\alpha \neq 0$ je potrebno izračunati pravo α z uporabo primernih začetnih približkov.

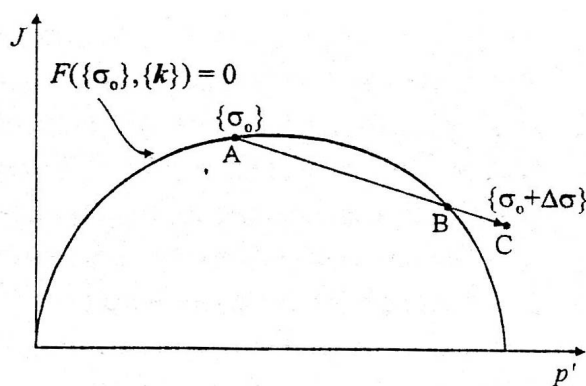
Ko poznamo α , lahko iz vrednotimo čista elastična dela napetostnega in deformacijskega prirastka kot:

$$\{\Delta\sigma^e\} = \alpha \{\Delta\sigma\} \quad (5.107)$$



Slika 5.12: Začetno napetostno stanje A na ploskvi tečenja in plastifikacija pri $\alpha = 0$. (Potts in Zdravković, 1999)

Figure 5.12: Initial stress state A on the yield surface and plastification by $\alpha = 0$. (Potts and Zdravković, 1999)



Slika 5.13: Začetno napetostno stanje A na ploskvi tečenja in plastifikacija pri $\alpha \neq 0$. (Potts in Zdravković, 1999)

Figure 5.13: Initial stress state A on the yield surface and plastification by $\alpha \neq 0$. (Potts and Zdravković, 1999)

$$\{\Delta \epsilon^e\} = \alpha \{\Delta \epsilon\}. \quad (5.108)$$

Preostali del deformacijskega prirastka, t.j. $(1 - \alpha) \{\Delta \epsilon\}$, je povezan z elasto-plastičnim obnašanjem. Zato je potrebno integrirati elasto-plastično konstitutivno matriko $[D^{ep}]$ vzdolž tega dela prirastka deformacij. Za večino konstitutivnih modelov se to ne da izvesti analitično, zato je potrebna aproksimacija. V pristopu substepping je $(1 - \alpha) \{\Delta \epsilon\}$ razdeljen na manjše podkorake, pri čemer so uporabljene različne poenostavitve. Velikost podkorakov lahko kontroliramo z oceno napake. Navadno uporabljamo Eulerjevo, modificirano Eulerjevo ali Runge-Kutta shemo. Uporabili smo modificirano Eulerjevo shemo s kontrolo napake.

Modificirana Eulerjeva integracijska shema s kontrolo napake. Cilj sheme je numerično integrirati $[D^{ep}]$ vzdolž elasto-plastičnega deformacijskega koraka $(1 - \alpha) \{\Delta \epsilon\}$. Razdelili bomo $(1 - \alpha) \{\Delta \epsilon\}$ v serijo manjših podkorakov $\Delta T (1 - \alpha) \{\Delta \epsilon\}$, kjer je $0 < \Delta T \leq 1$ in upora-

bili modificirano Eulerjevo aproksimacijo za vsak tak podkorak. Velikost vsakega podkoraka je določena z oceno napake v napetostnih spremembah, ki jo primerjamo z izbrano toleranco *SSTOL*. Shema bazira na shemi Sloan (1987) in vsebuje naslednje glavne korake:

1. Inicializacija parametrov:

$$\{\boldsymbol{\sigma}\} = \{\boldsymbol{\sigma}_0\} + \{\Delta\boldsymbol{\sigma}^e\} \quad (5.109)$$

$$\{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_s\} = (1 - \alpha) \{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}\} \quad (5.110)$$

$$T = 0 \quad (5.111)$$

$$\Delta T = 1. \quad (5.112)$$

Shema se začne s predpostavko, da je potreben le 1 podkorak. Zato je privzeto, da velja $\Delta T = 1$.

2. Izračun prirastka deformacij v podkoraku $\{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_{ss}\}$:

$$\{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_{ss}\} = \Delta T \{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_s\} \quad (5.113)$$

in izračun prve ocene pripadajoče spremembe napetosti, plastičnih deformacij in parametrov utrjevanja/mehčanja z uporabo Eulerjeve aproksimacije prvega reda:

$$\{\Delta\boldsymbol{\sigma}_1\} = [\mathbf{D}^{ep}(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{k}\})] \{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_{ss}\} \quad (5.114)$$

$$\{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_1^p\} = \Lambda(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{k}\}, \{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_{ss}\}) \frac{\partial P(\{\boldsymbol{\sigma}\}, \{\mathbf{m}_1\})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (5.115)$$

$$\{\Delta\mathbf{k}_1\} = \{\Delta\mathbf{k}(\{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_1^p\})\}. \quad (5.116)$$

3. Z uporabo zgornjih količin so napetosti in parametri utrjevanja/mehčanja na koncu podkoraka $\{\boldsymbol{\sigma}\} + \{\Delta\boldsymbol{\sigma}_1\}$ in $\{\mathbf{k}\} + \{\Delta\mathbf{k}_1\}$. Uporabimo jih za izračun druge ocene spremembe napetosti, plastičnih deformacij in parametrov utrjevanja/mehčanja kot:

$$\{\Delta\boldsymbol{\sigma}_2\} = [\mathbf{D}^{ep}(\{\boldsymbol{\sigma} + \Delta\boldsymbol{\sigma}_1\}, \{\mathbf{k} + \Delta\mathbf{k}_1\})] \{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_{ss}\} \quad (5.117)$$

$$\{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_2^p\} = \Lambda(\{\boldsymbol{\sigma} + \Delta\boldsymbol{\sigma}_1\}, \{\mathbf{k} + \Delta\mathbf{k}_1\}, \{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_{ss}\}) \frac{\partial P(\{\boldsymbol{\sigma} + \Delta\boldsymbol{\sigma}_1\}, \{\mathbf{m}_2\})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (5.118)$$

$$\{\Delta\mathbf{k}_2\} = \{\Delta\mathbf{k}(\{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_2^p\})\}. \quad (5.119)$$

4. Zdaj lahko dobimo bolj točne ocene modificirane Eulerjeve sheme za spremembe napetosti, plastičnih deformacij in parametrov utrjevanja/mehčanja kot:

$$\{\Delta\boldsymbol{\sigma}\} = \frac{1}{2} (\{\Delta\boldsymbol{\sigma}_1\} + \{\Delta\boldsymbol{\sigma}_2\}) \quad (5.120)$$

$$\{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^p\} = \frac{1}{2} (\{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_1^p\} + \{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_2^p\}) \quad (5.121)$$

$$\{\Delta\mathbf{k}\} = \frac{1}{2} (\{\Delta\mathbf{k}_1\} + \{\Delta\mathbf{k}_2\}). \quad (5.122)$$

5. Za določen prirastek deformacij podkoraka $\{\Delta\epsilon_{ss}\}$ imajo Eulerjeve ocene (enačbe (5.114) do (5.116)) lokalno napako (local truncation error) reda $O(\Delta T^2)$, medtem ko je lokalna napaka ocen modificirane Eulerjeve metode (enačbe (5.120) do (5.122)) reda $O(\Delta T^3)$. Tako dobimo oceno lokalne napake napetosti E , če odštejemo enačbo (5.114) od enačbe (5.120) kot:

$$E \approx \frac{1}{2} (\{\Delta\sigma_2\} - \{\Delta\sigma_1\}). \quad (5.123)$$

Relativno napako napetosti R za podkorak lahko potem izrazimo kot:

$$R = \frac{\|E\|}{\|\{\sigma + \Delta\sigma\}\|} \quad (5.124)$$

in jo lahko primerjamo z izbrano toleranco $SSTOL$, ki je navadno v območju 10^{-2} do 10^{-5} . Če je $R > SSTOL$, je napaka v napetostih nesprejemljiva in zato moramo zmanjšati velikost podkoraka ΔT . Če novo velikost podkoraka izrazimo kot:

$$\Delta T_{new} = \beta \Delta T, \quad (5.125)$$

kjer je β skalar in je ocena lokalne napake reda $O(\Delta T^2)$, potem je ocena napake E_{new} v povezavi z ΔT_{new} približno enaka:

$$\|E_{new}\| = \beta^2 \|E\|. \quad (5.126)$$

Ker zahtevamo, da velja:

$$\frac{\|E_{new}\|}{\|\{\sigma + \Delta\sigma_{new}\}\|} \leq SSTOL, \quad (5.127)$$

lahko oceno za β najdemo, če predpostavimo $\{\Delta\sigma_{new}\} \approx \{\Delta\sigma\}$ kot:

$$\beta = \left[\frac{SSTOL}{R} \right]^{\frac{1}{2}}. \quad (5.128)$$

Ker je ta postopek približen, je konzervativna izbira β enaka:

$$\beta = 0.8 \left[\frac{SSTOL}{R} \right]^{\frac{1}{2}}. \quad (5.129)$$

Izbira faktorja 0.8 zmanjša število podkorakov, ki so zavrnjeni med integracijskim procesom. Po drugi strani, pa je dobro omejiti obseg ekstrapolacije, ki ga da zgornja procedura s pomočjo predpisa, da mora biti β večja od 0.1. S tem, ko enkrat imamo β , lahko dobimo iz enačbe (5.125) novo oceno za velikost podkoraka ΔT_{new} in potem ponovimo proces od koraka (2) dalje z $\Delta T = \Delta T_{new}$. Če je $R \leq SSTOL$, podkorak sprejmemo in proces gre dalje na naslednji korak.

6. V tem koraku posodobimo akumulirane napetosti, plastične deformacije in parametre utrjevanja/mehčanja kot:

$$\{\sigma\} = \{\sigma\} + \{\Delta\sigma\} \quad (5.130)$$

$$\{\epsilon^p\} = \{\epsilon^p\} + \{\Delta\epsilon^p\} \quad (5.131)$$

$$\{\mathbf{k}\} = \{\mathbf{k}\} + \{\Delta\mathbf{k}\}. \quad (5.132)$$

7. Zaradi aproksimacij v zgornji proceduri je možno, da napetostno stanje, ki je podano z enačbo (5.130), v kombinaciji s parametri utrjevanja/mehčanja (podanimi z enačbo (5.132)), krši pogoj tečenja $|F(\{\sigma\}, \{k\})| \leq YTOL$ ($YTOL$ je izbrana toleranca). Če sploh pride do te kršitve, je odvisno od narave konstitutivnega modela in kombinacije vrednosti $SSTOL$ in $YTOL$. V primeru da do kršitve pride, moramo popraviti napetosti, plastične deformacije in parametre utrjevanja/mehčanja s pomočjo ustreznega algoritma, da zadovoljimo pogoj tečenja. Možno pa se je tudi ogniti problemu z nadaljnjim zmanjšanjem velikosti podkoraka in ponovitvijo koraka 2. To proceduro nato ponavljamo, dokler ni zadoščeno pogoju tečenja.
8. Ko je pogoj tečenja izpolnjen, lahko posodobimo T kot:

$$T = T + \Delta T \quad (5.133)$$

in gremo na naslednji podkorak. Ponovno uporabimo enačbo (5.129) da izračunamo β in jo uporabimo v enačbi (5.125), da dobimo velikost naslednjega podkoraka. Kot prej, je pametno omejiti β z dopustnim intervalom $0.1 \leq \beta \leq 2.0$. Pomembno je tudi preveriti, da $T + \Delta T_{new}$ ne preseže 1.0. V primeru, da do tega pride, izberemo ΔT_{new} takšno, da velja $T + \Delta T_{new} = 1.0$. Nato posodobimo ΔT :

$$\Delta T = \Delta T_{new} \quad (5.134)$$

in koraki od 2 naprej se ponovijo.

9. Zgornja procedura se ustavi, ko T postane enak 1.0.

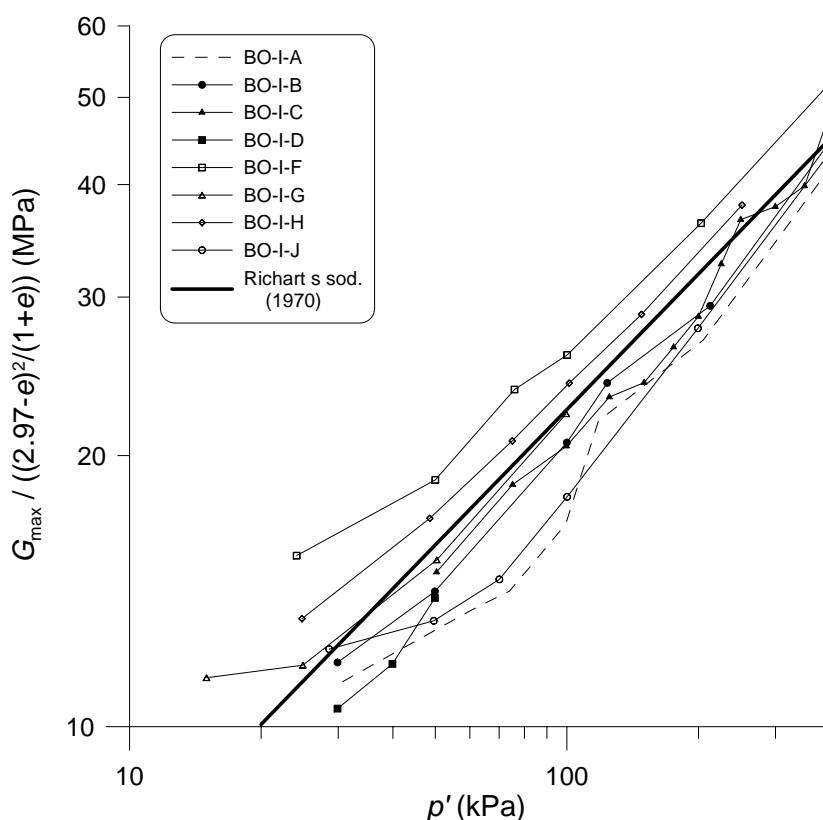
Uporabljene vrednosti $YTOL$ in $SSTOL$ pri numeričnih simulacijah so prikazane v preglednicah 5.1 in 5.2 na straneh 302 in 303.

5.8 Kalibracija parametrov

Model Taiebat in Dafalias (2008) zahteva kalibracijo 16 parametrov. Nekatere smo kalibrirali s prileganjem krivulj glede na eksperimentalne podatke (angl. curve fitting), druge pa je bilo potrebno določiti s poskušanjem in primerjavo med simulacijami in eksperimentalnimi rezultati. Vrednosti parametrov c , p_r , ρ_c , θ , in X smo vzeli enake kot vrednosti za pesek Toyoura (Taiebat in Dafalias, 2008), kar pa ni vplivalo na rezultate, saj material nismo obremenjevali plastično pri visokih napetostih z $\eta = konst$. Nekateri od teh parametrov zahtevajo izvedbo preiskave pri $\eta = const.$, ki pa nam je spodletela. Vrednost parametra c je v literaturi za različne materiale navadno privzeta okoli vrednosti 0.7.

Kalibrirali smo dva seta parametrov, pri čemer smo v prvem primeru s poskušanjem izbrali vrednost parametra G_0 glede na odziv modela v ravninah $q - p'$ in $q - \varepsilon_{ax}$, v drugem primeru pa smo vrednost G_0 določili iz rezultatov dobljenih z bender elementi in čim boljšim prileganjem

znane zveze (5.21, stran 274) (Richart s sod., 1970) nanje. Slika 5.14 prikazuje ujemanje med eksperimentalnimi meritvami z bender elementi in zvezo (5.21) pri vrednosti parametra G_0 enaki 225 kPa. To pomeni, da smo skušali v drugem primeru skušali doseči, da bi bila tangenta strižna togost G materiala znotraj ploskve tečenja čim bližje vrednostim izmerjenim z bender elementi. Kot lahko vidimo na sliki 5.14, opisuje enačba (5.21) zvezo med togostjo G pri zelo majhnih deformacijah, količnikom por in napetostjo p' s precejšnjim raztrosom.



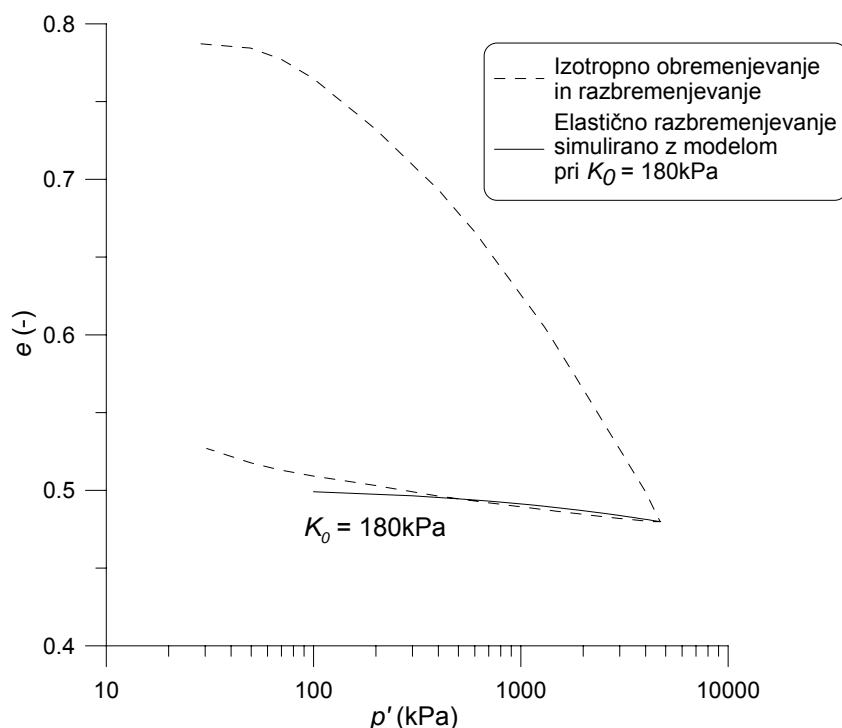
Slika 5.14: Kalibracija parametra G_0 glede na rezultate meritev z bender elementi in zvezo Richart s sod. (1970).

Figure 5.14: Calibration of parameter G_0 according to bender element data and relation proposed by Richart et al. (1970).

Parameter K_0 smo kalibrirali glede na čim boljše prileganje med simulacijo izotropnega razbremenjevanja in rezultati preiskave BO-I-J prav tako med izotropnim razbremenjevanjem (slika 5.15). Na sliki lahko vidimo, da z uporabo zveze (5.20) (stran 274) ni bilo mogoče popolnoma ujeti oblike razbremenjevalne poti v ravnini $e - \log p'$.

Kalibracija parametrov stanja e_0 , λ in ξ je prikazana na sliki 5.8 (stran 289), parameter α_c^c pa je enak $\alpha_c^c = M - m = 1.40 - 0.05$ (glej sliko 5.19a, stran 305).

Razmikalni parameter n^d smo kalibrirali z izračunom naklona zveze $\ln(\alpha^d/\alpha^c) - \psi_{PT}$ na sliki 5.16. ψ_{PT} je parameter stanja v fazni transformaciji. S slike 5.16 lahko vidimo, da je veliko raztrosa med eksperimentalnimi podatki. O podobnem raztrosu poročajo Murthy s sod. (2007)



Slika 5.15: Kalibracija parametra K_0 glede na čim boljše prileganje med simulacijo in preizkusom BO-I-J med izotropnim razbremenjevanjem

Figure 5.15: Calibration of parameter K_0 according to the curve fitting of isotropic swelling test BO-I-J and model simulation

za pesek Ottawa s 15% neplastičnega melja. n^d smo izračunali iz naklona linearne regresije na razpoložljive podatke, pri čemer smo s pogojem prisili regresijsko premico, da poteka skozi točko $(0, 0)$, kar se ujema s pogojem kritičnega stanja (pri $\psi = 0$ mora veljati $\alpha^d = \alpha^c$, iz česar sledi, da je $\ln(\alpha^d/\alpha^c) = 0$). Parameter A_d smo določili s poskušanjem glede na izmerjene in simulirane odzive materiala v ravninah $q - p'$ in $q - \varepsilon_{ax}$ pri različnih začetnih količnikih por in napetostih p' .

Parameter n^b kinematičnega utrjevanja smo določili na podoben način kot parameter A_d , medtem ko smo ostala parametra h_0 in c_h izračunali z metodo najmanjših kvadratov premice glede na podatke v ravnini $h^* - e$ (glej sliko 5.17 za primer pri $G_0 = 100$ kPa). h^* ima naslednjo linearno obliko:

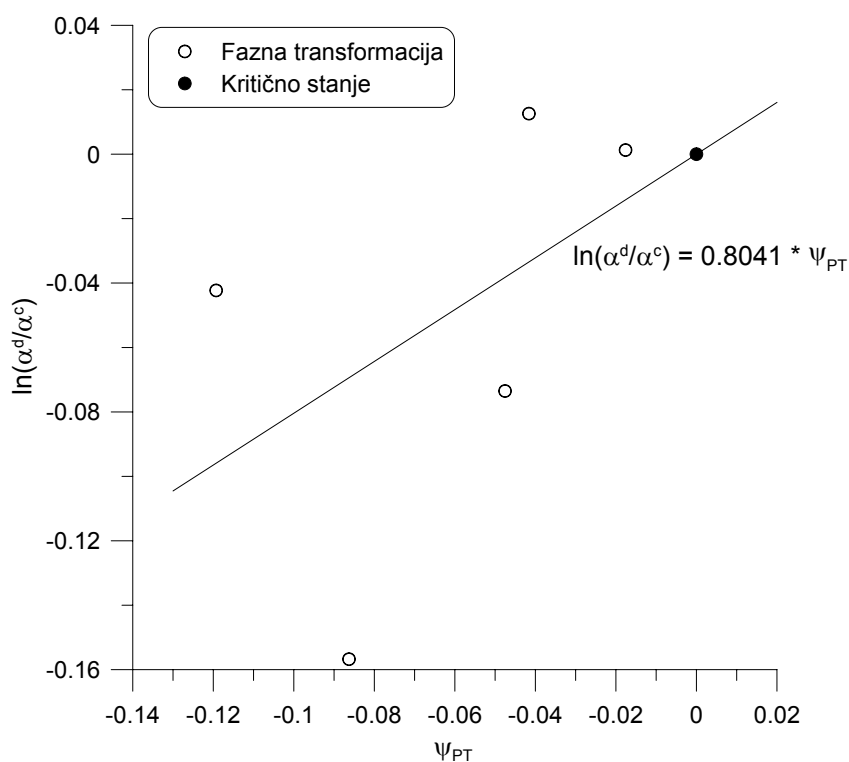
$$h^* = h_0 (1 - c_h e) = a e + b, \quad (5.135)$$

iz katere lahko izračunamo h_0 in c_h kot (primerjaj z zvezo (5.46), stran 281):

$$h_0 = -\frac{a}{b}, \quad (5.136)$$

$$c_h = b. \quad (5.137)$$

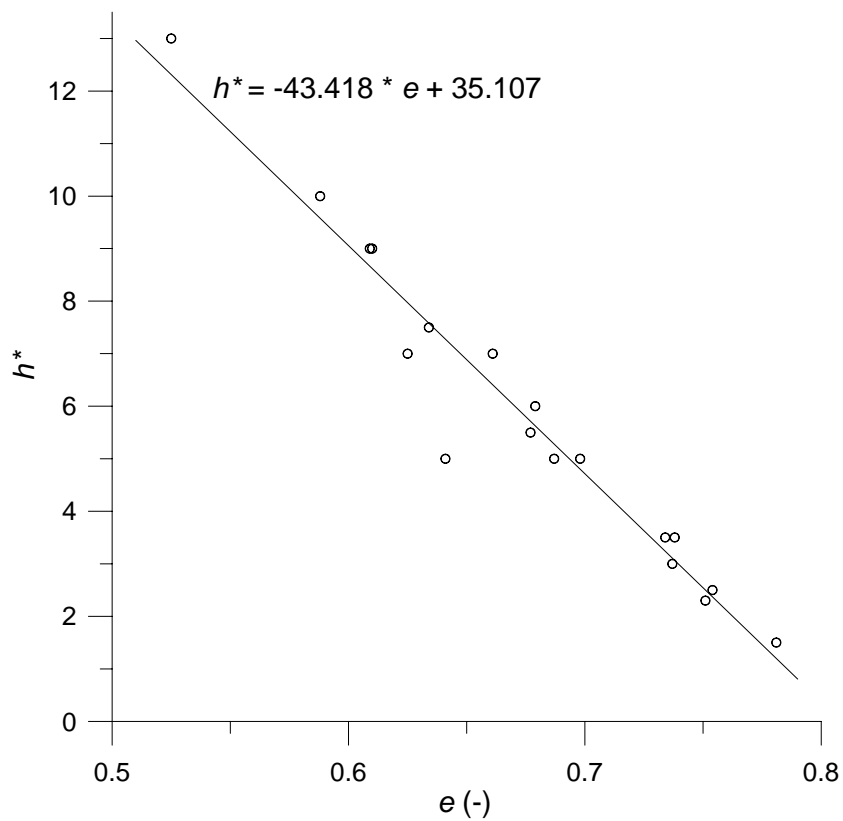
Preostane nam še prikaz kalibracije parametrov h_0 in c_h za primer, ko je $G_0 = 225$ kPa (slika 5.18). Kot lahko vidimo, gre v obeh primerih za dokaj dobro ujemanje med eksperimentalnimi in napovedanimi vrednostmi glede na spreminjanje količnika por.



Slika 5.16: Kalibracija parametra n^d s pomočjo naklona linearne regresije zveze $\ln(\alpha^d/\alpha^c) - \psi_{PT}$

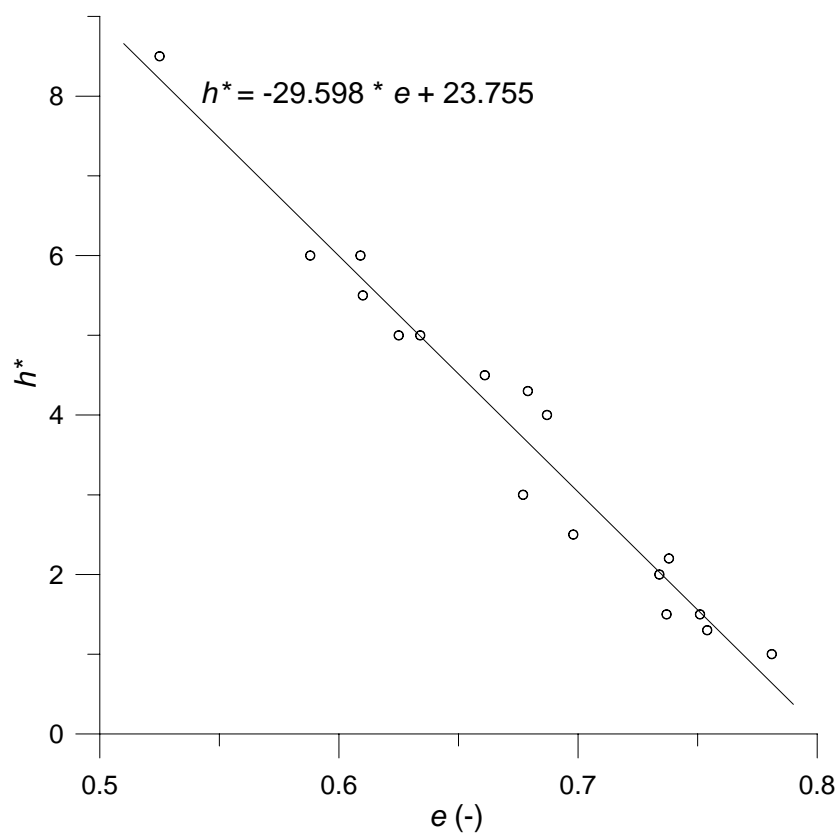
Figure 5.16: Calibration of parameter n^d according to the slope of linear regression curve fitting of the relation $\ln(\alpha^d/\alpha^c) - \psi_{PT}$

Vrednosti kalibriranih parametrov za primera, ko je $G_0 = 100$ in 225 kPa so zbrane v preglednicah 5.1 in 5.2 na straneh 302 in 303, skupaj z izbranimi vrednostmi parametrov m , n , $YTOL$ in $SSTOL$.



Slika 5.17: Kalibracija parametrov h_0 in c_h s pomočjo linearne regresije glede na podatke $h^* - e$ za primer, ko je $G_0 = 100$ kPa

Figure 5.17: Calibration of parameters h_0 and c_h according to the linear regression line fitting of the data $h^* - e$ for the case of $G_0 = 100$ kPa



Slika 5.18: Kalibracija parametrov h_0 in c_h s pomočjo linearne regresije glede na podatke $h^* - e$ za primer, ko je $G_0 = 225$ kPa

Figure 5.18: Calibration of parameters h_0 and c_h according to the linear regression line fitting of the data $h^* - e$ for the case of $G_0 = 225$ kPa

Preglednica 5.1: Materialni parametri za meljast pesek iz Boštanj, ko je $G_0 = 100$ kPa. Vrednosti označene z * so od peska Toyoura (Taiebat in Dafalias, 2008).

Table 5.1: Material parameters for Boštanj silty sand when $G_0 = 100$ kPa. Values marked with * are taken from Toyoura sand (Taiebat and Dafalias, 2008).

	Parameter	Vrednost
Elastičnost	G_0 (kPa)	100
	K_0 (kPa)	180
CSL	α_c^c	1.35
	c	0.712*
	e_0	0.799
	λ	0.120
	ξ	0.363
Razmikanje	n^d	0.804
	A_d	0.15
Kinematično utrjevanje	n^b	4.0
	h_0	35.107
	c_h	1.237
LCC	p_r (kPa)	5500*
	ρ_c	0.37*
	θ	0.18*
	X	0.8*
Ploskev tečenja	m	0.05
	n	20
Tolerance	$YTOL$	$1.0e - 3$
	$SSTOL$	$1.0e - 8$

Preglednica 5.2: Materialni parametri za meljast pesek iz Boštanj, ko je $G_0 = 225$ kPa. Vrednosti označene z * so od peska Toyoura (Taiebat in Dafalias, 2008).

Table 5.2: Material parameters for Boštanj silty sand when $G_0 = 225$ kPa. Values marked with * are taken from Toyoura sand (Taiebat and Dafalias, 2008).

	Parameter	Vrednost
Elastičnost	G_0 (kPa)	225
	K_0 (kPa)	180
CSL	α_c^c	1.35
	c	0.712*
	e_0	0.799
	λ	0.120
	ξ	0.363
Razmikanje	n^d	0.804
	A_d	0.2
Kinematično utrjevanje	n^b	2.5
	h_0	23.755
	c_h	1.246
LCC	p_r (kPa)	5500*
	ρ_c	0.37*
	θ	0.18*
	X	0.8*
Ploskev tečenja	m	0.05
	n	20
Tolerance	$YTOL$	$1.0e - 3$
	$SSTOL$	$1.0e - 8$

5.9 Rezultati simulacij

5.9.1 Simulacije monotoni trisnih preiskav

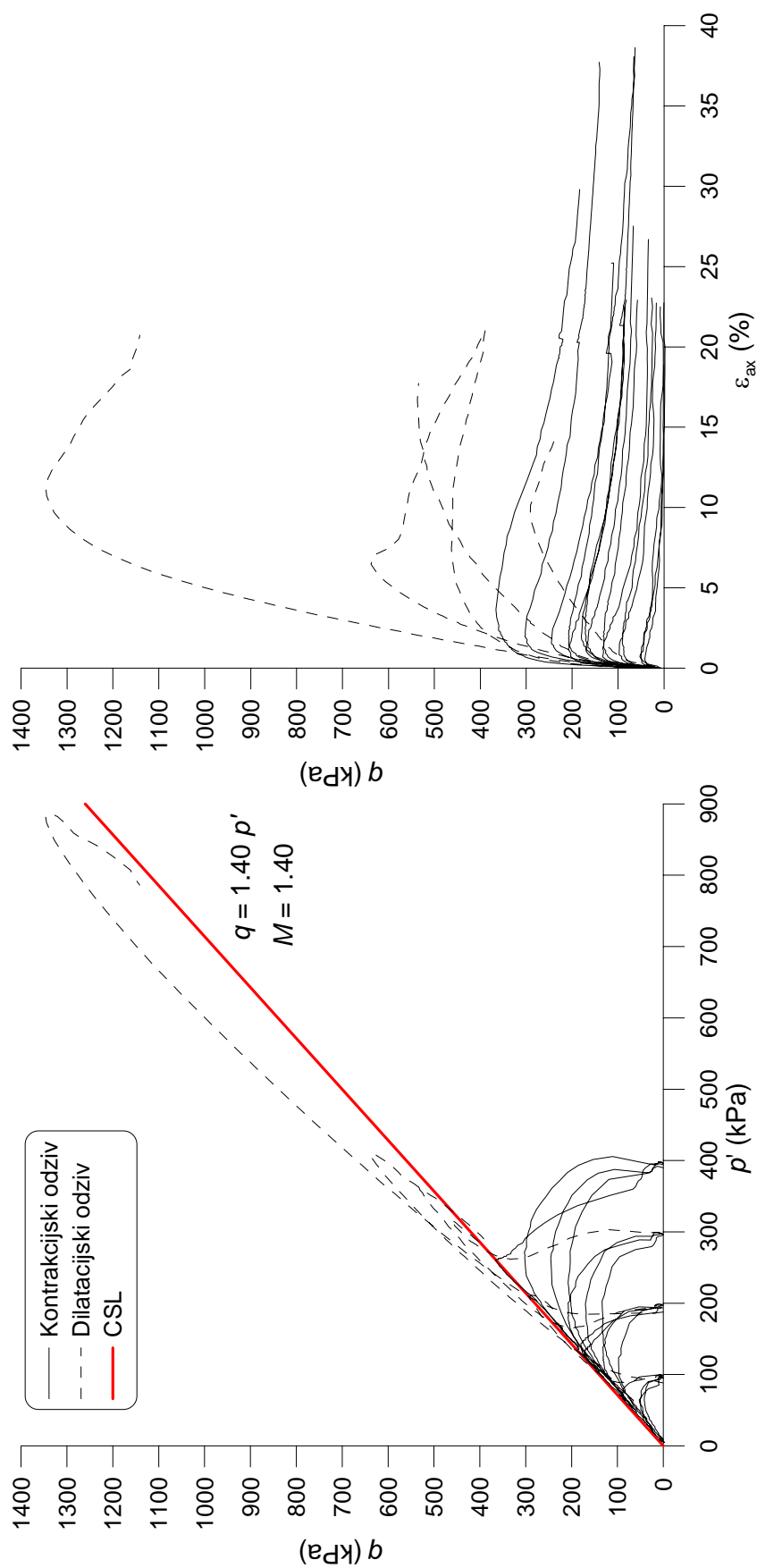
Z uporabo modificiranega modela Taiebat in Dafalias (2008) smo simulirali nedrenirane monotone trisne preiskave meljastega peska iz Boštanja pri različnih začetnih izotropnih napetostno-volumskih stanjih glede na napetost p' in količnik por. Pripravljenih je bilo 20 vzorcev s količniki por po izotropni kompresiji v intervalu med $e = 0.78$ in 0.53 in srednjo efektivno napetostjo v intervalu med $p' = 100$ in 400 kPa. Cilj preiskav je bil določitev okvira obnašanja materiala glede na različna začetna napetostno-volumska stanja in nato simuliranje dobljenih rezultatov s konstitutivnim modelom. Na slikah 5.19 in 5.20 so prikazani rezultati preiskav vseh 20 vzorcev v nedrenirani trisni kompresiji iz izotropnih napetostnih stanj v ravninah $q - p'$, $q - \varepsilon_{ax}$ in $e - \log p'$. Z različnimi črtami so označene poti odziva kontrakcijskih in dilatacijskih vzorcev. Prav tako je na sliki 5.19a označena črta CSL v ravnini $q - p'$ in linearna enačba $q = Mp'$, s katero je le-ta definirana, pri čemer je vrednost parametra M enaka 1.40. 18 vzorcev od 20 je bilo nato izbranih za simulacije.

Sliki 5.21 in 5.24 prikazujeta primerjavo med eksperimentalnimi rezultati in simulacijami s konstitutivnim modelom za vzorce, ki so se obnašali kontrakcijsko (rahli vzorci) in bili pred nedreniranim strigom obremenjeni z izotropno kompresijo do $p' = 100$ in 200 kPa. Gre za vzorce s količnikom por po izotropni kompresiji med vrednostma $e = 0.66$ in 0.78 . Sliki se med seboj razlikujeta glede na različen set materialnih parametrov uporabljen pri simulacijah (glede na preglednici 5.1 in 5.2 s strani 302 in 303). Na slikah je prikazana tudi črta kritičnega stanja (CSL).

Podobno so primerjani eksperimentalni rezultati in simulacije kontrakcijskih vzorcev na slikah 5.22 in 5.25, vendar tokrat za začetne efektivne napetosti v izotropnem napetostnem stanju enake $p' = 300$ in 400 kPa. Količniki por po izotropni kompresiji so med vrednostma $e = 0.63$ in 0.75 .

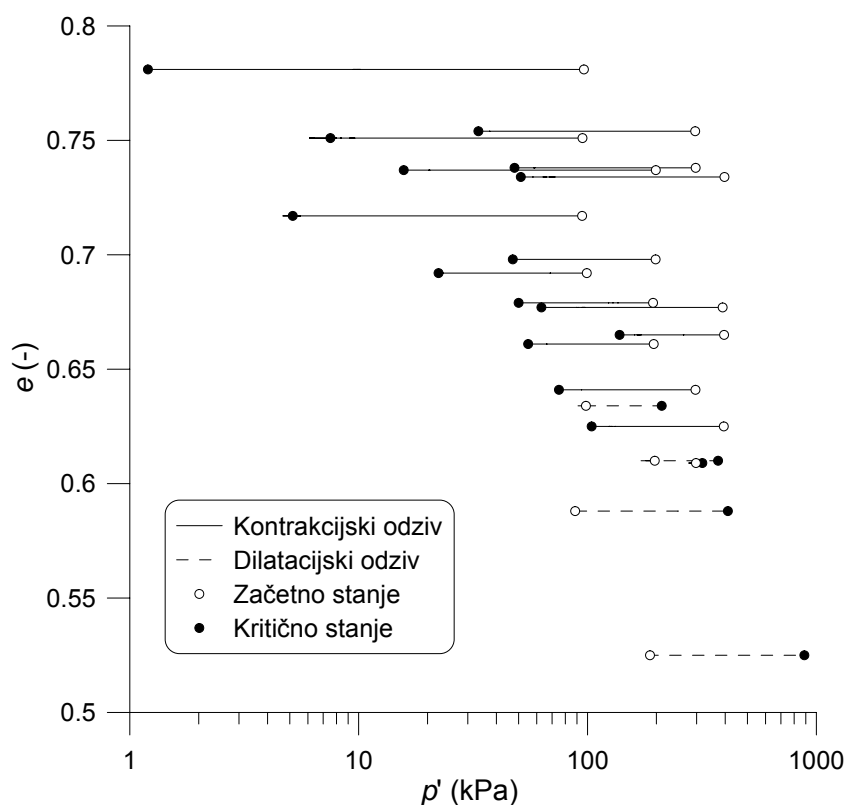
Gostejši vzorci (količniki por po izotropni kompresiji med vrednostma $e = 0.53$ in 0.63) so se obnašali dilatacijsko. Eksperimentalni rezultati in njihove simulacije so prikazani na slikah 5.23 in 5.26. Srednja efektivna napetost p' po izotropni kompresiji je bila v teh primerih enaka $p' = 100, 200$ in 300 kPa.

Glede na slike 5.21-5.26 lahko zaključimo, da modificirani model Taiebat in Dafalias (2008) pri obeh setih materialnih parametrov (preglednici 5.1 in 5.2) dokaj uspešno opiše mehansko obnašanje materiala in pri tem upošteva močan vpliv gostotnega (od rahlega do gostega) in prav tako napetostnega stanja na obnašanje materiala. Zelo pomembno vlogo pri tem ima vpeljana sposobnost modela, da preko modificiranega parametra stanja ψ_m (slika 5.9, stran 290) lahko zaobjame neenotne lege kritičnih stanj glede na različna začetna stanja v ravnini $e - \log p'$ (slika 5.8). Brez modifikacije modela ne bi bilo mogoče zaobjeti tako poudarjenega kontrakcijskega odziva materiala v rahlih stanjih.



Slika 5.19: a) Napetostne poti nedreniranih triosnih preiskav meljastega peska iz Boštanja v ravnini $q - p'$ in b) napetostno-deformacijske zveze v ravnini $q - \varepsilon_{ax}$.

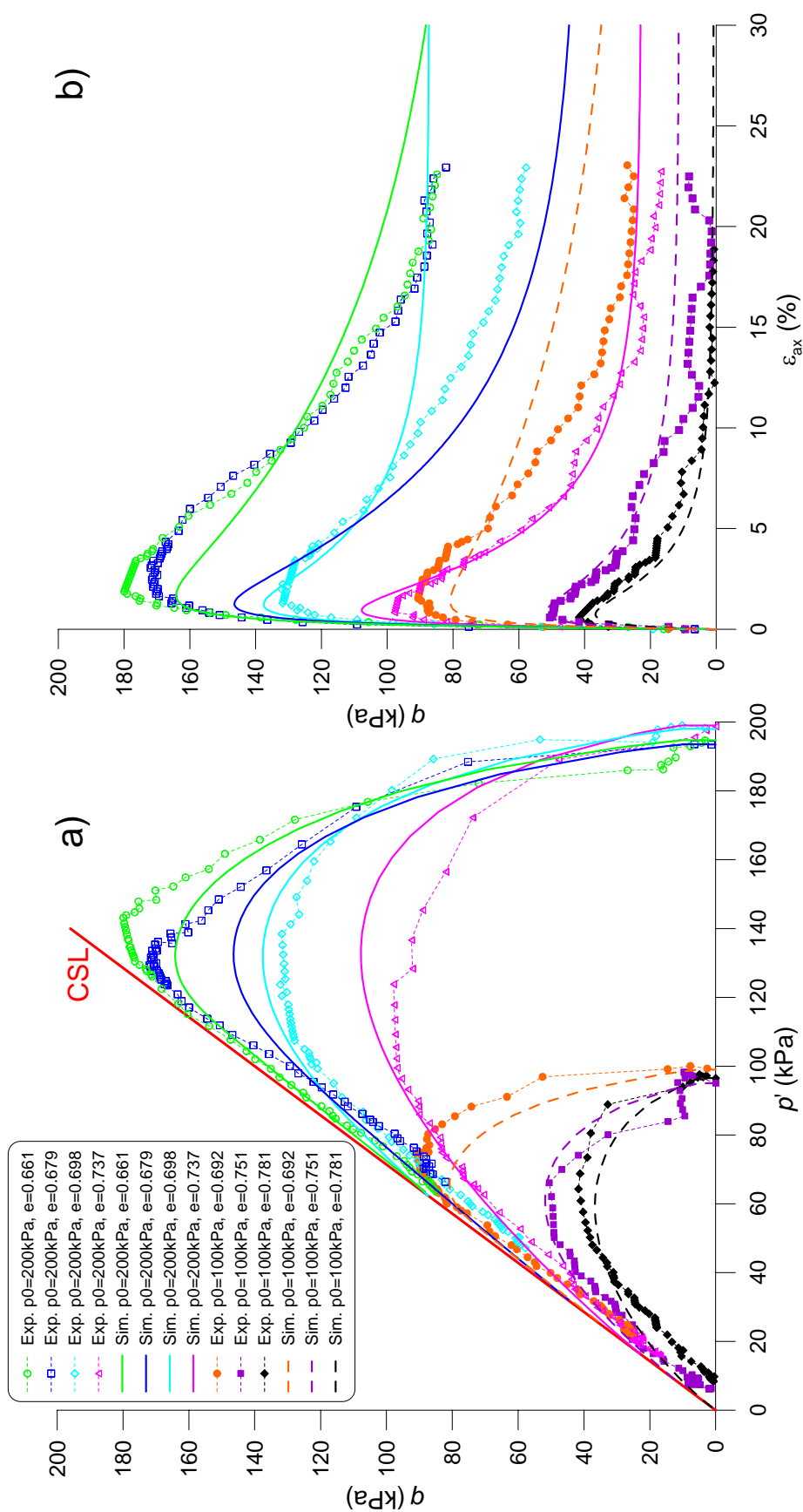
Figure 5.19: a) Stress paths of undrained triaxial compression tests on Boštanj silty sand in $q - p'$ plane and b) stress-strain response in $q - \varepsilon_{ax}$ plane.



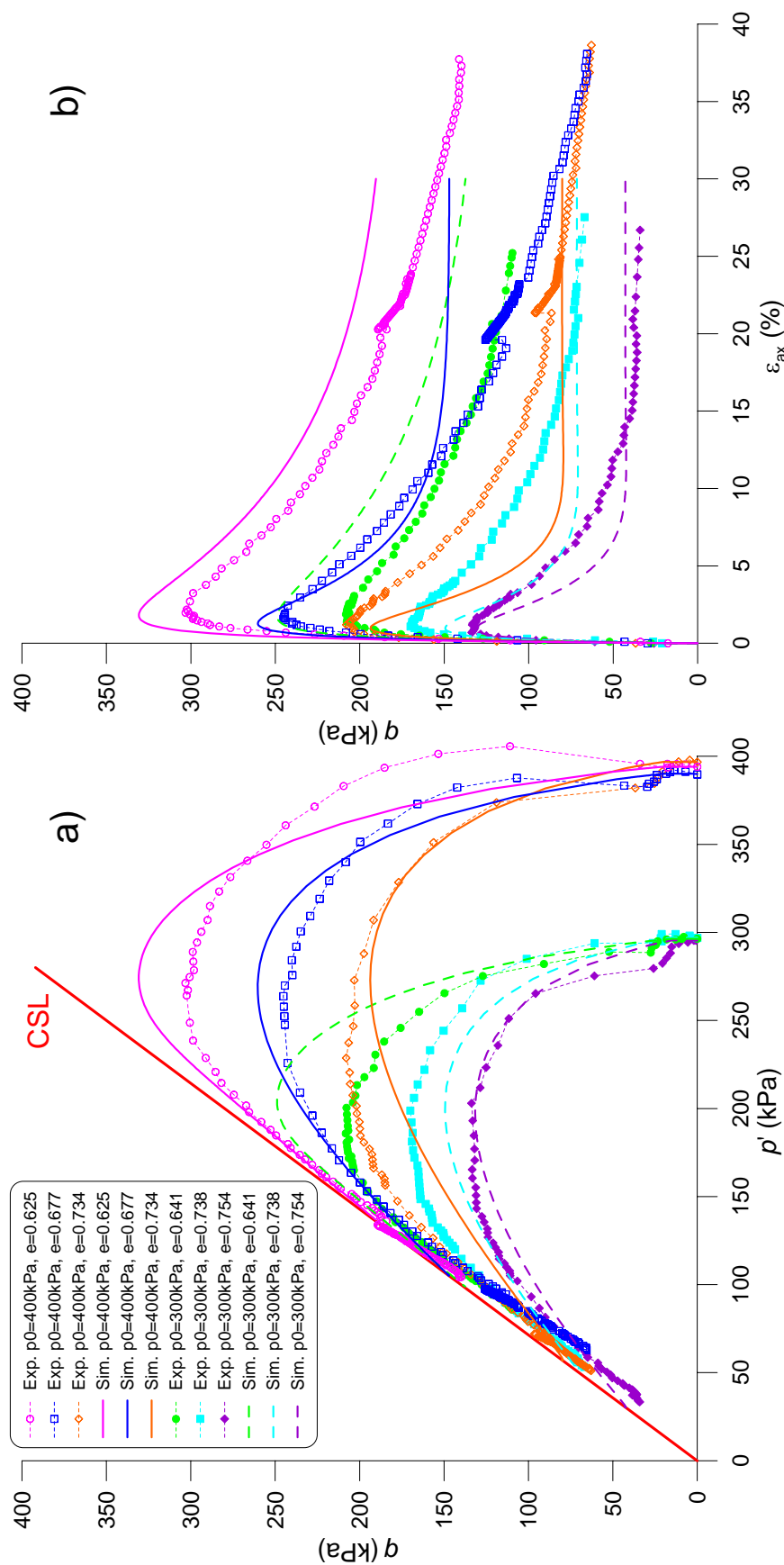
Slika 5.20: Volumsko-napetostni odziv meljastega peska iz Boštanj pri nedreniranih triosnih preiskavah v ravnini $e - \log p'$.

Figure 5.20: Volume-stress response of Boštanj silty sand during undrained triaxial compression tests in $e - \log p'$ plane.

S simulacijami smo tudi pokazali, da je s tem razredom modelov avtorja Dafaliasa s sodelavci možno simulirati mehansko obnašanje peskov z melji, pa čeprav so bili prvotno ti modeli razviti za čiste peske. Uspešne simulacije mehanskega obnašanja meljastega peska s konstitutivnim modelom iz istega razreda podajajo tudi Loukidis s sod. (2008) za pesek Ottawa, ki pa ima le 10% neplastičnega melja.

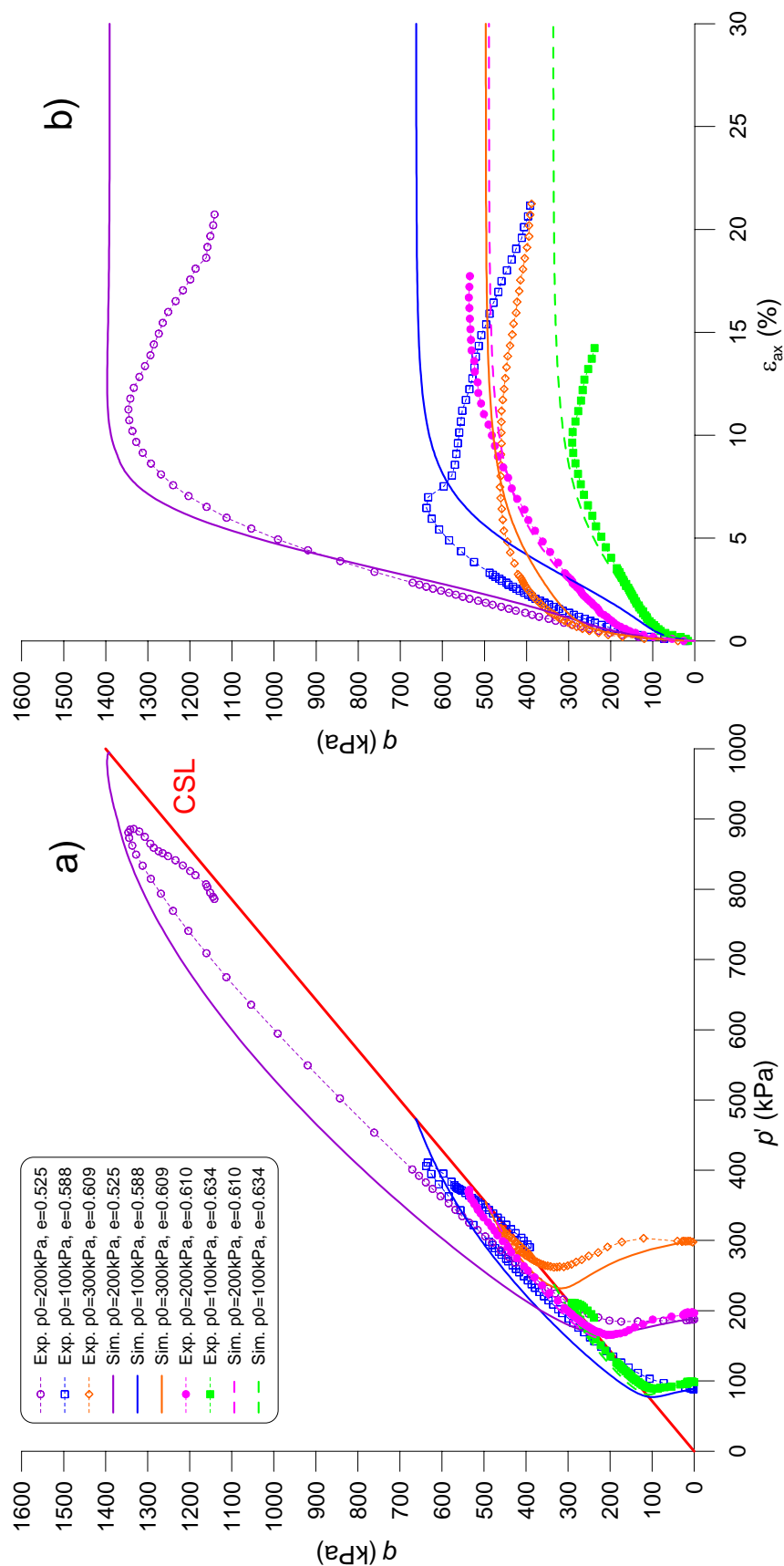


Slika 5.21: Primerjava med podatki in simulacijami z modelom pri kontrakcijskih vzorcih, ki so bili pred striženjem podvrženi izotropni kompresiji do $p' = 100$ in 200 kPa: a) napetostne poti v ravnini $q - p'$, b) napetostno-deformacijski diagrami v ravnini $q - \varepsilon_{ax}$. Uporabljeni so bili materialni parametri s preglednice 5.1 (stran 302).
 Figure 5.21: Comparison of experimental data and model simulations of contractive samples isotropically compressed to $p' = 100$ and 200 kPa: a) stress paths in $q - p'$ plane, b) stress-strain response in $q - \varepsilon_{ax}$ plane. The material parameters from Table 5.1 (page 302) have been used in simulations.



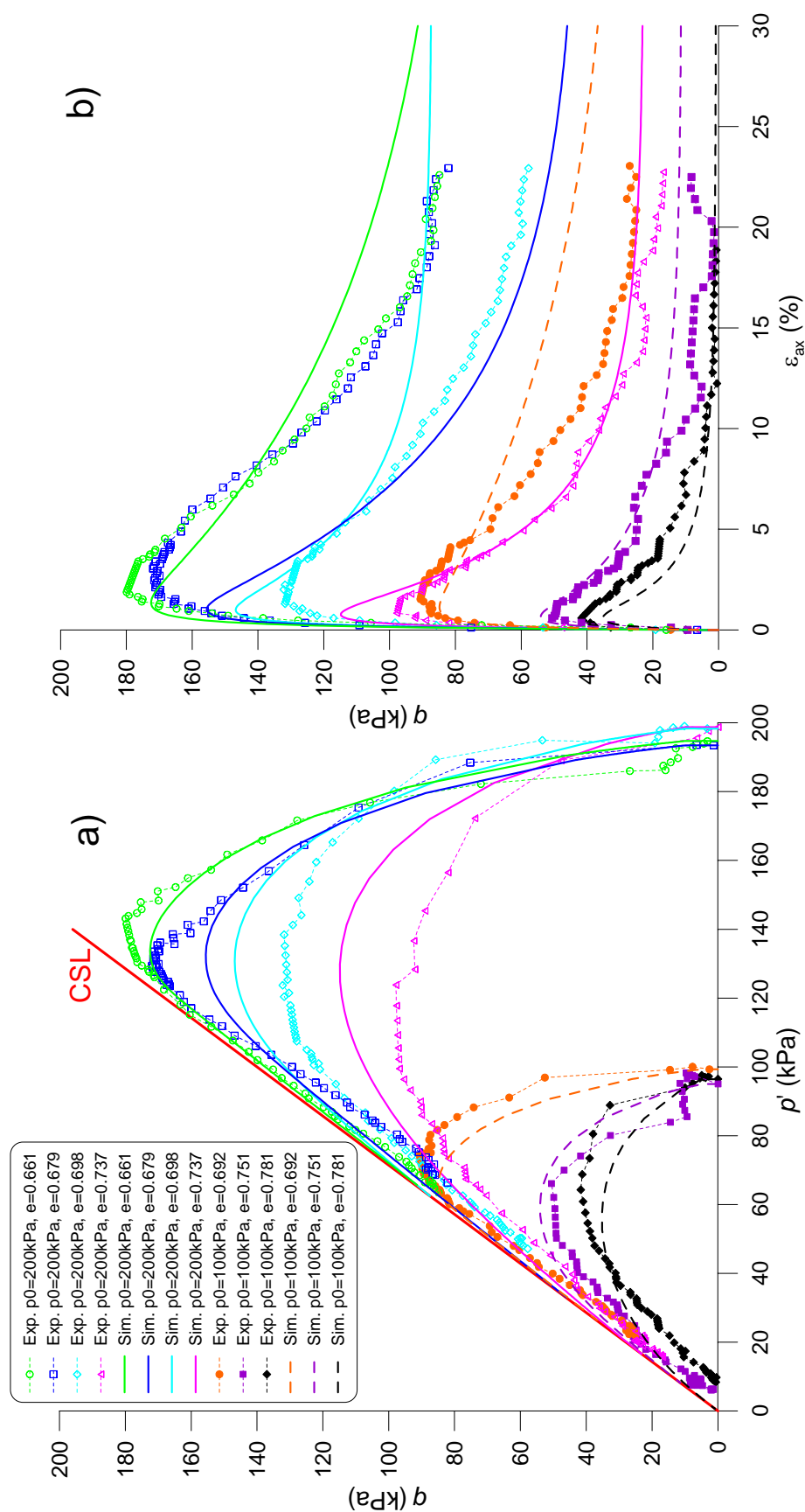
Slika 5.22: Primerjava med podatki in simulacijami z modelom pri kontrakcijskih vzorcih, ki so bili pred striženjem podvrženi izotropni kompresiji do $p' = 300$ in 400 kPa: a) napetostne poti v ravnini $q - p'$, b) napetostno-deformacijski diagrami v ravnini $q - \varepsilon_{ax}$. Uporabljeni so bili materialni parametri s preglednice 5.1 (stran 302).

Figure 5.22: Comparison of experimental data and model simulations of contractive samples isotropically compressed to $p' = 300$ and 400 kPa: a) stress paths in $q - p'$ plane, b) stress-strain response in $q - \varepsilon_{ax}$ plane. The material parameters from Table 5.1 (page 302) have been used in simulations.



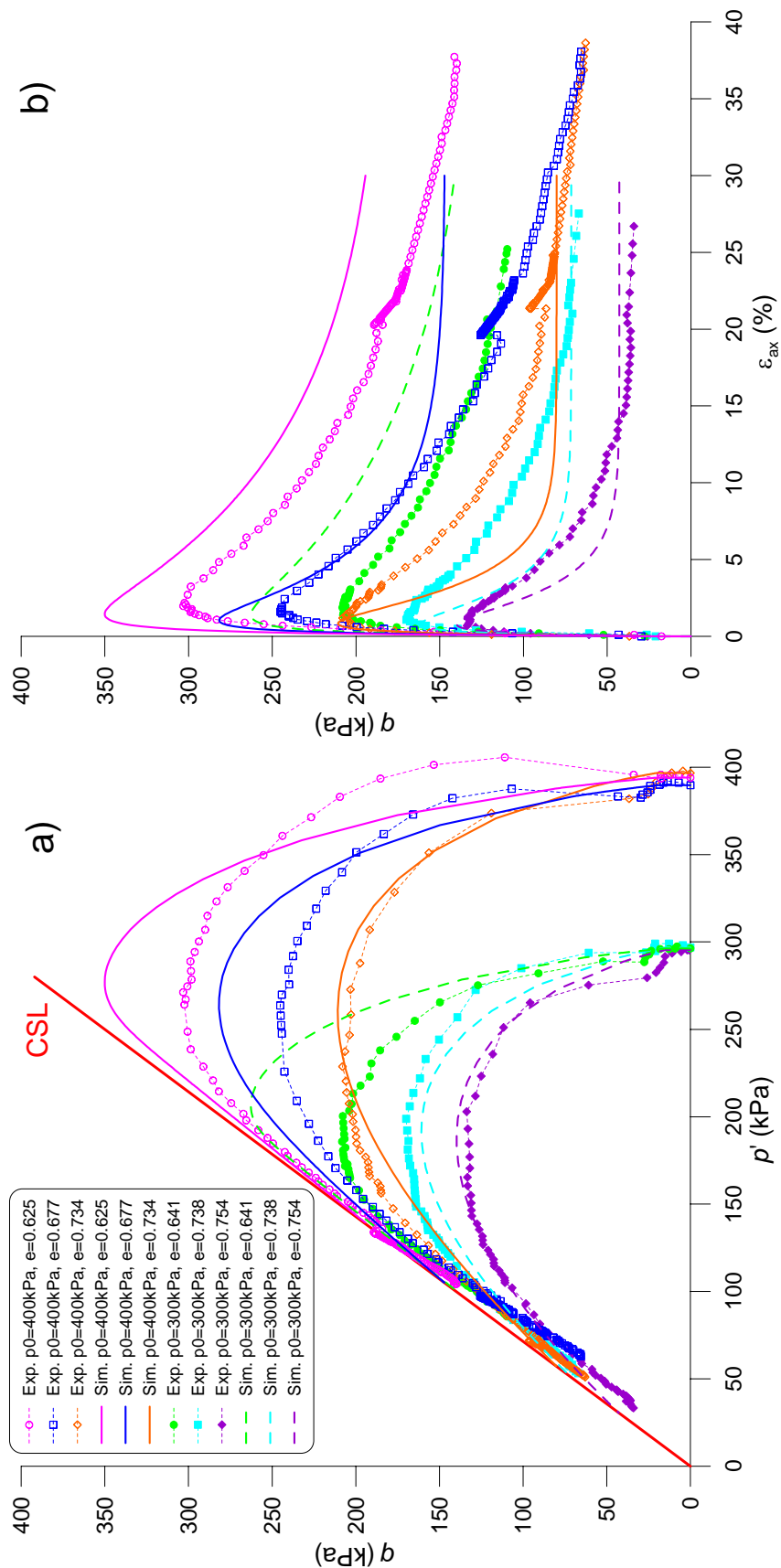
Slika 5.23: Primerjava med podatki in simulacijami z modelom pri dilatacijskih vzorcih, ki so bili pred striženjem podvrženi izotropni kompresiji do $p' = 100, 200$ in 300 kPa: a) napetostne poti v ravnini $q - p'$, b) napetostno-deformacijski diagrami v ravnini $q - \varepsilon_{ax}$. Uporabljeni so bili materialni parametri s preglednice 5.1 (stran 302).

Figure 5.23: Comparison of experimental data and model simulations of dilative samples isotropically compressed to $p' = 100, 200$ and 300 kPa: a) stress paths in $q - p'$ plane, b) stress-strain response in $q - \varepsilon_{ax}$ plane. The material parameters from Table 5.1 (page 302) have been used in simulations.



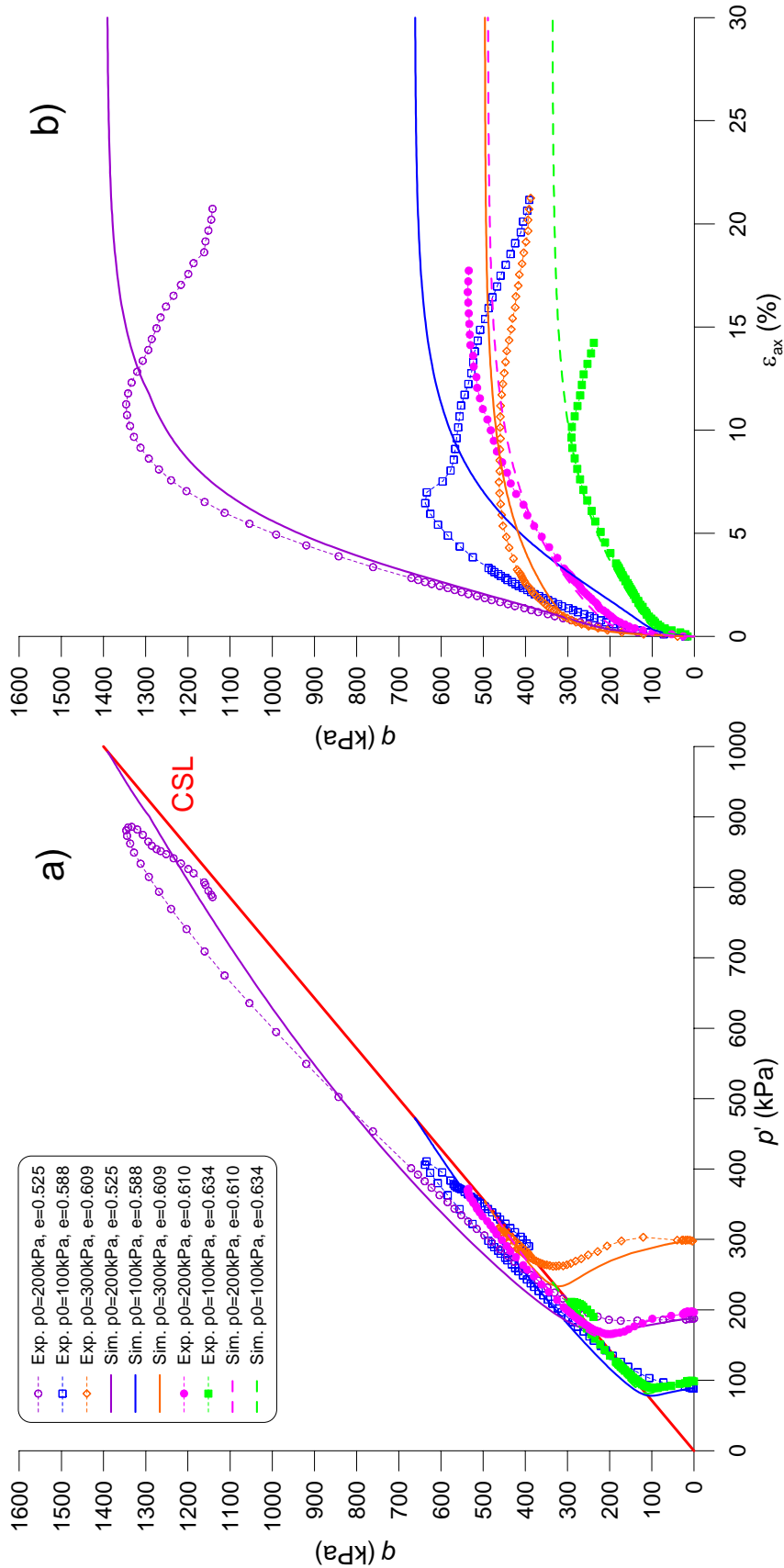
Slika 5.24: Primerjava med podatki in simulacijami z modelom pri kontrakcijskih vzorcih, ki so bili pred striženjem podvrženi izotropni kompresiji do $p' = 100$ in 200 kPa: a) napetostne poti v ravnini $q - p'$, b) napetostno-deformacijski diagrami v ravnini $q - \epsilon_{ax}$. Uporabljeni so bili materialni parametri s preglednice 5.2 (stran 303).

Figure 5.24: Comparison of experimental data and model simulations of contractive samples isotropically compressed to $p' = 100$ and 200 kPa: a) stress paths in $q - p'$ plane, b) stress-strain response in $q - \epsilon_{ax}$ plane. The material parameters from Table 5.2 (page 303) have been used in simulations.



Slika 5.25: Primerjava med podatki in simulacijami z modelom pri kontrakcijskih vzorcih, ki so bili pred striženjem podvrženi izotropni kompresiji do $p' = 300$ in 400 kPa: a) napetostne poti v ravnini $q - p'$, b) napetostno-deformacijski diagrami v ravnini $q - \varepsilon_{ax}$. Uporabljeni so bili materialni parametri s preglednice 5.2 (stran 303).

Figure 5.25: Comparison of experimental data and model simulations of contractive samples isotropically compressed to $p' = 300$ and 400 kPa: a) stress paths in $q - p'$ plane, b) stress-strain response in $q - \varepsilon_{ax}$ plane. The material parameters from Table 5.2 (page 303) have been used in simulations.



Slika 5.26: Primerjava med podatki in simulacijami z modelom pri dilatacijskih vzorcih, ki so bili pred striženjem podvrženi izotropni kompresiji do $p' = 100, 200$ in 300 kPa: a) napetostne poti v ravnini $q - p'$, b) napetostno-deformacijski diagrami v ravnini $q - \varepsilon_{ax}$. Uporabljeni so bili materialni parametri s preglednice 5.2 (stran 303).

Figure 5.26: Comparison of experimental data and model simulations of dilative samples isotropically compressed to $p' = 100, 200$ and 300 kPa: a) stress paths in $q - p'$ plane, b) stress-strain response in $q - \varepsilon_{ax}$ plane. The material parameters from Table 5.2 (page 303) have been used in simulations.

5.9.2 Obnašanje modela pri dinamičnih obremenitvah

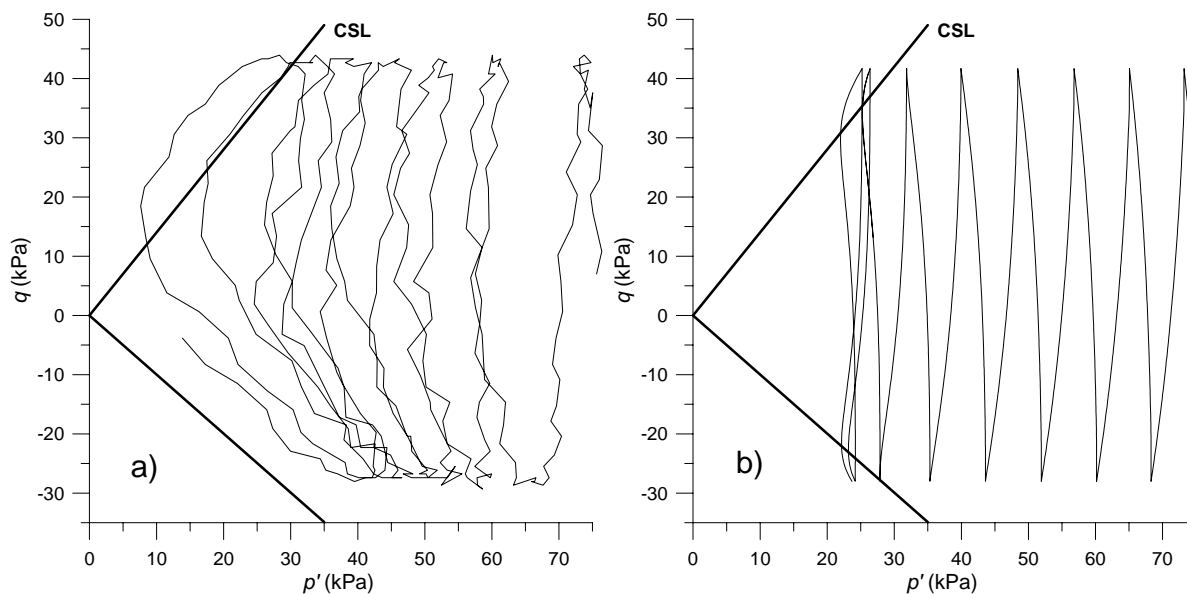
Modeli s kinematičnim utrjevanjem, kot so na primer: Gajo in Muir Wood (1999), Manzari in Dafalias (1997), Papadimitriou in Bouckovalas (2002), Dafalias in Manzari (2004), so zelo primerni za simulacijo dinamičnih obremenitev. Med njimi je tudi model Taibat in Dafalias (2008), čeprav bi mu bilo za večjo uspešnost dinamičnih simulacij potrebno dodati določene komponente glede plastičnega modula, razmikanja, ipd. Kljub temu nas je zanimalo, kako se model obnaša pri cikličnih triosnih obremenitvah in nepravilni obtežbi, kot je potresna obtežba. Uporabili smo materialne parametre s preglednice 5.1 (stran 302), ki jih je bilo potrebno popraviti.

Simulacija ciklične triosne preiskave. Cilj simulacij je bil doseči čim boljše ujemanje z eksperimentalnimi podatki napetostno vodenih nedreniranih cikličnih triosnih preiskav na meljastem pesku iz Boštanja. Preiskave so bile izvedene v Geomehanskem laboratoriju Fakultete za gradbeništvo v Mariboru pri izr.prof.dr. Bojanu Žlendru.

Pri simulacijah nedreniranih cikličnih triosnih preiskav se je izkazalo, da se material obnaša preveč podajno. Simulirani porni tlaki in osne deformacije so naraščali prehitro glede na eksperimentalne podatke. Zato je bilo potrebno kalibrirane materialne parametre dobljene iz monotoničnih triosnih preiskav (preglednica 5.1) popraviti, in sicer: povečali smo vrednost parametra G_0 na 150, zmanjšali A_d na 0.10 in povečali h_0 na 40.0.

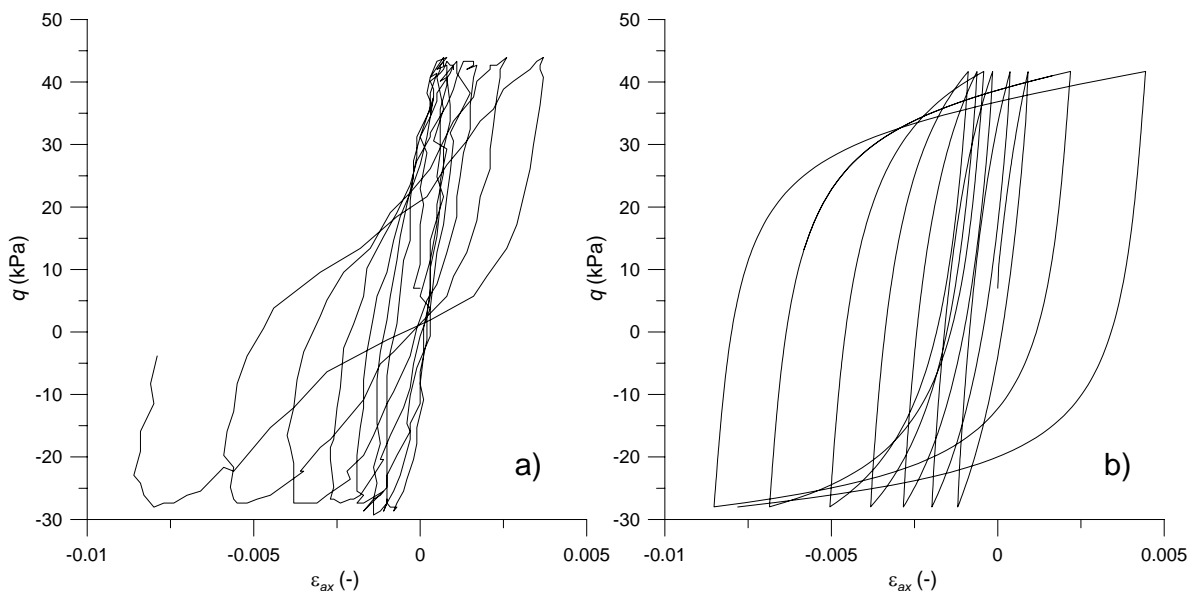
Slike 5.27-5.29 prikazujejo primerjavo med eksperimentalnimi rezultati in simulacijami ciklične triosne preiskave na vzorcu BO-MB-02(1) pri količniku por $e = 0.68$. Z r_u je označen količnik pornega tlaka, ki je bil definiran z enačbo (4.4) na strani 191.

S slik 5.27-5.29 lahko vidimo, da je model do neke mere sposoben simulirati porast pornega tlaka in razvoj plastičnih deformacij med ciklično triosno obremenitvijo, vseh aspektov odziva pa žal ne more zaobjeti. Za izboljšanje odziva bi bila na primer potrebna vpeljava strukturnega tenzorja (Dafalias in Manzari, 2004), in/ali drugih načinov degradacije togosti, kot na primer v Papadimitriou in Bouckovalas (2002).



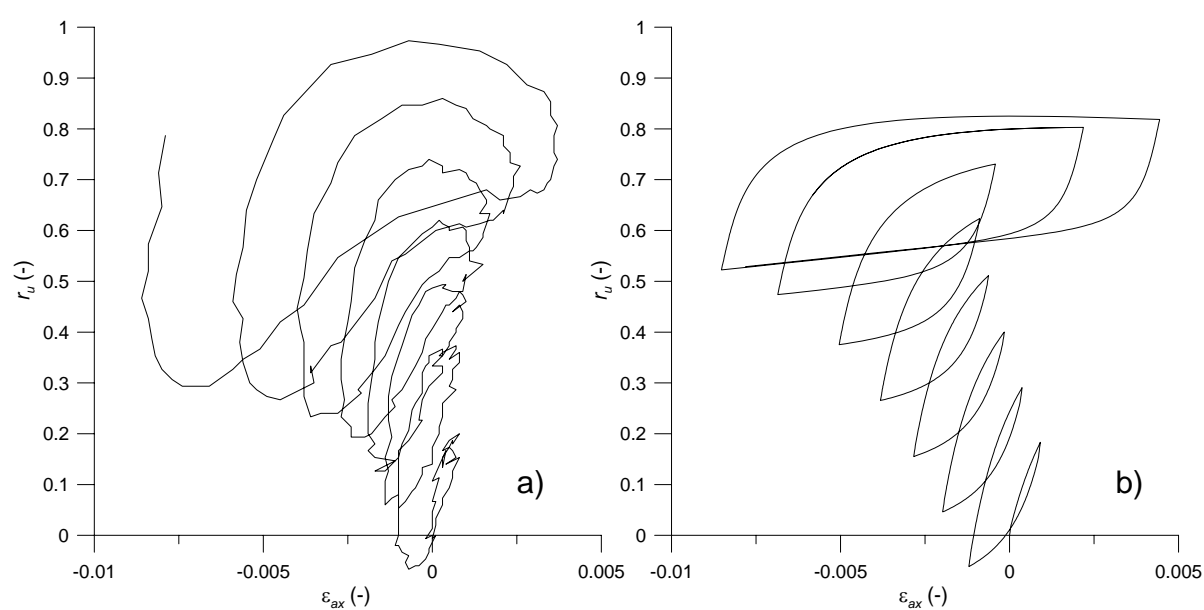
Slika 5.27: Primerjava med a) eksperimentalno in b) simulirano napetostno potjo vzorca BO-MB-02(1) pri $e = 0.68$ med ciklično triosno preiskavo, prikazana v ravnini $q - p'$.

Figure 5.27: Comparison of a) experimental and b) simulated stress path of sample BO-MB-02(1) at $e = 0.68$ during the cyclic triaxial test shown in $q - p'$ plane.



Slika 5.28: Primerjava med a) eksperimentalnim in b) simuliranim grafom napetost-deformacija vzorca BO-MB-02(1) pri $e = 0.68$ med ciklično triosno preiskavo, prikazana v ravnini $q - \varepsilon_{ax}$.

Figure 5.28: Comparison of a) experimental and b) simulated stress-strain diagram of sample BO-MB-02(1) at $e = 0.68$ during the cyclic triaxial test shown in $q - \varepsilon_{ax}$ plane.



Slika 5.29: Primerjava med a) eksperimentalnim in b) simuliranim grafom količnik por-deformacija vzorca BO-MB-02(1) pri $e = 0.68$ med ciklično triosno preiskavo, prikazana v ravnini $r_u - \epsilon_{ax}$.

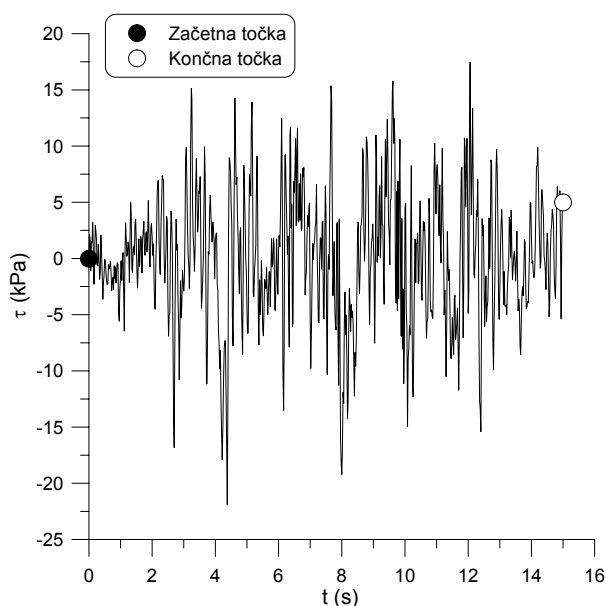
Figure 5.29: Comparison of a) experimental and b) simulated pore pressure ratio-strain diagram of sample BO-MB-02(1) at $e = 0.68$ during the cyclic triaxial test shown in $r_u - \epsilon_{ax}$ plane.

Simulacija s potresno obtežbo Petrovac (1979). Glede na relativno uspešno simulacijo obnašanja materiala med ciklično triosno preiskavo v primerjavi z eksperimentalnimi rezultati, nas je zanimala simulacija obnašanja materiala v nasipu pod železniško progo v Boštanju pri dinamični obremenitvi s pospeški potresa iz Petrovca v Črni Gori, ki se je zgodil 15. aprila, leta 1979.

Material smo obremenili z zapisom strižnih napetosti τ brez upoštevanja časovne komponente. Zapis τ je bilo potrebno najprej izračunati iz akcelerograma $a(t)$ iz Petrovca na površini tal, v katerem tudi nismo upoštevali časovne komponente. Pri izračunu τ smo upoštevali dejstvo, da ima v sloju tal 6 – 7 m pod površjem zapis cikličnih strižnih napetosti v odvisnosti od časa enako obliko kot zapis pospeškov zaradi potresa v odvisnosti od časa na površini tal (Das, 1993). Ciklične strižne napetosti τ smo izračunali iz zapisa pospeškov a na površini tal po naslednji enačbi (Seed in Idriss, 1971):

$$\tau = C_D \left[\left(\frac{\gamma h}{g} \right) a \right], \quad (5.138)$$

kjer je γ specifična teža materiala, g težnostni pospešek, h globina stolpca zemljine, C_D pa je napetostni redukcijski faktor, s katerim smo upoštevali deformabilnost stolpca zemljine. Izračunana specifična teža materiala je bila $\gamma = 19.9 \text{ kN/m}^3$, globina stolpca $h = 5 \text{ m}$, C_D pa je bil izračunan s pomočjo grafa $C_D - h$ iz Seed in Idriss (1971) kot $C_D = 0.95$. Izračunani zapis strižne napetosti $\tau(t)$ iz zapisa $a(t)$ je prikazan na sliki 5.30.

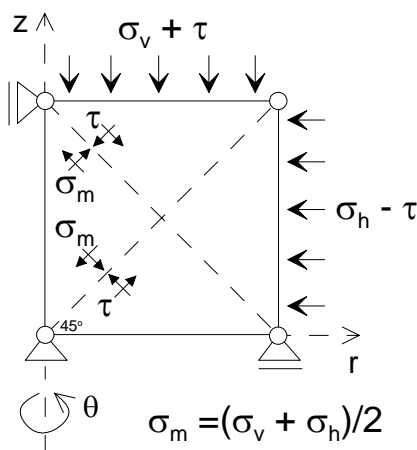


Slika 5.30: Strižna napetost $\tau(t)$ izračunana po enačbi (5.138) iz časovnega zapisa pospeškov za potres v Petrovcu, 1979

Figure 5.30: Shear stress $\tau(t)$ calculated from Petrovac 1979 acceleration record using the equation (5.138)

Osno-simetričen končni element zemljine smo skušali obremeniti na način, ki bi bil čim bližje obremenitvam v tleh med potresom. Obremenili smo ga s ciklično robno obtežbo τ s slike

5.30 na način, ki je prikazan na sliki 5.31. Tako je bila normalna napetost σ_m v ravninah z največjo strižno napetostjo ves čas konstantna, kar je v skladu z napetostnim stanjem v tleh med potresom, kajti takrat je normalna napetost ves čas bolj ali manj konstantna (Das, 1993). Tu je potrebno povedati, da je pri uporabi osno-simetričnega končnega elementa smer največje glavne napetosti med dinamičnim obremenjevanjem ves čas konstantna, ali pa se nezvezno spreminja. To odstopa od dejanskih napetostnih sprememb v tleh med potresno obremenitvijo, kajti takrat se smer največje glavne napetosti zvezno spreminja.



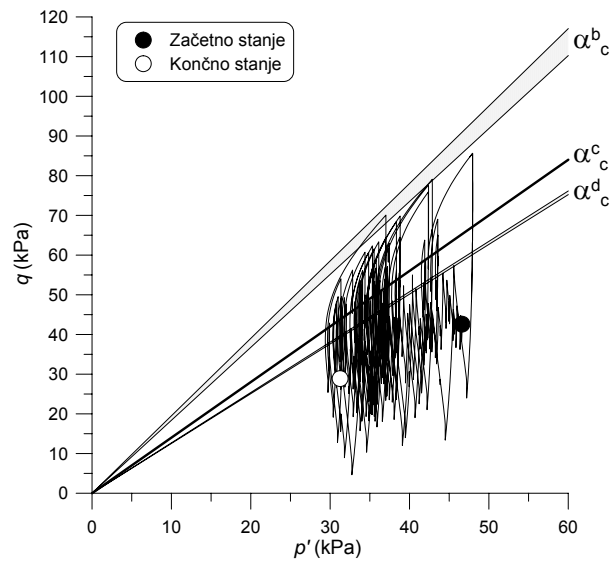
Slika 5.31: Obremenitev končnega elementa s ciklično obtežbo τ na način, s katerim ohranimo konstantno normalno napetost σ_m na ravninah največje strižne napetosti. (prirejeno po Das, 1993)

Figure 5.31: Application of cyclic load τ in a way to keep constant normal stress σ_m on the planes of maximum shear stress. (adapted from Das, 1993)

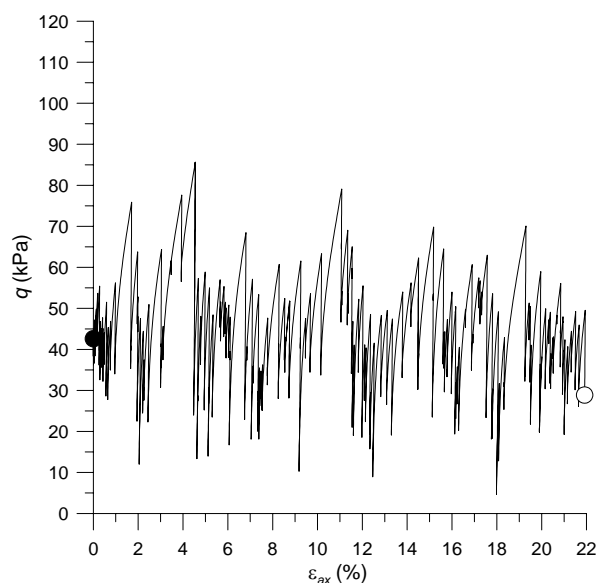
Za simulacije smo izbrali količnik por $e = 0.63$, kar predstavlja spodnjo mejo in-situ količnikov por iz geomehanskih vrtin. Začetne napetosti so bile izračunane glede na predpostavljeno K_0 začetno napetostno stanje v tleh na globini 5 m pod železniško progo. Pretvorjene so bile v začetni napetosti $p' = 46.6$ kPa in $q = 42.6$ kPa.

Nedreniran odziv modela na obremenitev s celotnim zapisom strižne napetosti τ na način s slike 5.31 je prikazan na slikah 5.32-5.34. Slika 5.32 prikazuje napetostno pot v ravnini $q - p'$, skupaj z ovojniciami leg vseh treh modelnih ploskev med obremenjevanjem. Na sliki lahko vidimo, da se mejna (α_c^b) in razmikalna (α_c^d) ploskev premikata, medtem ko je kritična ploskev fiksirana. To je v skladu s formulacijo modela, kjer se naklona α_c^b in α_c^d lahko spreminjata, v kritičnem stanju pa vsi trije nakloni α_c^b , α_c^d in α_c^c sovpadajo. Na sliki 5.33 je prikazan napetostno-deformacijski odziv modela v ravnini $q - \varepsilon_{ax}$. Vidimo lahko, da so razvite osne deformacije okoli 22%, kar pomeni porušitev zgornjih slojev tal, kjer je tudi železniška proga. Med potresno obremenitvijo se postopoma akumulirajo deformacije, kar imenujemo ciklična mobilnost materiala (angl. cyclic mobility). Treba pa je dodati, da so bila tla glede na rezultate predhodnih numeričnih analiz utrjena s pomočjo jet-grouting slopov, katerih vpliv prikazana simulacija ni zajela. Če bi povečali količnik por bi bile razvite osne deformacije še večje. Na sliki 5.34 je prikazan razvoj količnika

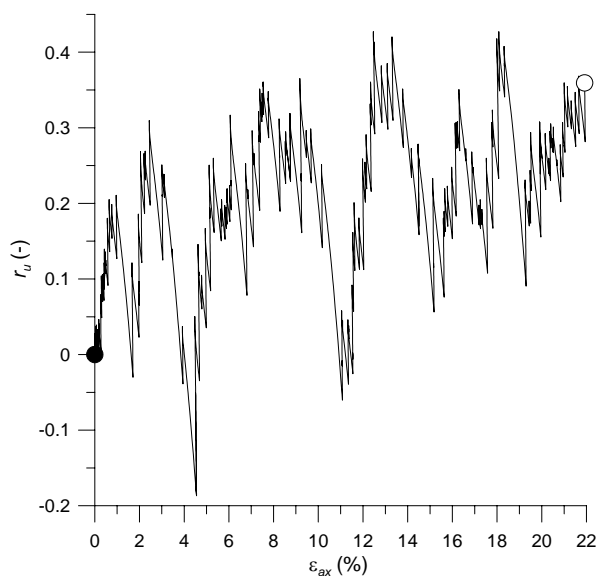
pornega tlaka r_u (enačba (4.4), stran 191) z osno deformacijo. Vidimo lahko, da popolna likvifakcija ni dosežena, saj vrednost r_u ostaja pod vrednostjo 1.0.



Slika 5.32: Nedrenirani odziv konstitutivnega modela na potresno obtežbo v ravnini $q - p'$.
Figure 5.32: Undrained response of the constitutive model to the earthquake loading in $q - p'$ plane.



Slika 5.33: Nedrenirani odziv konstitutivnega modela na potresno obtežbo v ravnini $q - \varepsilon_{ax}$.
Figure 5.33: Undrained response of the constitutive model to the earthquake loading in $q - \varepsilon_{ax}$ plane.



Slika 5.34: Nedrenirani odziv konstitutivnega modela na potresno obtežbo v ravnini $r_u - \varepsilon_{ax}$.
Figure 5.34: Undrained response of the constitutive model to the earthquake loading in $r_u - \varepsilon_{ax}$ plane.

6 POVZETEK IN ZAKLJUČKI

6.1 Preučevana materiala in eksperimentalne metode

V doktorski disertaciji preučujemo napetostno-deformacijske zveze dveh rekonstituiranih granularnih materialov, in sicer: meljastega peska iz Boštanja in peska Dogs Bay z Irske. Materiala se med seboj razlikujeta glede na krivuljo zrnivosti, mineraloško sestavo, obliko in trdnost zrn, skupna lastnost obeh pa je prisotnost neplastičnih meljastih frakcij (t.j. zrn, ki padejo skozi odprtine sita velikosti 0.063 mm). Zaradi razlik med materialoma so lahko zaključki disertacije bolj splošni. Potrebno je pojasniti, da je meljastih frakcij pri naravnem pesku Dogs Bay zane-marljivo malo, vendar pa se zaradi izjemne krhkosti zrn med mehanskim obremenjevanjem hitro tvorijo in tako nimamo več opravka s čistim peskom. Zaradi hitre tvorbe drobnih zrn lahko lažje preučujemo njihov vpliv na mehansko obnašanje.

Meljast pesek iz Boštanja je sestavljen iz drobnega peska in okoli 30% masnega deleža neplastičnih meljastih zrn. Material je dobro stopnjevano zrnat. Zrnovostna sestava med peski in melji ter visok delež meljastih frakcij ga uvrščata v skupino materialov, pri kateri ni jasno, ali se obnašajo v skladu s teoretičnim okvirom kritičnega stanja. Večina študij mehanskega obnašanja granularnih materialov je bila izvedenih na čistih peskih, pri meljastih peskih pa ostaja mehanizem vpliva finih zrn na mehansko obnašanje osnovnega ogrodja iz čistega peska še relativno nepoznan. Eno od ključnih vprašanj je, ali poteka plastifikacija materiala preko drobljenja zrn, kar je lastnost plastificiranja peskov.

Drugi preučevani material je pesek Dogs Bay. Gre za drobni do srednji čisti pesek enakomerne zrnivosti, katerega glavna lastnost je izjemna krhkost zrn. Posledično že pri zelo nizkih napetostih med mehanskimi obremenitvami doživi drobljenje zrn. Na ta način zrnovostno hitro preide iz območja čistih peskov v območje meljastih peskov, prav tako pa so mehanizmi plastificiranja materiala pospešeni in izrazitejši ter posledično lažje merljivi. Podobni mehanizmi plastificiranja se pri granularnih materialih s trdnejšimi zrni navadno odvijajo počasneje in pri višjih napetostih.

Postavili smo hipotezo, da je možno tudi mehansko obnašanje meljastega peska iz Boštanja opisati s teoretičnim okvirom kritičnega stanja zemljin (Schofield and Wroth, 1968; Atkinson in Bransby, 1978), in sicer v celoti od območja zelo majhnih do velikih deformacij in standardnih

do visokih napetosti. Pesek Dogs Bay je bil že predhodno podrobno preučen in postavljen v okvir kritičnega stanja (Coop, 1990; Jovičić in Coop, 1997). Z laboratorijskimi preiskavami smo zato obstoječi okvir zgolj dopolnili.

Zastavljeni cilj opisa mehanskega obnašanja meljastega peska iz Boštanja s teoretičnim okvirom kritičnega stanja smo skušali doseči z uporabo znanstveno-raziskovalne in komercialne laboratorijske opreme. Za postavitev okvira kritičnega stanja granularnih materialov je potrebno za razliko od glin, kjer so dovolj standardne napetosti, material obremeniti z visokimi napetostmi. V ta namen smo uporabljali edometrične celice, ki omogočajo obremenjevanje s standardnimi in visokimi napetostmi ($\sigma'_{v,\max} \simeq 32$ MPa; poglavje 3.2) ter triosni celici za standardne napetosti in celico za višje napetosti ($\sigma_{r,\max} \simeq 5$ MPa; poglavje 3.3).

Triosni celici, na katerih smo izvedli drenirane strižne preiskave, sta bili opremljeni z lokalnimi merilniki deformacij LVDT ali inklinometri ter sukcijsko kapo. Poleg tega sta bili opremljeni z bender elementi v kapi in podstavku (poglavje 3.4). Na ta način smo lahko izvajali meritve strižne togosti G_0 (oziroma togosti G_{vh} , poglavje 3.4.2) pri zelo majhnih deformacijah (t.j. pri $\varepsilon_{q,\max} \leq 10^{-3}\%$; ocenila Dyvik in Madshus, 1985) in izmerili tangentno strižno togost materiala v območju od majhnih do velikih deformacij (t.j. v intervalu strižnih deformacij $10^{-3}\% \leq \varepsilon_q \leq 30\%$; poglavji 4.3 in 4.5.6). Kombinacija uporabe lokalnih merilnikov deformacij, sukcijske kape in bender elementov je tako omogočala primerjavo med strižnima togostma izmerjenima z bender elementi in kontinuiranim obremenjevanjem. Primerjali smo tri različne načine interpretacije togosti G_0 izmerjene z bender elementi, in sicer: metodo prvega prihoda v časovni domeni, metodo spremembe faze v frekvenčni domeni in metodo navzkrižne korelacije. V ta namen smo napisali računalniški program, ki omogoča enostavno primerjavo med metodami interpretacije izbranih zajetih signalov (poglavji 3.4.5 in 3.4.6). Pokazalo se je, da so lahko relativne napake v izračunu togosti G_0 med posameznimi metodami velike tudi do 38%, kar ni zadovoljivo. Ugotovili smo, da je najbolj zanesljiv in točen pristop meritev G_0 z metodo prvega prihoda v časovni domeni (angl. first time arrival method), pri čemer je pomembno, da vizualno primerjamo zadostno število pulzних signalov različnih frekvenc vzbujanja in najdemo jasno ostro spremembo v polarizaciji signala (poglavje 4.3.1).

Eden od glavnih mehanizmov plastificiranja granularnih materialov je preko drobljenja zrn (npr. Coop in Lee, 1993; McDowell s sod., 1998). Natančnost konvencionalnega merjenja drobljenja z uporabo sit in sedimentacijske metode smo izboljšali z uporabo aparata QICPIC, s katerim smo določili krivuljo zrnivosti z dinamično optično analizo slik zrn (poglavje 3.5). Za določitev velikosti zrn smo uporabili parameter $FERET_{\min}$, katerega kumulativne porazdelitve velikosti zrn so se najbolj ujemale z rezultati sejalnih analiz. Na ta način smo lahko primerjali dobljene rezultate drobljenja z objavljenimi preko parametra B_r (Hardin, 1985).

Skladno z izboljšavami natančnosti merjenja drobljenja zrn smo vzorce sestavljali iz frakcij glede na izbrano zrnovostno krivuljo materiala (poglavje 3.1.1). Na ta način smo zmanjšali variabilnost zrnovostnih sestav med posameznimi vzorci.

Po mehanskih preiskavah smo material vzorcev pazljivo ločili na fina ($D < 0.063$ mm) in

bolj groba zrna ($D \geq 0.063$ mm), pri čemer smo navadno analizirali drobljenje srednjih tretjin vzorcev, saj je vpliv robnih pogojev in s tem nehomogenosti napetosti in deformacij v tem delu vzorcev najmanjši (poglavje 3.1.2).

6.2 Mehansko obnašanje materialov v območjih zelo majhnih in majhnih deformacij

Z laboratorijskimi preiskavami peska Dogs Bay v območju zelo majhnih deformacij smo dopolnili postavljen okvir obnašanja Jovičić in Coop (1997) med prvim obremenjevanjem in razbremenjevanjem materiala (poglavje 4.3.2). Vprašanje o povezavi med drobljenjem in togostjo G_0 pa še vedno ostaja odprto, kar zahteva dodatne preiskave, posebej pri oceni tipa in obsega drobljenja zrn.

Zastavljeni cilj opisa mehanskega obnašanja meljastega peska iz Boštanja s teoretičnim okvirom kritičnega stanja začnemo v območju zelo majhnih deformacij. Pri nekoherentnih (Jovičić in Coop, 1997) in koherentnih zemljinah (Viggiani in Atkinson, 1995b) se v ravnini $\log G_0 - \log p'$ pri višjih napetostih pojavlja enotna ravna črta $G_{0(NCL)}$, ki omejuje možna togostno-napetostna stanja materiala, pri čemer se možna stanja materiala nahajajo nad njo. Meritve togosti G_0 meljastega peska iz Boštanja kažejo, da le-te prav tako tvorijo enotno ravno črto $G_{0(NCL)}$ v ravnini $\log G_0 - \log p'$ (poglavje 4.3.1), ki je glede na naklon in lego znotraj območja pojavljanja črt $G_{0(NCL)}$ drugih granularnih materialov (poglavje 4.5.6).

Jovičić in Coop (1997) sta dopolnila teoretični okvir kritičnega stanja granularnih materialov z normalizacijo togosti G_0 v ravnini $G_0/G_{0(nc)} - p'/p'_e$, s katero sta upoštevala volumsko stanje vzorcev in poenotila izmerjene togosti kompaktnih in prekonsolidiranih vzorcev v dve normalizirani črti, ki predstavljata meji možnih stanj materiala. Izkazalo se je, da lahko na omenjen način normaliziramo tudi togosti G_0 meljastega peska iz Boštanja in definiramo obe normalizirani mejni črti.

Pri povečevanju strižne deformacije ε_q do vrednosti 0.1% se pri pesku Dogs Bay (Jovičić in Coop, 1997) in kaolinu (Viggiani in Atkinson, 1995) tangentne strižne togosti G normalno konsolidiranih vzorcev v ravnini $\log G - \log p'$ pojavljajo v obliki subparalelnih ravnih črt enotnih nivojev deformacije, ki konvergirajo pri višjih napetostih. Črte so pri zelo majhnih deformacijah vzporedne s črto $G_{0(NCL)}$ in so definirane s presečiščem A in naklonom n v diagramu $\log - \log$. S povečevanjem strižne deformacije se parameter A asimptotično približuje vrednosti 0, medtem ko parameter n narašča proti vrednosti 1 pri velikih deformacijah. Podobne trende izkazuje tudi meljast pesek iz Boštanja.

6.3 Mehansko obnašanje materialov v območju velikih deformacij

Mehansko obnašanje peska Dogs Bay v območju velikih deformacij je podrobneje opisano v Coop (1990). V okviru časovnih zmožnosti smo izvedli tri dodatne edometriške preiskave s ciljem po spremljanju drobljenja pri tem načinu obremenjevanja in doseganju višjih napetosti od že objavljenih ($\sigma'_{v, \max} \simeq 31$ MPa). Prav tako smo material obremenjevali v izotropni kompresiji do največje napetosti $p'_{\max} = 4.4$ MPa ter med obremenilnimi in razbremenilnimi fazami merili togost G_0 z bender elementi. Pridobljeni rezultati potrjujejo in dopolnjujejo ugotovljen odziv materiala v Coop (1990) in Jovičić in Coop (1997).

Ujemanja mehanskega obnašanja meljastega peska iz Boštanja z dopolnitvami teoretičnega okvira kritičnega stanja za območja zelo majhnih in majhnih deformacij, ki jih predlagajo Jovičić in Coop (1997) in Viggiani in Atkinson (1995b), kažejo na možnost ujemanja s teoretičnim okvirom kritičnega stanja tudi v območju velikih deformacij. Edometriške preiskave meljastega peska iz Boštanja kažejo enotno črto 1D NCL v ravnini $e - \log \sigma'_v$ (poglavje 4.2), tako da glede na ta vidik material ne sodi med prehodne zemljine (angl. transitional soils; poglavje 2.3.2). Do enotnosti črte 1D NCL pride pri vertikalni efektivni napetosti večji od $3 \div 4$ MPa, kar je razmeroma nizka napetost v primerjavi z značilnimi napetostmi za peske. Potrebno pa je omeniti, da pesek Dogs Bay predstavlja izjemo, saj je zaradi izjemne krhkosti zrn enotna črta 1D NCL dosežena že pri $\sigma'_v \simeq 2$ MPa. V primerjavi z rekonstituiranimi glinami pa gre vsekakor za visoko napetost, saj je pri njih enotna črta 1D NCL dosežena že pri napetosti $\sigma'_v \geq 100$ kPa (Burland, 1990). Tudi triosne preiskave v izotropni kompresiji kažejo na enotno ravno črto normalne kompresije (NCL) v ravnini $e - \log p'$. Primerjava črte NCL s črtami NCL drugih granularnih materialov kaže na nizko lego in naklon, kar je značilno za materiale, ki imajo tako kot meljast pesek iz Boštanja dobro stopnjevano oziroma 'široko' zrnavost (poglavje 4.5.3). Na ta način se kaže en aspekt vpliva finih zrn na mehansko obnašanje čistega peska, ki se odraža v nizki legi in naklonu črt NCL/CSL.

Drugi osnovni element teoretičnega okvira kritičnega stanja je črta kritičnega stanja (CSL). Povezuje kritična stanja materiala v prostoru $q - p' - e$. Projekcija črte CSL v ravnino $q - p'$ predstavlja ravno črto, ki ima za meljast pesek iz Boštanja naklon $M = 1.40$ (poglavje 4.2), kar je ekvivalentno strižnemu kotu v kritičnem stanju $\varphi'_{cs} = 34.6^\circ$. Vrednost M je znotraj intervala vrednosti značilnih za peščene in meljaste materiale. S povečevanjem napetosti se ne spreminja, kar kaže tudi na to, da se ne spreminja z drobljenjem, kar je prav tako skladno z obnašanjem peskov (Coop, 2003). Projekcija črte CSL v ravnino $e - \log p'$ pa za kontrakcijske vzorce s količnikom por nad vrednostjo 0.625, ki so bili obremenjeni v nedreniranih pogojih, ni enotna, temveč tvori ukrivljen pas. Analiza medsebojnih leg začetnih in kritičnih stanj je pokazala, da je lega kritičnih stanj odvisna od intervala, znotraj katerega se nahaja vrednost parametra stanja ψ (Been in Jefferies, 1985) v začetnem stanju materiala. Območje začetnih stanj smo tako razdelili na tri dele glede na parameter ψ , za vsakega od njih pa smo definirali pripadajočo črto kritičnih stanj. O pasovnem pojavljanju kritičnih stanj drugih materialov

pišemo v poglavju 2.3.3. Gostejši oziroma dilatacijski nedrenirani vzorci pa tvorijo enotno črto CSL v ravnini $e - \log p'$, ki je ukrivljena v območju nizkih napetosti. Ukrivljenost črte CSL v območju nizkih napetosti potrjujejo tudi drenirane triosne preiskave, pri čemer neenotnosti pri kontrakcijskih vzorcih ni bilo zaznati. Za potrditev obstoja neenotnosti v dreniranih pogojih bi bilo potrebno izvesti dodatne triosne drenirane preiskave z začetnimi stanji izven srednjega območja parametra stanja ψ ($0.05 \leq \psi \leq 0.11$). Rezultati nedreniranih in dreniranih preiskav kažejo, da se s povečevanjem napetosti p' črta kritičnega stanja postopno ravna in je ravna ter vzporedna s črto NCL pri napetostih p' večjih od približno 400 kPa.

Omenjeni ukrivljenost in neenotnost črte CSL v ravnini $e - \log p'$ pri nizkih napetostih sta elementa, ki odstopata od teoretičnega okvira kritičnega stanja zemljin, ravni del črte CSL, ki je vzporeden s črto NCL, pa je v skladu z njim. Primerjava naklona in lege ravnega dela črte CSL z drugimi granularnimi materiali kaže na majhen naklon in lego (poglavje 4.5.4), kar je skupno vsem dobro stopnjevano zrnatim materialom. Razmerje med napetostjo p' na ravnem delu črte CSL in na črti NCL pri določenem količniku por je enako $p'_{NCL}/p'_{CSL} = 3.0$, kar je znotraj intervala značilnih vrednosti za peske, ki je med 2.5 in 4.0. Izjema je lega črte 1D NCL v ravnini $e - \log p'$ glede na črto CSL. Ob predpostavljani vrednosti koeficienta mirnega zemeljskega pritiska K_0 se črti praktično prekrivata, kljub temu, da je drobljenje zrn pri določeni napetosti p' zelo različno na obeh črtah (poglavje 4.4.3).

Osnovna elementa okvira kritičnega stanja zemljin sta tudi Roscoeova (Roscoe s sod., 1958) in Hvorsleva (1937) mejna ploskev možnih stanj v prostoru $q - p' - e$, ki se stikata v črti CSL. Ob predpostavki o enakih oblikah obeh ploskev pri poljubnem količniku por in velikosti, ki jo določa zgolj vrednost prekonsolidacijskega tlaka p'_p , lahko ploskvi narišemo v normalizirani ravnini $q/p'_p - p'/p'_p$ kot enotni črti, črta CSL pa predstavlja točko na njenem stičišču. Že poprej omenjena ukrivljenost oziroma neenotnost črte CSL v ravnini $e - \log p'$ onemogoča normalizacijo na ta način. Zato smo normalizirali le napetostne poti vzorcev, ki se končajo na ravnem delu črte CSL. Tovrstna normalizacija uspešno definira črti NCL in CSL ter Roscoeovo in Hvorslevo ploskev (poglavje 4.5.5). Lega točke, ki predstavlja črto CSL, ni na vrhu ploskev, temveč je pomaknjena pod vrh na levo stran normaliziranih napetostnih poti, kar je prav tako značilnost mehanskega obnašanja peskov (Coop in Lee, 1993).

V skladu s preučevanjem nestabilnosti rahlega meljastega peska iz Boštanj v nedreniranih pogojih smo točke nestabilnosti v ravnini $q - p'$ povezali v ravne črte nestabilnosti z enakim povprečnim količnikom por. Z zmanjševanjem količnika por se naklon črt nestabilnosti pomika proti naklonu črte CSL, dokler mehanski odziv materiala ne postane dilatacijski. Opisan vzorec pojavljanja črt nestabilnosti je v skladu s črtami nestabilnosti peskov in peska z neplastičnim meljem (Chu in Leong, 2002; Yang S., 2004; Yamamuro in Lade, 1997).

Triosne preiskave so pokazale, da je mehanski odziv meljastega peska iz Boštanj zelo odvisen od začetnega stanja glede na črto CSL v ravnini $e - \log p'$. Pri začetnem stanju materiala nad črto CSL, se je material mehansko kontrakcijsko odzval, kar bi lahko vzporejali z odzivom rahlih peskov in normalno konsolidiranih glin. Pri začetnih stanjih pod črto CSL, pa je bil odziv dilatacijski, kar je podobno odzivu gostih peskov in prekonsolidiranih glin. Stanje zajema vpliv

gostote in napetosti p' na mehanski odziv materiala, kar je ena od značilnosti peskov. Vpliv obeh količin pa lahko učinkovito zajamemo s parametrom stanja ψ . Uspešnost uporabe parametra ψ za opis mehanskega obnašanja meljastega peska iz Boštanja smo preverili s konstitutivnim modelom, s pomočjo katerega smo simulirali izvedene nedrenirane triosne preiskave (poglavje 5). V ta namen je bila za uspešnost simulacij nujna vpeljava modifikacije izračuna parametra ψ za kontrakcijske vzorce količnikov por nad 0.625 (poglavje 5.6).

6.4 Drobljenje zrn med mehanskimi preiskavami

Z aparatom QICPIC smo merili razlike v zrnastostnih sestavah obeh preučevanih materialov pred in po mehanskih preiskavah. Aparat omogoča veliko natančnost merjenja velikosti zrn v celotnem območju velikosti. Za pesek Dogs Bay je poznano, da je zelo drobljiv material. Njegovo drobljenje je bilo do sedaj podrobno raziskano (npr. Coop, 1990; Coop in Lee, 1993; Coop et al., 2004; Altuhafi in Coop, 2009). Pri meljastem pesku iz Boštanja, pa je bilo potrebno preučiti, ali gre za plastificiranje materiala s prisotnostjo drobljenja pri obremenjevanju z višjimi napetostmi, kar je značilno za peske, ali pa se zaradi vpliva drobnih zrn odvija plastifikacija predvsem s pregrupiranji zrn in zanemarljivim drobljenjem, kar je značilnost glin.

Rezultati meritev z aparatom QICPIC so pokazali, da med edometriško in triosno kompresijo prihaja do drobljenja tudi pri meljastem pesku iz Boštanja (poglavje 4.4.1). Drobljenje obeh materialov smo kvantificirali z indeksom B_r (Hardin, 1985). Pri pesku Dogs Bay se drobljenje pojavlja v obliki treh ravnih vzporednih črt v ravnini $B_r - \log p'$, ki se med seboj razlikujejo glede na način obremenjevanja. S preiskavami smo natančneje definirali že obstoječo črto drobljenja vzdolž črte NCL in dodatno definirali črto drobljenja vzdolž črte 1D NCL. Zaradi pomanjkanja podatkov je le-ta definirana v omejenem območju visokih napetosti. Na ta način so sestavni elementi teoretičnega okvira kritičnega stanja (t.j. črte NCL, 1D NCL in CSL) izraženi tudi v ravnini $B_r - \log p'$. Ujemanje rezultatov dobljenih z aparatom QICPIC (glede na parameter $FERET_{\min}$) z rezultati sejalnih analiz pa kaže na uporabnost metode v smislu primerljivosti z do sedaj objavljenimi rezultati sejalnih analiz.

Za meljast pesek iz Boštanja obstajajo podobne zveze drobljenja glede na način obremenjevanja v ravnini $B_r - \log p'$ kot pri ostalih granularnih materialih. V primerjavi s peskom Dogs Bay je drobljenje dosti manjše, kar je v skladu s pričakovanji. To delno lahko razložimo z večjo trdoto zrn meljastega peska iz Boštanja (poglavji 4.1.1 in 4.1.2). Glede na rezultate izvedenih preiskav smo lahko definirali dve črti drobljenja, in sicer: črti drobljenja vzdolž črt CSL in 1D NCL. Za definiranje črte drobljenja vzdolž črte NCL pa nimamo dovolj podatkov. Oblika črt drobljenja za meljast pesek iz Boštanja v ravnini $B_r - \log p'$ ni ravna, kar je v nasprotju z objavljenimi črtami za peske. Možno pa je, da bi prišlo do njihove izravnave in vzporednosti pri obremenjevanju z višjimi napetostmi.

Pomemben rezultat opravljenih analiz drobljenja zrn predstavlja identifikacija spodnjih mej drobljenja obeh materialov (poglavje 4.4.3). Spodnja meja drobljenja se kaže kot točka, okoli

katere se vrtijo krivulje zrnivosti, kar pomeni, da obstaja najmanjša velikost zrn, pri kateri se drobljenje ustavi. Problem pri določitvi te meje je v premajhni natančnosti običajno uporabljene sedimentacijske metode za določitev zrnivosti sestave zrn meljastih in glinastih velikosti. Vseeno pa kljub veliki natančnosti aparata QICPIC popolnoma ne moremo zaupati rezultatom spodnje meje drobljenja, saj je njena lega zelo blizu spodnje meje merilnega območja aparata. Vendar pa se glede na obliko trendov krivulj zdi, da je meja za oba materiala prisotna na označenih mestih. Vidna je tudi zgornja meja drobljenja obeh materialov, ki jo je bilo zaradi večjih zrn veliko lažje identificirati.

6.5 Simulacije mehanskega obnašanja meljastega peska iz Boštanja

Rezultate mehanskih preiskav meljastega peska iz Boštanja smo uporabili za kalibracijo elasto-plastičnega konstitutivnega modela z mejno ploskvijo (angl. bounding surface plasticity) SANI-SAND (Taiebat in Dafalias, 2008; poglavji 5.4 in 5.5). Model smo modificirali z vpeljavo parametra stanja ψ_m (poglavje 5.6) in na ta način upoštevali vpliv lege kritičnih stanj kontrakcijskih vzorcev pri količnikih por nad 0.625, ki ne tvorijo enotne črte CSL v ravnini $e - \log p'$. Tako smo lahko dokaj uspešno simulirati mehansko obnašanje materiala v nedreniranih pogojih glede na eksperimentalne podatke. Brez omenjene modifikacije bi prišlo do velikih nesoglasij med izmerjenimi podatki in simulacijami, saj model računa plastičen modul in razmikanje s trenutno vrednostjo parametra ψ .

Simulacije kalibriranega modela so pokazale, da je zmožen zajeti vse tipe nedreniranega mehanskega obnašanja materiala glede na parameter ψ , oziroma glede na različne vrednosti količnika por in napetosti p' (poglavje 5.9.1). Težavna je bila kalibracija modela, saj ima 16 parametrov, izmed katerih je določene potrebno kalibrirati po principu poskusa in napake, za določene pa nismo imeli primernih eksperimentalnih podatkov (poglavje 5.8). Kljub temu je bil model uspešen pri simulacijah mehanskega obnašanja meljastega peska iz Boštanja v triosni kompresiji v nedreniranih pogojih glede na različne vrednosti količnika por in začetne napetosti p' .

Konstitutivni model smo obremenili tudi s potresno obremenitvijo materialne točke v železniškem nasipu pri Boštanju. Obremenitev smo preračunali iz akceleroograma potresa iz Petrovca v Črni Gori, leta 1979 (poglavje 5.9.2), z uporabo določenih predpostavk (Das, 1993). Pred tem smo z modelom simulirali ciklično nedrenirano triosno preiskavo pri določenem količniku por. Primerjava z izmerjenimi rezultati preiskave je pokazala, da je potrebno parametre modela dobljene iz nedreniranih monotonih triosnih preiskav popraviti, da se je model obnašal bolj togo. Po pričakovanjih se je model obnašal manj uspešno pri simulaciji cikličnih triosnih preiskav kot pri simulaciji monotonih preiskav. Za boljše obnašanje modela v nemonotonih pogojih bi bilo potrebno vanj vgraditi določene dodatne elemente (npr. Papadimitriou in Bouckovalas, 2002), kar pa bi še dodatno povečalo kompleksnost modela in število parametrov.

Rezultati simulacij dinamičnih obremenitev s potresno obtežbo kažejo na problem naraščanja deformacij (oz. ciklično mobilnost). Med obremenjevanjem so se razvile osne deformacije velikosti 22%, ki bi bile še večje, če bi izbrali višje količnike por.

6.6 Zaključki

V okviru disertacije smo postavili hipotezo, da lahko s teoretičnim okvirom kritičnega stanja zemljin opišemo tudi mehansko obnašanje meljastega peska iz Boštanja in sicer v celoti, od območja zelo majhnih do velikih deformacij ter standardnih do visokih napetosti. Analiza in interpretacija laboratorijskih preiskav sta pokazali naslednja ujemanja mehanskega obnašanja meljastega peska iz Boštanja s teoretičnim okvirom kritičnega stanja rekonstituiranih peskov:

- obstoj enotne ravne črte normalne kompresije (1D NCL) v ravnini $e - \log \sigma'_v$ med edometrsko kompresijo,
- obstoj enotne ravne črte normalne kompresije (NCL) v ravnini $e - \log p'$ med izotropno kompresijo, ki je vzporedna črti 1D NCL ter ima lego in naklon skladni z dobro stopnjevano zrnatimi, oziroma 'široko' zrnatimi granularnimi materiali,
- obstoj enotne ravne črte kritičnega stanja (CSL) v ravnini $e - \log p'$ pri napetosti p' večji od 400 kPa, ki je vzporedna s črto NCL in ima prav tako lego in naklon skladni z dobro stopnjevano zrnatimi, oziroma 'široko' zrnatimi granularnimi materiali,
- obstoj enotne črte CSL v ravnini $q - p'$ pri standardnih in višjih napetostih ne glede na drobljenje zrn med mehanskim obremenjevanjem materiala,
- obstoj zvez med drobljenjem materiala in napetostjo v ravnini $B_r - p'$ in s tem vključenost drobljenja kot enega glavnih mehanizmov plastifikacije materiala,
- obstoj Roscoeve in Hvorsleve ploskve, ki omejujeta možna stanja materiala v normalizirani napetostni ravnini $q/p'_p - p'/p'_p$ za vzorce, katerih kritična stanja ležijo na ravnem delu črte CSL v ravnini $e - \log p'$,
- lega točke, ki predstavlja črto CSL v normalizirani napetostni ravnini $q/p'_p - p'/p'_p$ levo in pod vrhom Roscoeve mejne ploskve ,
- obstoj enotne ravne mejne črte možne togosti G_0 v ravnini $\log G_0 - \log p'$,
- obstoj mejnih črt togosti v normalizirani togostno-napetostni ravnini $G_0/G_{0(nc)} - p'/p'_e$,
- obstoj sub-paralelnih ravnih kontur, ki povezujejo tangentno togost G kontrakcijskih vzorcev v odvisnosti od napetosti p' pri določenem nivoju strižne deformacije ε_q ,

- obstoj značilnih trendov spreminjanja vrednosti parametrov A in n , ki definirata subparalelne črte tangentne togosti G v odvisnosti od napetosti p' in nivoja strižne deformacije ε_q in
- obstoj ravnih črt nestabilnosti materiala v nedreniranih pogojih v odvisnosti od količnika por v ravnini $q - p'$.

Z analizo in interpretacijo laboratorijskih preiskav pa smo tudi ugotovili, da mehansko obnašanje meljastega peska iz Boštanja v naslednjih aspektih odstopa od teoretičnega okvira kritičnega stanja rekonstituiranih peskov:

- neenotnost črte CSL v ravnini $e - \log p'$ pri kontrakcijskih vzorcih količnika por nad 0.625 in s tem odstopanje od značilnega obnašanja peskov glede na vrednost parametra stanja ψ , ki je osnovan na enotni črti CSL,
- ukrivljenost črte CSL v ravnini $e - \log p'$ pri napetostih p' pod 400 kPa,
- prekrivajoča lega enodimenzionalne črte 1D NCL glede na črto CSL v ravnini $e - \log p'$ in s tem povezano različno drobljenje zrn vzdolž obeh črt in
- ukrivljena oblika zvez drobljenje-napetost v ravnini $B_r - \log p'$.

Primerjava treh različnih metod interpretacije meritev G_0 je pokazala največjo zanesljivost in natančnost metode prvega prihoda vala v časovni domeni (angl. first time arrival method).

Z izvedenimi laboratorijskimi preiskavami smo dopolnili naslednje aspekte okvira mehanskega obnašanja peska Dogs Bay (Coop, 1990; Jovičić in Coop, 1997):

- dodatni podatki zvez med togostjo G_0 in napetostjo p' med prvim obremenjevanjem in razbremenjevanjem materiala v izotropni kompresiji,
- dodatni podatki zveze med drobljenjem in napetostjo p' v ravnini $B_r - \log p'$ za obremenjevanje v izotropni kompresiji in
- identifikacija zveze med drobljenjem in napetostjo p' v ravnini $B_r - \log p'$ za obremenjevanje v edometriški kompresiji v območju visokih napetosti.

Pri obeh materialih smo merili drobljenje zrn z dinamično analizo slike, ki je za oba materiala pokazala možen obstoj spodnje meje drobljenja (angl. comminution limit).

Izmerjeno mehansko obnašanje meljastega peska iz Boštanja v nedreniranih pogojih smo uporabili za kalibracijo elasto-plastičnega konstitutivnega modela za peske (Taiebat in Dafalias, 2008) in z njim simulirali odziv materiala na različne mehanske obremenitve. Pri tem smo ugotovili naslednje:

- Zaradi neenotne črte CSL v ravnini $e - \log p'$ pri kontrakcijskih vzorcih je bilo potrebno model modificirati glede izračuna parametra stanja ψ .
- Modificirani model uspešno simulira nedrenirani monotoni odziv materiala v triosnih pogojih pri različnih količnikih por in začetni napetosti p' .
- Simulacije cikličnih triosnih preiskav so pokazale potrebo po manjših spremembah vrednosti materialnih parametrov G_0 , A_d in h_0 .
- Simulacije mehanskega obnašanja materialne točke v tleh med predpostavljeno potresno obremenitvijo so pokazale na problem postopnega velikega naraščanja deformacij med obremenjevanjem.

6.7 Predlogi za nadaljnje raziskovalno delo

Analiza in interpretacija opravljenih preiskav zvez med napetostmi in deformacijami meljastega peska iz Boštanja sta pokazali, da je možno opisati glavne aspekte njegovega mehanskega obnašanja s teoretičnim okvirom kritičnega stanja rekonstituiranih peskov, vendar z določenimi odstopanji. Za nadaljnje raziskovalno delo na obravnavanem področju zato predlagamo naslednje teme, ki bi razumevanje mehanskega obnašanja meljastega peska iz Boštanja dodatno utrdile:

- preučevanje vzrokov za odstopanja mehanskega obnašanja meljastega peska iz Boštanja od teoretičnega okvira kritičnega stanja rekonstituiranih peskov,
- iskanje povezav med togostjo G_0 in drobljenjem zrn glede na normalno-konsolidirano in prekonsolidirano stanje materiala,
- preučevanje vpliva strukture na mehansko obnašanje meljastih peskov,
- preučevanje vpliva obremenjevanja meljastega peska iz Boštanja izven triosne ravnine na njegov mehanski odziv in
- izboljšava uporabljenega konstitutivnega modela za opis mehanskega obnašanja materiala med dinamičnimi obremenitvami.

7 SUMMARY

The thesis deals with the stress-strain relations of two reconstituted granular materials, namely Boštanj silty sand and Dogs Bay sand. Boštanj silty sand is a well-graded material consisting of fine sand and about 30% of non-plastic silt, while Dogs Bay sand is medium to fine clean uniformly graded sand. The distinctive feature of Boštanj silty sand is the relatively high amount of fines within the fine sand particles, while Dogs Bay sand consists of very fragile particles exhibiting particle crushing early at very low stress levels. Therefore, during mechanical loading both materials can be considered as silty sands.

The thesis is broadly divided into the experimental and numerical part. The aims of the laboratory investigations of Boštanj silty sand are:

- characterisation of the mechanical behaviour of the material in the range of very small to large strains and standard to higher stresses,
- characterisation of the material susceptibility to static liquefaction in the undrained conditions,
- measurement of the dependence of stiffness G_0 on stress state using bender elements while comparing different interpretation methods,
- characterisation of the presence of plastic deformation mechanism of particle crushing during loading and improvement of the accuracy of grading measurements via dynamic image analysis,
- examination of the possibility of the interpretation of the material behaviour by using the critical state soil mechanics framework,
- triaxial testing in order to collect the data for the calibration of elasto-plastic constitutive model.

The aims of the laboratory investigation of Dogs Bay sand are:

- upgrading of the established framework of the mechanical behaviour of the material including the findings about the plastic deformation mechanism of particle crushing (Coop, 1990; Jovičić & Coop, 1997),

- investigation of the relations between small strain stiffness G_0 and particle crushing.

The final part of the thesis deals with the numerical simulation of the constitutive behaviour of Boštanj silty sand using the elasto-plastic bounding surface model by Taiebat & Dafalias (2008). The aims of the final part are as follows:

- calibration and possible modification of the constitutive model,
- simulation of the monotonic behaviour of Boštanj silty sand in triaxial undrained conditions at different initial void ratio and mean effective stresses using the calibrated model,
- simulation of the material behaviour in the cyclic triaxial undrained conditions and in assumed in-situ earthquake loading conditions.

Special laboratory equipment was used for measuring the stress-strain behaviour of both materials involving: commercial triaxial cells, Bishop and Wesley triaxial cell, high pressure triaxial cell and oedometers for standard and high pressures. The triaxial samples were equipped with the local strain transducers (LVDTs and inclinometers) and bender elements. The particle size distributions before and after the mechanical loadings were measured using the dynamic image analysis technique.

The constitutive model is implemented into the single finite element programme for soil analyses written by the author of the thesis. The analyses run using the quadrilateral element, while observing the stresses and strains in the single Gauss integration point.

In comparison to the theoretical framework of the critical state soil mechanics, the following conclusions are drawn from the laboratory investigations of Boštanj silty sand:

- The material exhibits the straight unique one-dimensional (1D NCL) and isotropic (NCL) normal compression lines in $e - \log \sigma'$ plane along with the straight critical state line (CSL) at stress $p' > 400$ kPa. The position and slope of the lines agree with the well or widely graded granular materials. In $q - p'$ plane CSL is also straight and unique at standard and higher stresses, even though the particle crushing evolves. At $p' < 400$ kPa the material exhibits the non-unique CSL line in $e - \log p'$ plane forming a curved band of critical states with the pattern relating to the state parameter ψ . The CSL of performed drained tests runs through the middle of the band. The positions of the 1D NCL and CSL are surprisingly close to each other in $e - \log p'$ plane, while the amount of particle crushing versus p' is distinctively different.
- During the plastic deformation at sufficiently high stresses particle crushing occurs, which is quantified by $B_r - \log p'$ lines at critical state and oedometric loading conditions. The lines have the curved shape and are showing the possible trend of getting straight and parallel at higher stresses.

- The material also exhibits the straight instability lines in undrained conditions according to the void ratio value. If sheared from the wet side of critical the material behaves in a contractive manner while it behaves in a dilative manner when sheared from the dry side of critical. This is in accordance with the typical sand behaviour.
- Various state boundary surfaces (lines) are shown to be valid for the material, at least in the straight CSL region, such as: Roscoe and Hvorslev surfaces in $q/p'_p - p'/p'_p$ plane, $G_{0(NCL)}$ line in $\log G_0 - \log p'$ plane and boundary stress stiffness lines in $G_0/G_{0(nc)} - p'/p'_e$ plane. The point representing the CSL in $q/p'_p - p'/p'_p$ plane is positioned on the left side under the peak of Roscoe surface. Subparallel lines connecting the tangent shear stiffness G of the contractive samples versus stress p' at certain shear strain level are defined by the parameters A and n , showing the similar trends as it has been observed before for reconstituted Dogs Bay sand (Jovičić & Coop, 1997) and kaolin (Viggiani & Atkinson, 1995b).

The comparison between the three different methods of interpretation of G_0 measurements shows the interpretation in time domain (first time arrival method) of using various sine pulse signals at different excitation frequencies to be the most reliable.

The laboratory investigations of Dogs Bay sand enriched the established critical state framework for this material (Coop, 1990; Jovičić & Coop, 1997) in the following ways:

- additional data are provided for the relations between the stiffness G_0 and stress p' during the first loading and unloading of the material in isotropic compression,
- additional points of the dependence of the amount of crushing on stress p' in $B_r - \log p'$ plane for isotropic compression loading and
- $B_r - \log p'$ relation for loading in oedometric compression at high pressures.

The dynamic image analyses of particle grading curves revealed the possible existence of the lower comminution limit for both materials.

The measured stress-strain behaviour of Boštanj silty sand was used for the calibration of the constitutive model by Taiebat & Dafalias (2008). The following conclusions can be drawn from the simulations:

- Due to the non-uniqueness of the CSL for contractive samples in $e - \log p'$ plane the calculation of the state parameter ψ had to be modified in order to improve the agreement between the observed material response and modelled data.
- The model successfully simulates the undrained monotonic behaviour in triaxial conditions at different initial void ratio and initial stress p' .

- The cyclic triaxial loading simulations show the necessity for minor modifications of the model parameters G_0 , A_d and h_0 to make the model behave in the stiffer manner.
- The simulations of the behaviour of the in-situ material point during the assumed earthquake loading show the problem of developing the large strains in the ground.

We conclude that the mechanical behaviour of Boštanj silty sand can be described through the critical state framework for clean sands, while there are the following deviations from the framework: non-unique and curved critical state line (band of critical states) for contractive samples above the void ratio of 0.625, closeness of the one-dimensional normal compression line and the critical state line in $e - \log p'$ plane and the curved shape of breakage-stress line in $B_r - \log p'$ plane with the trend of getting possibly straight at higher stresses. We also conclude that the behaviour of Boštanj silty sand can be simulated by Taiebat & Dafalias's model with a minor modification. Moreover, during earthquake loading, the in-situ Boštanj silty sand can develop large deformations.

VIRI

- Åberg, B. 1992. Void ratio of noncohesive soils and similar materials. *J. Geotech. Engng.*, 118, No. 9, pp. 1315-1334
- Al-Tabbaa, A., Muir Wood, D 1989. An experimentally based 'bubble' model for clay. V: Pietruszczak, S., Pande, G.N. (ur.). *Proceedings of the 3rd International Symposium: Numerical Models in Geomechanics (NUMOG 3)*. Elsevier Applied Science, London. pp. 91-99
- Alarcon-Guzman, A., Leonards, G.A., Chameau, J.L. 1988. Undrained monotonic and cyclic strength of sands. *J. Geotech. Engng, ASCE*, 114, No. 10, pp. 1089-1109
- Altuhafi, F., Coop, M.R. 2009. On the compression of sands. *Géotechnique*. Poslano v pregled.
- Altuhafi, F., Baudet, B.A, Sammonds, P. 2006. Particle breakage in glacial sediments. V: Hyodo, M., Murata, H., Nakata, Y. (ur.). *Geomechanics and Geotechnics of Particulate Media*, Taylor & Francis Group, London, pp. 21-24
- Alvarado, G. 2007. *Influence of late cementation on the behaviour of reservoir sands*. PhD thesis, Imperial College of Science, Technology and Medicine, London
- Amini, F., Qi, G.Z. 2000. Liquefaction testing of stratified silty sands. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, Vol. 126, No. 3, pp. 208-217
- Amorosi, A. 1996. *Il comportamento meccanico di una argilla naturale consistente*. Ph. D. thesis. University of Rome 'La Sapienza'. In Italian
- Argyris, J.H., Faust, G., Szimmat, J., Warnke, E.P., Willam, K.J. 1974. Recent developments in the finite element analysis of prestressed concrete reactor vessels. *Nuclear Engineering and Design*, 282(1), pp. 42-75
- Arroyo, M., Muir Wood, D., Greening, P.D., Medina, L., Rio, J. 2006. Effects of sample size on bender-based axial G_0 measurements. *Géotechnique*, 56(1), pp. 39-52
- Arroyo, M., Greening, P.D., Muir Wood, D. 2003a. An estimate of uncertainty in current laboratory pulse test practice. *Rivista Italiana di Geotecnica*, 36(1), pp. 38-56
- Arroyo, M., Muir Wood, D., Greening, P.D. 2003b. Source near-field effects and pulse tests in soil samples. *Géotechnique*, 53(3), pp. 337-345

- Arthur, J.R.F., Menzies, B.K. 1972. Inherent anisotropy in a sand. *Géotechnique*, 22, No. 1, pp. 115-128
- Arulnathan, R., Boulanger, R.W., Riemer, M.F. 1998. Analysis of bender element tests. *Geotechnical Testing Journal*, 21(2), pp. 120-131
- Atherton, L. 1994. Testing the state boundary surface of granular soil. Internal Report, City University, London, UK
- Atkinson, J.H., Evans, J.S. 1985. "Discussion on the measurement of soil stiffness in the triaxial apparatus", *Géotechnique*, 35(3), pp. 378-380
- Atkinson, J.H., Bransby, P.L. 1978. *The Mechanics of Soils; An introduction to critical state soil mechanics*. McGraw-Hill, London
- Baharom, B., Stallebrass, S.E. 1998. A constitutive model combining the microscopic and macroscopic behaviour of sands in shear and volumetric deformation. V: *Proc. 4th Eur. Conf. on Numerical Methods in Geotech. Engng*, Udine, Springer-Verlag, Wien, New York, pp. 263-273
- Baldi, G., Hight, D.W., Tomas, G.E. 1988. A reevaluation of conventional triaxial test methods. V: Donaghe, R.T., Chaney, R.C., Silver, M.L. (ur.). *Advanced triaxial testing of soil and soft rock*. ASTM, STP 977, pp. 219-263
- Been, K. 1998. The critical state line and its application to soil liquefaction. V: *Physics and mechanics of soil liquefaction*. Rotterdam, Balkema, pp. 195-204
- Been, K., Jefferies, M. G., Hachey, J. 1991. Critical state of sands. *Géotechnique*, 41(3), pp. 365-381
- Been, K., Jefferies, M.G. 1985. A state parameter for sands. *Géotechnique*, 35, No. 2, pp. 99-112
- Belloti, R., Jamiolkowski, M., Lo Presti, D.C.F., O'Neill, D.A. 1996. Anisotropy of small strain stiffness in ticino sand. *Géotechnique*, 46(1), pp. 115-131
- Bendat, J.S., Piersol, A.G. 2000. *Random data: analysis and measurement procedures*. John Wiley & Sons
- Bishop, A.W., Wesley, L.D. 1975. A hydraulic apparatus for controlled stress path testing, *Géotechnique*, 25 (4), pp. 657-670
- Bishop, A.W., Henkel, D.J. 1957. *The measurement of soil properties in the triaxial tests*. Edward Arnold LTD, London
- Blewett, J., Blewett, I.J., Woodward, P.K. 2000. Phase and amplitude responses associated with the measurement of shear wave velocity in sand by bender elements. *Canadian Geotechnical Journal*, 37, pp. 1348-1357
- Blewett, J., Blewett, I.J., Woodward, P.K. 1999. Measurement of shear-wave velocity using phase-sensitive detection techniques. *Canadian Geotechnical Journal*, 36, pp. 934-939

Bouckovalas, G.D., Andrianopoulos, K.I., Papadimitriou, G. 2003. A critical state interpretation for the cyclic liquefaction resistance of silty sands. *Soil dynamics and Earthquake Engineering*, 23, pp. 115-125

Bouferra, R., Shahrour, I. 2004. Influence of fines on the resistance to liquefaction of a clayey sand. *Ground improvement*, Vol. 8, No. 1, pp. 1-5

Brocanelli, D., Rinaldi, V. 1998. Measurement of low-strain material damping and wave velocity with bender elements in the frequency domain. *Canadian Geotechnical Journal*, 35, pp. 1032-1040

Brignoli, E.G.M., Gotti, M., Stokoe, K.H. 1996. Measurement of shear waves in laboratory specimens by means of piezoelectric transducers. *Geotechnical Testing Journal*, 19(4), pp. 384-397

Brignoli, E.G.M., Gotti, M. 1992. Misure della velocità di onde elastici di taglio in laboratorio con l'impiego di traduttori piezoelettrici. *Riv. Ital Geotec*, Vol. 26, No. 1, pp. 5-16

Burland, J.B. 1990. On the compressibility and shear strength of natural clays. Thirtieth Rankine Lecture. *Géotechnique*, 40(3), pp. 329-378

Carrera, A. 2008. *Mechanical behaviour of Stava tailings*. PhD Thesis, Faculty of Engineering, Politecnico di Torino

Casagrande, A. 1975. Liquefaction and cyclic deformation of sands: a critical review. V: *Proceedings of the Pan-American Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Buenos Aires, Vol. 5, pp. 79-133

Casagrande, A. 1936. Characteristics of cohesionless soils affecting the stability of earth fills. *Journal of Boston society of civil engineers*. Vol. 23, pp. 257-276

Castro, G., Enos, J.L., France, J.W., Poulos, S.J. 1982. *Liquefaction induced by cyclic loading*. Report No. NSF/CEE-82018, Washington DC, National Science Foundation

Castro, G. 1969. *Liquefaction of sands*. Ph.D. thesis, Harvard University, Cambridge, Massachusetts

Chandler, H.W. 1985. A plasticity theory without Drucker's postulate, suitable for granular materials. *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 33, pp. 215-226

Chang, N.Y., Yeh, S.T., Kaufman, L.P. 1982. Liquefaction potential of clean and silty sands. V: *Proceedings of the 3rd International Earthquake Microzonation Conference*, Seattle, ZDA, Vol. 2, pp. 1017-1032

Chen, H.W., van Zyl, D.J.A. 1988. Shear strength and volume-change behaviour of copper tailings under saturated conditions. V: van Zyl, D.J.A., Vick, S.G. (ur.). *Hydraulic fill structures*, ASCE, Geotechnical Special Publication 21, pp. 430-451

Cheng, Y.P., Bolton, M.D., Nakata, Y. 2005. Grain crushing and critical states observed in DEM simulations. V: García-Rojo, R., Hermann, H.J., McNamara, S. (ur.). *Powders and grains*,

Taylor and Francis Group, London, 2, pp. 1393-1397

Chu, J., Leong, W.K., Loke, W.L. 2003. Discussion of "defining an appropriate steady state line for Marriespruit gold tailings". *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 40, pp. 484-486.

Chu, J., Leong, W.K. 2002. Effect of fines on instability behaviour of loose sand. *Géotechnique*, Vol. 52, No. 10, pp. 751-755

Chu, J., Leong, W.K. 1999. Static liquefaction of loose sands: Discussion. *Canadian Geotechnical Journal*, 36, pp. 578

Clayton, C.R.I., Theron, M., Best, A.I. 2004. The measurement of vertical shear-wave velocity using side-mounted bender elements in the triaxial apparatus. *Géotechnique*, 54(7), pp. 495-498

Collins, I.F. 2005. The concept of stored plastic work or frozen elastic energy in soil mechanics. *Géotechnique*, 55, No. 5, pp. 373-382

Colombo, P., Colleselli, F. 2003. The collapse of the Stava tailings basins - analysis of the event and observations. V: Tosatti (ur.). *Rassegna dei contributi scientifici sul disastro della Val di Stava (provincia di Trento), 19 Luglio 1985*. Bologna

Coop, M.R. 2005. Osebna predloga

Coop, M.R., Sorensen, K., Bodas Freitas, T., Georgoutsos, G. 2004. Particle breakage during shearing of a carbonate sand. *Géotechnique*, Vol. 54, No. 3, pp. 157-163

Coop, M.R. 2003. On the mechanics of reconstituted and natural sands. Keynote lecture. V: Di Benedetto, H., Doanh, T., Geoffroy, H., Sauéat, C. (ur.). *Deformation Characteristics of Geomaterials*. Swets and Zeitlinger, Lisse, Vol. 2, pp. 29-58

Coop, M.R., Willson, S.M. 2003. On the Behavior of Hydrocarbon Reservoir Sands and Sandstones. *J. Geotech. Engng, ASCE*, 129(11), pp. 1010-1019

Coop, M.R., Jovičić, V. 1999. The influence of state on the very small strain stiffness of sands. V: 2nd Intl. Symp. *Pre-failure Deformation of Geomaterials*, IS-Torino 99, Turin, Italy, pp. 175-181

Coop, M.R., Cuccovillo, T. 1999. The influence of geological origin on the behaviour of carbonate sands. V: Yanagisawa, W., Moroto, N., Mitachi, T. (ur.). *Problematic Soils*, Balkema, Rotterdam, pp. 607-610

Coop, M.R., Atkinson, J.H. 1993. The mechanics of cemented carbonate sands. *Géotechnique*, Vol. 43, No. 1, pp. 53-67

Coop, M.R., Lee, I.K. 1993. The behaviour of granular soils at elevated stresses. V: *Proc. Wroth memorial Symposium: Predictive soil mechanics*. Thomas Telford, London, pp. 186-198

Coop, M.R. 1991. Computer control programme for high pressure triaxial apparatuses, City University

- Coop, M.R. 1990. The mechanics of uncemented carbonate sands. *Géotechnique*, Vol. 40, 4, pp. 607-626
- Cotecchia, F., Chandler, R.J. 1997. The influence of structure on the pre-failure behaviour of a natural clay. *Géotechnique*, 47(3), pp. 523-544
- Crawford, H.S. 1984. *An experimental investigation of factors influencing static liquefaction*. Mag. d., University of Western Ontario, London, Ontario, Canada
- Cubrinovski, M., Ishihara, K. 2002. Maximum and minimum void ratio characteristics of sands. *Soils and foundations*, Vol. 42, No. 6, 65-78
- Cubrinovski, M., Ishihara, K. 2000. Flow potential of sandy soils with different grain compositions. *Soils and foundations*, Vol. 40, No. 4, pp. 103-119
- Cuccovillo, T., Coop, M.R. 1999. On the mechanics of structured sands. *Géotechnique*, 49(6), pp. 741-760
- Cuccovillo, T., Coop, M.R. 1998. Automated Triaxial Apparatus for elevated pressures. V: Marr, W.A., Fairhurst C.E. (ur.). *Non-destructive and Automated Testing for Soil and Rock Properties*. Proc. of the Symp. Nondestructive and automated testing for soil and rock properties, ASTM, San Diego, pp. 231-246
- Cuccovillo, T. Coop, M.R. 1997a. The measurements of local axial strains in triaxial tests using LVDTs. *Géotechnique*, 47, No. 1, pp.167-171
- Cuccovillo, T. Coop, M.R. 1997b. Yielding and pre-failure deformation of structured sands. *Géotechnique*, 47(3), pp. 491-508
- Cuccovillo, T. 1995. *The shear behaviour and stiffness of naturally cemented sands*. PhD Thesis, City University, London
- Cunningham, M.R., Ridley, A.M., Dinee, K., Burland, J.B. 2003. The mechanical behaviour of a reconstituted unsaturated silty clay. *Géotechnique*, 53(2), pp. 183-194
- Dafalias, Y.F., Manzari, M.T., Papadimitriou, A.G. 2006. Saniclay: simple anisotropic clay plasticity model. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 30(12), pp. 1231-1257
- Dafalias, Y.F., Manzari M.T. 2004. Simple plasticity sand model accounting for fabric change effects. *Journal of Engineering Mechanics*, 130(6), pp. 622-634
- Dafalias, Y.F., Papadimitriou, A.G. Li, X.S. 2004. Sand Plasticity Model Accounting for Inherent Fabric Anisotropy. *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 130, No. 11, pp. 1319-1333
- Dafalias, Y.F. 1986. Bounding surface plasticity. I: Mathematical foundations and hypoplasticity. *Journal of Engineering Mechanics*, 112(9), pp. 966-987
- Dafalias, Y.F., Popov, E.P. 1975. A model of nonlinearly hardening materials for complex loadings. *Acta. Mech.*, Vol 21, pp. 173-192

Daouadji, A., Hicher, P-Y., Rahma, A. 2001. An elastoplastic model for granular materials taking into account grain breakage. *Eur J Mech A/Solids*, Vol. 20, pp. 113-137

Das, B.M. 1993. *Principles of soil dynamics*. Boston: PWS-KENT Publishing Company

Di, H. Benedetto, Geoffroy, H., Sauzéat, C. 1999. Sand behaviour in very small to medium strain domain. V: Jamiolkowski, Lancellotta, Lo Presti (ur.). *Proc. of the 2nd Int. Conference on Pre-Failure Deformation Characteristics of Geomaterials*. Balkema, Rotterdam, pp. 89-96

Dreimanis, A., Vagners, U.J. 1971. Bimodal distribution of rock and mineral fragments in basalt tills. V: Goldthwait, R.P. (ur.). *Till: A symposium*, Ohio State University Press-Ohio, pp. 237-250

Dusseault, M.B., Morgenstern, N.R. 1979. Locked sands. *J. Engng Geol.*, 12, pp. 117-131

Dyvik, R., Olsen, T.S. 1989. G_{max} measured in oedometer and DSS tests using bender elements. V: *Proc. 12th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Rio de Janeiro, pp. 39-42

Dyvik, R., Madshus, C. 1985. Lab measurements of G_{max} using bender elements. V: *Proc. of the ASCE Conference on Advances in the Art of Testing Soils under Cyclic Conditions*, Detroit, pp. 186-196

Einav, I. 2007. Breakage mechanics-Part I: Theory. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 55, pp. 1274-1297

Emery, J.J., Finn, W.D.L., Lee, K.W. 1973. Uniformity of saturated sand specimens. V: Selig, E., Ladd, R.S. (ur.). *Evaluation of relative density and its role in geotechnical projects involving cohesionless soils*. ASTM, Special Technical Publication STP 523, pp. 182-194

Fam, M.A., Cascante, G., Dusseault, M.B. 2002. Large and small strain properties of sands subjected to local void increase. *J. Geotech. Geoenviron. Engrg.*, Vol. 128, No. 12, pp. 1018-1025

Fam, M., Santamarina, C. 1995. Study of Geoprocesses with Complementary Mechanical and Electromagnetic Wave Measurements in an Oedometer. *Geotech. Test. J.*, Vol. 18, No. 3, pp. 307-314

Fearon, R.E, Coop, M.R. 2002. The effect of landsliding on the properties of a structurally complex clay. *Quarterly Journal of Engineering Geology and Hydrogeology*, 35(1), pp. 25-32

Fernandez, A.L. 2000. *Tomographic imaging the state of stress*. PhD Thesis, Civil Engineering, Georgia Institute of Technology, Atlanta

Ferreira, C., Viana da Fonseca, A., Santos, J. 2007. Comparison of simultaneous bender elements and resonant column tests on Porto residual soil. V: Ling, Callisto, Leschinsky, Koseki (ur.). *A collection of papers of the Geotechnical Symposium in Rome, 2006*, Springer, Berlin, pp. 523-535

Ferreira, P.M., Bica, A.V.D. 2006. Problems in identifying the effects of structure and critical

- state in a soil with a transitional behaviour. *Géotechnique*, 56, No. 7, pp. 445-454
- Finn, W.D.L., Pickering, J., Bransby, P.L. 1971. Sand liquefaction in triaxial and simple shear test. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, ASCE, 97(4), pp. 639-659
- Fonseca, A.V., Ferreira, C., Fahey, M. 2009. A framework interpreting bender element tests, combining time-domain and frequency-domain methods. *Geotech. Testing J.*, Vol. 32, No. 2, pp. 91-107
- Fourie, A.B., Papageorgiou, G. 2001. Defining an appropriate steady state line for Merriespruit gold tailings. *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 38, pp. 695-706
- Fukumoto, T., Sumisaki, N. 1999. Investigation of shear characteristics of natural sands in Japan. *Soils and foundations*, 39(1), pp. 113-120
- Fukushima, S., Tatsuoka, F. 1984. Strength and deformation characteristics of saturated sand at extremely low pressure. *Soils and Foundations*, Vol. 24, No. 4, pp. 30-48
- Gajo, A., Muir Wood, D. 1999. Kinematic hardening constitutive model for sands: the multi-axial formulation. *Int. J. Numerical Anal. Methods Geomech.*, 23, No. 9, pp. 925-965
- Garga, V.K., Zhang, H. 1997. Volume changes in undrained triaxial tests on sands. *Canadian Geotechnical Journal*, 34, pp. 762-772
- Gasparre, A. 2005. *Advanced laboratory characterisation of London clay*. PhD thesis, Imperial College of Science, Technology and Medicine, London
- Gens, A., Potts, D.M. 1982. A theoretical model for describing the behaviour of soils not obeying Rendulic's principle. V: *Int. Symp. On Numerical Models in Geomechanics*, Zurich, pp. 24-32
- Geoffroy, H., Di Benedetto, H., Duttine, A., Sauzéat, C. 2003. Dynamic and cyclic loadings on sands: results and modelling for general stress-strain conditions. V: *Proc. of Deformation Characteristics of Geomaterials*. Lyon, Francija, Balkema, Rotterdam, pp. 353-363
- Georgiannou, V.N. 2006. The undrained response of sands with additions of particles of various shapes and sizes. *Géotechnique*, 56(9), pp. 639-649
- Georgiannou, V.N., Hight, D.W., Burland, J.B. 1990. The undrained behaviour of clayey sands in triaxial compression and extension. *Géotechnique*, Vol. 40, No. 3, pp. 431-449
- Gohl, W.B., Finn, W.D.L. 1991. Use of piezoceramic bender elements in soil dynamics testing. V: *Proc. Recent advances in instrumentation, data acquisition and testing in soil dynamics*. ASCE, Orlando, Florida, pp. 118-132
- Golightly, C.R. 1989. *Engineering properties of carbonate sands*. PhD Thesis, University of Bradford
- Greening, P.D., Nash, D.F.T. 2004. Frequency domain determination of G_0 using bender elements. *Geotechnical Testing Journal*, Vol. 27, No. 3, pp. 288-294

- Guo, T., Prakash, S. 1999. Liquefaction of silts and silt-clay mixtures. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol. 125, No. 8, pp. 706-710
- Hagerty, M.M., Hite, D.R., Ullrich, C.R., Hagerty, D.J. 1993. One-dimensional high-pressure compression of granular media. *J. of Geotechnical Engineering*, Vol. 119, No. 1, pp. 1-18
- Hanzawa, H. 1980. Undrained strength and stability analysis for a quick sand. *Soils and Foundations*, Vol. 20, No. 2, pp. 17-29
- Hardin, B.O. 1985. Crushing of soil particles. *J. Geotech Eng*, Vol. 111, No. 10, pp. 1177-1192
- Head, K.H. 2004. *Manual of soil laboratory testing*, John Wiley and Sons
- Head, K.H. 1980. *Manual of soil laboratory testing*, 3Vols, London, Plymouth, Pentek
- Henkel, D.J. 1960. The shear strength of saturated remoulded clays. V: *Proc. ASCE Spec. Conf. on Shear Strength of Cohesive Soils*. Boulder (Col.), pp. 533-554
- Hird, C.C., Hassona, F. 1986. Discussion on a state parameter of sands. *Géotechnique*, 36(2), pp. 124-126
- Hoeg, K., Dyvik, R., Sandbaekken, G. 2000. Strength of undisturbed versus reconstituted silt and silty sand specimens. *Jornal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol. 126, No. 7, pp. 606-617
- Hooke, R.L., Iverson, N.R. 1995. Grain size distribution in deforming subglacial tills: Role of grain fracture. *Geology*, Vol. 23, No. 1, pp. 57-60
- Huang, Y-T., Huang, A-B., Kuo, Y-C., Tsai, M-D. 2004. A laboratory study on the undrained strength of a silty sand form Central Western Taiwan. *Soil dynamics and earthquake engineering*, 24, pp. 733-743
- Hvorslev, M.J. 1937. Uber die Festigkeitseigenschaften Gestorter Bindiger Boden. Danmarks Naturvidenskabelige Samfund. *Ingeniorvidenskabelige Skrifter*, A, No. 45. (v nemščini)
- Hyde, A.F.L., Higuchi, T., Yasuhara, K. 2006. Liquefaction, cyclic mobility, and failure of silt. *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering*, Vol. 132, No. 6, 716-735
- Hyodo, M., Hyde, A.F.L., Aramaki, N., Nakata, Y. 2002. Undrained monotonic and cyclic shear behaviour of sand under low and high confining stresses. *Soils and Foundations*, Vol. 42, No. 3, pp. 63-76
- Hyodo, M., Yamamoto, Y., Sugiyama, M. 1994. Undrained cyclic shear behaviour of normally consolidated clay subjected to initial static shear stress. *Soils and Foundations*, 34(4), pp. 1-11
- Hyodo, M., Murata, H., Yasufuku, N., Fuji, T. 1991. Undrained cyclic shear strength and residual strain of saturated sand by cyclic triaxial tests. *Soils and Foundations*, 31(3), pp. 60-76
- Ishihara, K. 1993. Liquefaction and flow failure during earthquakes. *Géotechnique*, Vol. 43, pp. 351-415
- Ishihara, K., Tatsuoka, F., Yasuda, S. 1975. Undrained deformation and liquefaction of sand

under cyclic stresses. *Soils Fdns*, 15, No. 1, pp. 29-44

Ismail, M.A., Sharma, S.S., Fahey, M. 2005. A small true triaxial apparatus with wave velocity measurement. *Geotech. Test. J.*, Vol. 28, No. 2, pp. 1-10

Ismail, M.A., Hourani, Y. 2003. An innovative facility to measure shear-wave velocity in centrifuge and 1-g models. V: *Proc. of Deformation Characteristics of Geomaterials*. Lyon, Francija, Balkema, Rotterdam, pp. 21-29

Jaky, J. 1944. The coefficient of earth pressure at rest. *J. Soc. Hungarian Architects and Engineers*, 78(22)

Jang, D.-J., Frost, J.D. 1998. Sand structure differences resulting from specimen preparation procedures. V: *Proc. of the Speciality Conference on Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics*, Seattle, Wash, ASCE, Vol. 1, pp. 234-245

Jardine, R.J., Symes, M.J., Burland, J.B. 1984. The measurement of soil stiffness in the triaxial apparatus. *Géotechnique*, 34(3), pp. 323-340

Jefferies, M.G., Been, K. 2004. Discussion on Non-uniqueness of flow liquefaction line for loose sand. *Géotechnique*, 52, No. 10, pp. 757

Jefferies, M.G. 1993. Nor-Sand: a simple critical state model for sand. *Géotechnique*, 43, No. 1, pp. 91-103

Joudi, A. 2008. *A reassessment of standard laboratory sands*. MSc Dissertation, Imperial College, University of London

Jovičić, V., Coop, M.R. 1998. The measurement of stiffness anisotropy in clays with bender elements in the triaxial apparatus. *Geotechnical Testing Journal*, 21(1), pp. 3-10

Jovičić, V. 1997. *The measurement and interpretation of small strain stiffness of soils*. PhD thesis, The City University, London

Jovičić, V., Coop, M.R. 1997. Stiffness of coarse-grained soils at small strains. *Géotechnique*, 47(3), pp. 545-561

Jovičić, V., Coop, M.R., Atkinson, J.H. 1997. Laboratory measurements of small strain stiffness of a soft rock. V: *Proc. XIV ICSMFE*, Hamburg, pp. 323-326

Jovičić, V., Coop, M.R., Simić, M. 1996. Objective criteria for determining G_{max} from bender element tests. *Géotechnique*, 46(2), pp. 357-362

Karrow, P.F. 1976. Texture, mineralogy, petrography of North American till. V: Legget, R.F. (ur.). *Glacial till*, pp. 95

Kendall, K. 1978. The impossibility of comminuting small particles by compression. *Nature*, 272, pp. 710-711

Kenney, T.C. 1977. Residual strengths of mineral mixtures. V: *Proc. 9th Int. Conf. Soil. Mech.*, Tokyo, Vol. 1, pp. 155-160

- Kenney, T.C. 1967. The influence of mineral composition on the residual strength of natural soils. V: *Proc. of Geot. Conf.*, Vol. 1, Oslo, NGI, pp. 123-129
- Klotz, E.U., Coop, M.R. 2002. On the Identification of Critical State Lines for Sands. *Geotechnical Testing Journal*, 25, No.3, pp. 289-302
- Klotz, E.U., Coop, M.R. 2001. An investigation of the effect of soil state on the capacity of driven piles in sands. *Géotechnique*, 51, No.9, pp. 733-751
- Koester, J.P. 1994. The influence of fines type and content on cyclic strength. V: *Ground Failures Under Seismic Conditions*. Geotechnical special publication No. 44, ASCE, pp. 17-33
- Konrad, J.M. 1998. Sand state from cone penetrometer tests: a framework considering grain crushing stress. *Géotechnique*, Vol. 48, No. 2, pp. 201-215
- Konrad, J.M. 1993. Undrained response of loosely compacted sands during monotonic and cyclic compression tests. *Géotechnique*, Vol. 43, No. 1, pp. 69-89
- Konrad, J.M. 1990a. Minimum undrained strength of two sands. *J. Geotech. Engng. Div.*, 116, No. 6, pp. 932-947
- Konrad, J.M. 1990b. Minimum undrained strength vs steady state strength of sands. *J. Geotech. Engng. Div.*, 116, No. 6, 948-963
- Kramer, S.L. 1996. *Geotechnical earthquake engineering*. Prentice Hall, Inc., Upper Saddle River, New Jersey, 653 pp.
- Krieg, R.D. 1975. A practical two-surface plasticity theory. *J. Appl. Mech.*, Vol 42, pp. 641-646
- Kuerbis, R., Negussey, D., Vaid, Y.P. 1988. Effect of gradation and fines content on the undrained response of sand. V: *Hydraulic Fill Structures*, Fort Collins, ZDA, pp. 330-345
- Kuwano, R., Connolly, T.M., Jardine, R.J. 2000. Anisotropic stiffness measurements in a stress-path triaxial cell. *Geotechnical Testing Journal*, 23(2), pp. 141-157
- Ladd, R.S. 1974. Specimen preparation and liquefaction of sands. *Journal of Geotechnical Engineering*, 100(GT10), pp. 1180-1184
- Lade, P.V., Liggio, C.D., Yamamuro, J.A. 1998. Effects of non-plastic fines on minimum and maximum void ratios of sand. *Geotechnical Testing Journal*, 21 (4), pp. 336-347
- Lade, P.V., Yamamuro, J.A. 1997. Effects of nonplastic fines on static liquefaction of sands. *Canadian Geotechnical Journal*, 34, pp. 918-928
- Lade, P.V., Yamamuro, J.A. 1996. Undrained sand behavior in axisymmetric tests at high pressures. Proc. ASCE, 122(2), pp. 120-129
- Lade, P.V. 1993. Initiation of static instability in the submarine Nerlerk berm. *Can. Geotech. J.*, 30, No. 6, pp. 895-904
- Lade, P.V., Duncan, J.M. 1975. Elastoplastic stress-strain theory for cohesionless soil. *J Soil*

Mech Found Div, ASCE, 101(10), pp. 1037-1053

La Rochelle, P., Leroueil, S., Trak, B., Blais-Leroux, L., Tavenas F. 1988. Observational approach to membrane and area corrections in triaxial tests. V: Donaghe, Chaney Silver (ur.). *Advanced triaxial testing of soil and rock*

Lee, J-S., Santamarina, J.C. 2005. Bender elements: performance and signal interpretation. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol. 131, No. 9, pp. 1063-1070

Lee, K.L., Seed, H.B. 1967. Drained strength characteristics of sands. *Journal Soils Mechs Foundn Engng*, SM6, pp. 117-141

Lenart, S. 2006a. Deformation characteristics of lacustrine carbonate silt in the Julian Alps. *Soil dynamics and earthquake engrg.*, Vol. 26, pp. 131-142

Lenart, S. 2006b. *Numerični model za račun pornega tlaka v zemljinah z visokim potencialom likvifikacije*. Doktorska disertacija, Univerza v Ljubljani, FGG

Lenart, S., Petkovšek, B. 2004. Revizija stabilnosti nasipa železniške proge ob akumulaciji Boštanj. Poročilo. Št. P 475/04-750-1, Zavod za gradbeništvo Slovenije

Leroueil, S., Vaughan, P.R. 1990. The general and congruent effects of the structure in natural soils and weak rocks. *Géotechnique*, 40(3), pp. 467-488

Lewin, P.I., Burland, J.B. 1970. Stress-probe experiments on saturated normally consolidated clay. *Géotechnique*, 20(1), pp. 38-56

Li, X.S. 2002. A sand model with state-dependent dilatancy. *Géotechnique*, 52(3), pp. 173-186

Li, X.S., Dafalias, Y.F. 2000. Dilatancy for cohesionless soils. *Géotechnique*, 50, No. 4, pp. 449-460

Li, X.S., Wang, Y. 1998. Linear representation of steady-state line for sand. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 124(12), pp. 1215-1217

Lings, M.L., Greening, P.D. 2001. A novel bender/extender element for soil testing. *Géotechnique*, 51(8), pp. 713-717

Loukidis, D. Salgado, R. 2008. Modeling sand response using two-surface plasticity. *Computers and Geotechnics*. doi:10.1016/j.compgeo.2008.02.009

Lupini, J.F., Skinner, A.E., Vaughan, P.R. 1981. The drained residual strength of cohesive soil. *Géotechnique*, Vol. 31, No. 2, pp. 181-213

Luzzani, L., Coop, M.R. 2002. On the relationship between particle breakage and the critical state for sands. *Soils and Foundations*, Vol. 42, No. 2, pp. 71-82

Manzari, M.T., Dafalias, Y.F. 1997. A critical state two-surface plasticity model for sands. *Géotechnique*, 47(2), pp. 255-272

Martins, F.B., Bressani, L.A., Coop, M.R., Bica, V.D. 2001. Some aspects of the compressibility behaviour of a clayey sand. *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 38, No. 6, pp. 1177-1186

- Matsuoka, H., Nakai, T. 1974. Stress-deformation and strength characteristics of soil under three different principal stresses. V: *Proceedings of the Japanese Society of Civil Engineering*, 232, pp. 50-70
- McDowell, G.R. 2005. A physical justification for $e - \log \sigma$ based on fractal crushing and particle kinematics. *Géotechnique*, 55, No. 9, pp. 697-698
- McDowell, G.R. 2002. On the yielding and plastic compression of sand. *Soils and foundations*, 42, No. 1, pp. 139-145
- McDowell, G.R., Nakata, Y., Hyodo, M. 2002. On the plastic hardening of sand. *Géotechnique*, 52, No. 5, pp. 349-358
- McDowell, G.R., Bolton, M.D. 1998. On the micro mechanics of crushable aggregates. *Géotechnique*, Vol. 48, No. 5, pp. 667-679
- McDowell, G.R., Bolton, M.D., Robertson, D. 1996. The fractal crushing of granular materials. *J Mech Phys Solids*, Vol. 44, No. 12, pp. 2079-2102
- McGeary, R.K. 1961. Mechanical packing of spherical particles. *Journal of the American Ceramic Society*, Vol. 44, No. 10, pp. 513-522
- Miura, S., Yagi, K. 2003. Mechanical behaviour and particle crushing of volcanic coarse-grained soils in Japan. V: Tan, T., Phoon, K., Hight, D., Leroueil, S. (ur.). *Characterisation and Engineering Properties of Natural Soils*, Balkema
- Miura, K., Maeda, K., Furukawa, M., Toki, S. 1997. Physical characteristics of sands with different primary properties. *Soils and Foundations*, 37(3), p. 53-64
- Miura, N., Murata, H., Yasufuku, N. 1984. Stress-strain characteristics of sand in a particle-crushing region. *Soils and Foundations*, Vol. 24, No. 1, pp. 77-89
- Miura, S., Toki, S. 1982. A sample preparation method and its effect on static and cyclic deformation-strength properties of sand. *Soils and Foundations*, 22(1), pp. 61-77
- Mitchell, J.K. 1976. *Fundamentals of Soil Behaviour*. New York; Wiley
- Mitchell, J.K., Houston, W.N. 1969. Causes of clay sensitivity. *J. of the soil mechanics and foundations division*. Proc. ASCE, Sm 3, pp. 845-871
- Mooney, M.A., Finno, R.J., Viggiani, G. 1998. "A unique critical state for sand?" *J. Geotech. Geoenviron. Eng.*, 124(11), 1100-1108
- Mroz, Z., Norris, VA., Zienkiewicz, O.C. 1979. Application of an anisotropic hardening model in the analysis of elasto-plastic deformation of soils. *Géotechnique*, Vol 29, pp. 1-34.
- Muir Wood, D. 2008. Critical states and soil modelling. V: Burns, Mayne, Santamarina (ur.). *Deformational Characteristics of Geomaterials*, IOSS Press
- Muir Wood, D., Maeda, K. 2008. Changing grading of soil: effect on critical states. *Acta geotechnica*. <http://www.springerlink.com/content/m3j64k52k25105j5/>

Muir Wood, D. 2006. Geomaterials with changing grading: A route towards modelling. V: Hyodo, M., Nakata, Y. (ur.). *Geomechanics and Geotechnics of Particulate Media*. Taylor & Francis Group, London, pp. 313-325

Muir Wood, D., Belkheir, K., Liu, D.F. 1994. Strain softening and state parameter for sand modeling, *Géotechnique*, 44 (2), pp. 335–339

Muir Wood, D. 1990. *Soil behaviour and critical state soil mechanics*. Cambridge University Press

Mulilis, P.J., Seed, H.B., Chan, C., Mitchell, J.K., Arulanandan, K 1977. Effect of sample preparation on sand liquefaction. *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, ASCE, 103(2), pp. 91-109

Murthy, T.G., Loukidis, D., Carraro, J.A.H., Prezzi, M., Salgado, R. 2007. Undrained monotonic response of clean and silty sands. *Géotechnique*, 57, No. 3, pp. 273-288

Nakata, Y., Hyde, A.F.L., Hyodo, M., Kato, Y., Murata, H. 2001. Microscopic particle crushing of sand subjected to high pressure one-dimensional compression. *Soils and Foundations*, Vol. 41, No. 1, pp. 69-82

Nakata, Y., Hyde, A.F.L., Hyodo, M., Murata, H. 1999. A probabilistic approach to sand particle crushing in the triaxial test. *Géotechnique*, Vol. 49, No. 5, pp. 567-583

Negussey, D., Islam, M.S. 1994. Uniqueness of steady state and liquefaction potential. *Can. Geotech. J.*, 31, pp. 132-139

Ni, Q., Tan, T.S., Dasari, G.R., Hight, D.W. 2004. Contribution of fines to the compressive strength of mixed soils. *Géotechnique*, 54, No. 9, pp. 561–569

Nicholson, P.G., Seed, R.B., Anwar, H.A. 1993. Elimination of membrane compliance in undrained triaxial testing. *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 30, pp. 727-738

Nocilla, A., Coop, M.R., Colleselli, F. 2006. The mechanics of an Italian silt: an example of 'transitional' behaviour. *Géotechnique*, 56, No. 4, pp. 261-271

Nougier-Lehon, C., Vincens, E., Cambou, B. 2005. Structural changes in granular materials: the case of irregular polygonal particles. *International Journal of Solids and Structures*, 42, 24-25, pp. 6356-6375

Oda, M., Nakayama, H. 1988. Introduction of inherent anisotropy of soils in the yield function. V: Satake, M., Jenkins, J.T. (ur.). *Micromechanics of Granular Materials*, Elsevier Science, Amsterdam, pp. 81-90

Oda, M., Nemat-Nasser, S., Konishi, J. 1985. Stress-induced anisotropy in granular masses. *Soils and foundations*, 25(3), pp. 85-97

Oda, M., Koishikawa, I., Higuchi, T. 1978. Experimental study of anisotropic shear strength of sand by plain strain test. *Soils and Foundations*, 18(1), pp. 25-38

Oda, M. 1972a. Initial fabrics and their relations to mechanical properties of granular material.

Soils and Foundations, 12(1), pp. 17-36

Oda, M. 1972b. The mechanism of fabric changes during compressional deformation of sand. *Soils and Foundations*, 12(2), pp. 1-18

Papadimitriou, A.G., Dafalias, Y.F., Yoshimine, M. 2005. Plasticity modeling of the effects of sample preparation method on sand response. *Soils and Foundations*, 45, No. 2, pp. 109-123

Papadimitriou, A.G., Bouckovalas, G.D. 2002. Plasticity model for sand under small and large cyclic strains: multi-axial formulation. *Soil dynamics and earthquake engineering*, 22, pp. 191-204

Pennington, D.S., Nash, D.F.T., Lings, M.L. 2001. Horizontally mounted bender elements for measuring anisotropic shear moduli in triaxial clay specimens. *Geotechnical testing journal*, 24(2), pp. 133-144

Pennington, D.S. 1999. *The anisotropic small strain stiffness of Cambridge Gault Clay*. PhD Thesis, University of Bristol, UK

Pennington D.S., Nash D.F.T., Lings M.L. 1997. Anisotropy of G_0 shear stiffness in Gault clay. *Géotechnique*, 47, No.3, pp.391-398

Pestana, J.M., Whittle, A.J. 1999. Formulation of a unified constitutive model for clays and sands. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 23(12), pp. 1215-1243

Pestana, J.M., Whittle, A.J. 1995. Compression model for cohesionless soils. *Géotechnique*, 45(4), pp. 611-631

Petkovšek, A. 2000/2001. Geološko geotehnične raziskave plaz. *Ujma*, 14-15, pp. 109-117

Pitman, T.D., Robertson, P.K., Sego, D.C. 1994. Influence of fines on the collapse of loose sands. *Can. Geotech. J.*, 31, pp. 728-739

Polito, C.P., Martin, J.R. 2001. The effects of non-plastic and plastic fines on the liquefaction of sands. *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, 127(5), pp. 408-415

Polito, C.P. 1999. *The effects of non-plastic and plastic fines on the liquefaction of sandy soils*. PhD Thesis, Virginia Polytechnic Institute

Potts, D.M., Zdravković, L. 1999. *Finite element analysis in geotechnical engineering: theory*. Thomas Telford.

Qadimi, A. 2005. *The cyclic response of a carbonate sand through critical state soil mechanics*. PhD Thesis, Imperial College, University of London

Rampello, S., Viggiani, G., Silvestri, F. 1995. Panellist discussion: The dependence of G_0 on stress state and history in cohesive soils. V: *Pre-failure Deformation of Geomaterials*, Balkema, Rotterdam, 1155-1160

Rendulić, L. 1936. Relation between void ratio and effective principal stresses for a remoulded

silty clay. Discussion, 1st ICSMFE, Harvard, pp. 48-51

Richart, F.E., Hall, J.R., Woods, R.D. 1970. *Vibration of Soils and Foundations*, International Series in Theoretical and Applied Mechanics. Prentice-Hall: Englewood Cliffs, NJ

Riemer, M.F., Seed, R.B. 1997. Factors affecting apparent position of steady-state line. *J. Geotech. Geoenviron. Eng.*, 123(3), 281-288

Rio, J.F.M.E. 2006. *Advances in laboratory geophysics using bender elements*. PhD thesis, University College, London

Roscoe, K.H., Pooroshasb, H.B. 1963. A theoretical and experimental study of strains in triaxial tests on normally consolidated clays. *Géotechnique*, 13(1), pp. 12-38

Roscoe, K.H., Schofield, A.N., Wroth, C.P. 1958. On the yielding of soils. *Géotechnique*, No. 8, pp. 22-53

Russell, A.R., Khalili, N. 2004. A bounding surface plasticity model for sands exhibiting particle crushing. *Canadian Geotechnical Journal*, 41, pp. 1179-1192

Sadek, T. 2006. *The multiaxial behaviour and elastic stiffness of Hostun sand*. PhD Thesis, University of Bristol, UK

Salgado, R., Bandini, P., Karim, A. 2000. Shear strength and stiffness of silty sand. *J. Geotech. Geoenviron. Eng.*, Vol. 126, No. 5, pp. 451-462

Sánchez Salinero, I., Roesset, J.M., Stokoe, K.H. 1986. Analytical studies of body wave propagation and attenuation. Geotechnical Engineering Report No. GR86-15, Civil Engineering Department, University of Texas at Austin

Schofield, A.N., Wroth, C.P. 1968. *Critical state soil mechanics*. McGraw-Hill

Schulteiss, P.J. 1981. Simultaneous measurement of p and s wave velocities during conventional laboratory soil testing procedures. *Marine Geotechnology*, 4(4), pp. 343-367

Seed, R.B., Cetin, K.O., Moss, R.E.S. et al. 2003. Recent advances in soil liquefaction engineering: a unified and consistent framework. 26th Annual ASCE Los Angeles Geotech Spring Sem, Keynote Pres, HMS Queen Mary, Long Beach, California

Seed, H.B., Mori, K., Chan, C.K. 1977. Influence of seismic history on liquefaction of sands. *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, ASCE, 103(4), pp. 257-269

Seed H.B., Idriss, I.M 1971. Simplified procedure for evaluating soil liquefaction potential. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*; 97(SM9), pp. 1249-1273

Shen, C.K., Vrymoed, J.L., Uyeno, C.K. 1977. The effects of fines on liquefaction of sands. V: *Proc. of the Ninth International Conference on Soil Mech. and Found. Eng.*, Tokyo, Vol. 2, pp. 381-385

Sheng, D., Sloan, S.W., Yu, H.S. 2000. Aspects of finite element implementation of critical state models. *Comput Mech*, 26, pp. 185-196

- Shipton, B.J.I., Coop, M.R., Nocilla, A. 2006. Particle breakage in transitional soils. V: Hyodo, Murata, Nakata (ur.). *Geomechanics and Geotechnics of Particulate Media*. Taylor & Francis, London, pp. 143-147
- Shirley, D.J. 1978. An improved shear wave transducer. *Journal of the Acoustical Society of America*, 63(5), pp. 1643-1645
- Shirley, D.J., Hampton, L.D. 1977. Shear wave measurements in laboratory sediments. *J Acoust Soc Am*, 63(2), pp. 607-613
- Skempton, A.W. 1943. Notes on the compressibility of clays. *Q.J. Geol. Soc.*, Vol. 100, pp. 119-135
- Skinner, A.E. 1982. The use of a rubber suction cap for triaxial testing. Internal report, Imperial College London
- Sladen, J.A., Handford, G. 1987. A potential systematic error in laboratory testing of very loose sands. *Can. Geotech. J.*, 24, pp. 462-466
- Sladen, J.A., D'Hollander, R.D., Krahn, J. 1985. The liquefaction of sands, a collapse surface approach. *Canadian Geotechnical Journal*, 22, No. 4, pp. 564-578
- Sloan, S.W., Abbo, A.J., Sheng, D. 2001. Refined explicit integration of elastoplastic models with automatic error control. *Engineering Computations*, Vol. 18, No. 1/2, pp. 121-154. MCB University Press
- Sloan, S.W. 1987. Substepping schemes for the numerical integration of elastoplastic stress-strain relations. *Int. J. for numerical methods in engineering*, Vol. 24, pp. 893-911
- Smith, G.N., Smith, I.G.N. 1998. *Elements of Soil Mechanics*. Blackwell Science
- Soong, B., Yasuhara, K., Murakami, S. 2004. Cyclic and postcyclic strength and stiffness of silty soils with initial static shear stress in direct simple shear tests. *Geotech. Test. J.*, 27(6), pp. 607-613
- Souto, A., Hartikainen, J., Ozudogru, K. 1994. Measurement of dynamic parameters of road pavement materials by the bender element and resonant column tests. *Géotechnique*, Vol. 44, No. 3, pp. 519-526
- Stallebrass, S.E., Taylor, R.N. 1997. The development and evaluation of a constitutive model for the prediction of ground movements in overconsolidated clay. *Géotechnique*, Vol.47, No.2, pp.235-254
- Sympatec 2009. Sympatec Image Analysis Sensor QICPIC (on-line). <http://www.sympatec.com/ImageAnalysis/QICPIC.html>
- Taborda, D 2009. Osebna komunikacija
- Taiebat, M., Dafalias, Y.F. 2008. SANISAND: Simple anisotropic sand plasticity model. *Int J for numerical and analytical methods in geomechanics*, 32, pp. 915-948

Tatsuoka, F., Ochi, K., Fujii, S., Okamoto, M. 1986. Cyclic undrained triaxial and torsional shear strength of sands for different sample preparation methods. *Soils and Foundations*, 26(3), pp. 23-41

Tatsuoka, F., Iwasaki, T., Yoshida, S., Fukushima, S., Sudo, H. 1979. Shear modulus and damping by drained tests on clean sand specimens reconstituted by various methods. *Soils and Foundations*, 19(1), pp. 39-54

Tavenas, F., La Rochelle, P. 1972. Accuracy of relative density measurements. *Géotechnique*, 22 (4), pp. 549-562

Thevanayagam, S., Shenthan, T., Mohan, S., Liang, J. 2002. Undrained fragility of clean sands, silty sands, and sandy silts. *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, 128(10), pp. 849-859

Thevanayagam, S. 2000. Liquefaction potential and undrained fragility of silty soils. V: Park. R. (ur.). *Proc. 12th Int. Conf. Earthquake Engineering*. Auckland, Nova Zelandija, Paper 2383, New Zealand Society of Earthquake Engineers, UpperHutt, Nova Zelandija

Thevanayagam, S., Mohan, S. 2000. Intergranular state variables and stress-strain behaviour of silty sands. *Géotechnique*, 50(1), pp. 1-23

Thevanayagam, S. 1998. Effect of fines and confining stress on undrained shear strength of silty soils. *J. Geotech. Geoenviron. Engng.*, ASCE, 124, No. 6, pp. 479-491

Thevanayagam, S., Ravishankar, K., Mohan, S. 1997. Effects of fines on monotonic undrained shear strength of sandy soils. *Geotechnical testing journal*, Vol. 20, No. 4, pp. 394-406

Tobita, Y. 1989. "Fabric tensors." V: Satake, M. (ur.). *Mechanics of granular materials*, Rep. TC-13, Rio de Janeiro, pp. 6-9

Troncoso, J.H., Verdugo, R. 1985. Silt content and dynamic behavior of tailing sands. V: *Proc. of the 11th International Conference on Soil Mech. and Foundation Eng.*, San Francisco, Vol. 3, pp. 1311-1314

Vaid, Y.P., Sivathayalan, S. 2000. Fundamental factors affecting liquefaction susceptibility of sands. *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 37, pp. 592-606

Vaid, Y.P., Thomas, J. 1995. Liquefaction and postliquefaction behavior of sand. *J. Geotech. Eng.*, 121(2), pp. 163-173

Vaid, Y.P., Uthayakumar, M., Sivathayalan, S., Robertson, P.K., Hofmann, B. 1995. Laboratory testing of Syncrude sand. V: *Proc. of the 48th Canadian Geotechnical Conference*, Vancouver, Vol. 1, pp. 223-232

Vaid, Y.P. 1994. Liquefaction of silty soils. V: *Ground failures under seismic conditions*. Geotechnical Special Publication, No. 44, pp. 1-16

Vaid, Y.P., Chung, E.K.F., Kuerbis, R.H. 1990. Stress path and steady state. *Can Geotech J*, 27, pp. 1-7

Vaid, Y.P., Negussey, D. 1988. Preparation of reconstituted sand specimens. V: Donaghe,

- R., Chaney, R., Silver, M. (ur.). *Advanced triaxial testing of soils and rock*. ASTM, Special Technical Publication STP 977, pp. 405-417
- Vaid, Y.P., Chung, E.K.F., Kuerbis, R.H. 1989. Preshearing and undrained response of sands. *Soils and Foundations*, 29(4), pp. 49-61
- Vaid, Y.P., Chern, J.C. 1985. Cyclic and monotonic undrained response of saturated sands. V: *Advances in the Art of Testing Soils under Cyclic Conditions*. ASCE, pp. 120-147
- Vasquez, A., Dobry, R. 1988. *The behaviour of undrained contractive sand and its effect on the seismic liquefaction flow failure of earth structures*. Poročilo Rensselaer Polytechnic Institute
- Vaughan, P.R. 1988. Characterising the mechanical properties of in-situ residual soils. V: *Proc. 2nd. Int. Conf. on Geomechanics in Tropical soils*. Singapore, pp. 469-487
- Ventouras, K. 2005. *Engineering behaviour of Thanet sand*. PhD Thesis, Imperial College, University of London.
- Verdugo, R., Ishihara, K. 1996. The steady state of sandy soils. *Soils and Foundations*, 36, No. 2, pp. 81-91
- Verdugo, R. 1992. Discussion on The critical state of sands. *Géotechnique*, 41, No. 3, pp. 365-381
- Verdugo, R., Ishihara, K., Daud, A., Towhata, I. 1989. Effects of aging and fine content on the undrained behaviour of sand. V: *Proc. 44th An. Conf. Japan Soc. Civ. Engrs.*, 3, pp. 484-485
- Vesić, A.S., Clough, G.W. 1968. Behaviour of granular materials under high stresses. V: *Proc. ASCE, Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 94, SM3, pp. 661-688
- Viggiani, G., Atkinson, J.H. 1995a. Interpretation of bender element tests. *Géotechnique*, 45(1), pp. 149-154
- Viggiani, G., Atkinson, J.H. 1995b. Stiffness of fine grained soil at very small strains. *Géotechnique*, Vol. 45, No. 2, pp. 249-265
- Wang, Z.L., Dafalias, Y.F., Shen, C.K. 1990. Bounding surface hypoplasticity model for sand. *Journal of Engineering Mechanics*, 116(5), pp. 983-1001
- Wood, F.M., Yamamuro, J.A., Lade, P.V. 2008. Effect of depositional method on the undrained response of silty sand. *Canadian Geotechnical Journal*, Volume 45, Number 11, pp. 1525-1537
- Wroth, C.P., Bassett, R.H. 1965. A stress-strain relationship for the shearing behaviour of a sand. *Géotechnique*, 15, No. 1, pp. 32-56
- Yamamuro, J.A., Wood, F.M. 2004. Effect of depositional method on the undrained behaviour and microstructure of sand with silt. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 24, pp. 751-760
- Yamamuro, J.A., Covert, K.M. 2001. Monotonic and cyclic liquefaction of very loose sands with high silt content. *J Geotech Geoenviron Eng*, 127(4), pp. 314-324

Yamamuro, J.A., Lade, P.V. 1999. Experiments and modeling of silty sands susceptible to static liquefaction. *Mechanics of Cohesive Frictional Materials.*, 4(6), pp. 545-564

Yamamuro, J.A., Lade, P.V. 1998. Steady-state concepts and static liquefaction of silty sands. *Jorunal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol. 124, No. 9, pp. 868-877

Yamamuro, J.A., Lade, P.V. 1997. Static liquefaction of very loose sands. *Can. Geotech. J.*, 34, pp. 905-917

Yamamuro, J.A., Lade, P.V. 1996. Drained sand behaviour in axisymmetric tests at high pressures. *Journal of Geotechnical Engineering ASCE*, 122(2), pp. 109-119

Yamashita, S., Fujiwara, T., Kawaguchi, T., Mikami, T., Nakata, Y., Shibuya, S. 2007. International parralel test on the measurement of G_{max} using bender elements. Organized by Technical Committee 29 of the ISSMGE (<http://www.jiban.or.jp/e/tc29>)

Yang, Z.X. 2005. *Investigation of fabric anisotropic effects on granular soil behaviour*. PhD Thesis, Hong Kong University of Science and Technology

Yang, S. 2004. *Characterization of the properties of sand-silt mixtures*. PhD thesis, Norwegian University of Science and Technology

Yang, J. 2002. Non-uniqueness of flow liquefaction line for loose sand. *Géotechnique*, 52, No. 10, pp. 757-760

Yin, J-H. 1999. Properties and behaviour of Hong Kong Marine Deposits with different clay contents. *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 36, pp. 1085-1095

Yoshimine, M. Archives 2005. Soil mechanics laboratory. Tokyo Metropolitan University. <http://geot.civil.metro-u.ac.jp/archives/index.html>

Yoshimine, M., Ishihara, K. 1998. Flow potential of sand during liquefaction. *Soils and Foundations*, 38, No. 3, pp. 189-198

Yoshimine, M. Archives 2005. Soil mechanics laboratory. Tokyo Metropolitan University. <http://geot.civil.metro-u.ac.jp/archives/index.html>

Yu, H.-S. 2006. *Plasticity and geotechnics*. Springer

Zeng, X., Grolewski, B. 2005. Measurement of G_{max} and Estimation of K_0 of Saturated Clay Using Bender Elements in an Oedometer. *Geotech. Test. J.*, Vol. 28, No. 3, pp. 264-274

Zeng, X.W., Ni, B.X. 1998. Application of bender elements in measuring G_{max} of sand under K_0 condition. *Geotechnical Testing Journal*, 21(3), pp. 251-263

Zlatović, S., Ishihara, K. 1997. Normalized behavior of very loose nonplastic soil: Effects of fabric. *Soils and Foundations*, 37(4), pp. 47-56

Zlatović, S., Ishihara, K. 1995. On the influence of nonplastic fines on residual strength. V: Ishihara, K. (ur.). *Earthquake Geotechnical Engineering*, Balkema, Rotterdam