

Univerza  
v Ljubljani  
Fakulteta  
*za gradbeništvo  
in geodezijo*



Jamova cesta 2  
1000 Ljubljana, Slovenija  
<http://www3.fgg.uni-lj.si/>

**DRUGG** – Digitalni repozitorij UL FGG  
<http://drugg.fgg.uni-lj.si/>

V zbirki je izvirna različica izdajatelja.

Prosimo, da se pri navajanju sklicujete na bibliografske podatke, kot je navedeno:

University  
of Ljubljana  
Faculty of  
*Civil and Geodetic  
Engineering*



Jamova cesta 2  
SI – 1000 Ljubljana, Slovenia  
<http://www3.fgg.uni-lj.si/en/>

**DRUGG** – The Digital Repository  
<http://drugg.fgg.uni-lj.si/>

This is a publisher's version PDF file.

When citing, please refer to the publisher's bibliographic information as follows:

Fabjan, T. 2015. Numerično modeliranje mehanskih lastnosti diskontinuitet v razpokani in heterogeni kamninski masi = Numerical modelling of mechanical properties of discontinuities in jointed and heterogeneous rock mass. Doktorska disertacija. Univerza v Ljubljani, Naravoslovnotehniška fakulteta: 169 str. (mentor: izr. prof. dr. Vojkan Jovičić).

<http://drugg.fgg.uni-lj.si/5196/>

Arhivirano/Archived: 09-07-2015

Univerza  
v Ljubljani

*Naravoslovnotehniška  
fakulteta*



DOKTORSKI ŠTUDIJSKI  
PROGRAM III. STOPNJE  
GRAJENO OKOLJE

Kandidatka:

**TEJA FABJAN, univ. dipl. inž. geol.**

**NUMERIČNO MODELIRANJE MEHANSKIH  
LASTNOSTI DISKONTINUITET V RAZPOKANI IN  
HETEROGENI KAMNINSKI MASI**

**Doktorska disertacija štev: 22/GO**

**NUMERICAL MODELLING OF MECHANICAL  
PROPERTIES OF DISCONTINUITIES IN JOINTED AND  
HETEROGENEOUS ROCK MASS**

**Doctoral thesis No.: 22/GO**

Soglasje k temi doktorske disertacije je dala Komisija za doktorski študij na 29. seji,  
dne 13. junija 2012.

Za mentorja je bil imenovan doc. dr. Vojkan Jovičić, UL FGG in IRGO.

Ljubljana, 22. junij 2015

Univerza  
v Ljubljani

*Naravoslovnotehniška  
fakulteta*



**Komisijo za oceno ustreznosti teme doktorske disertacije v sestavi:**

- doc. dr. Vojkan Jovičič, UL FGG in IRGO,
- znanstv. svetnik dr. Vladimir Vukadin, IRGO,
- doc. dr. Karmen Fifer Bizjak, UL NTF,
- izr. prof. dr. Janko Logar, UL FGG,
- izr. prof. dr. Marko Vrabec, UL NTF OG,

je imenoval Senat Naravoslovnotehniške fakultete na 30. redni seji, dne 19. aprila 2012.

**Poročevalce za oceno doktorske disertacije v sestavi:**

- doc. dr. Karmen Fifer Bizjak, UL NTF,
- izr. prof. dr. Janko Logar, UL FGG,
- izr. prof. dr. Marko Vrabec, UL NTF.

je imenoval Senat Naravoslovnotehniške fakultete na 17. redni seji, dne 26. marca 2015.

**Komisijo za zagovor doktorske disertacije v sestavi:**

- prof. dr. Petra Eva Forte Tavčer, dekanja UL NTF, predsednica,
- izr. prof. dr. Vojkan Jovičič, UL FGG in IRGO, mentor
- doc. dr. Karmen Fifer Bizjak, UL NTF,
- izr. prof. dr. Janko Logar, UL FGG,
- izr. prof. dr. Marko Vrabec, UL NTF.

je imenoval Senat Naravoslovnotehniške fakultete na 19. redni seji, dne 21. maja 2015.

## **STRAN ZA POPRAVKE, ERRATA**

Stran z napako

Vrstica z napako

Namesto

Naj bo

## IZJAVE

Podpisana Teja Fabjan, univ. dipl. inž. geologije, izjavljam, da sem avtorica doktorskega dela z naslovom »Numerično modeliranje mehanskih lastnosti diskontinuitet v razpokani in heterogeni kamninski masi«.

Raziskovalno delo je bilo izvedeno pod okriljem naslednjih organizacij oziroma podjetij:

- IRGO Consulting, d.o.o.,
- Inštitut za rudarstvo, geotehnologijo in okolje (IRGO),
- Javna agencija Republike Slovenije za spodbujanje podjetništva, inovativnosti, razvoja, investicij in turizma (SPIRIT Slovenija) in
- Itasca Consulting Group, Inc. oziroma Itasca Consultants AB.

Izjavljam, da je elektronska različica v vsem enaka tiskani različici.

Izjavljam, da dovoljujem objavo elektronske različice v repozitoriju UL FGG.

Ljubljana, 15. 06. 2015

Teja Fabjan

## BIBLIOGRAFSKO-DOKUMENTACIJSKA STRAN IN IZVLEČEK

**UDK:** 519.6:549:550.34.016(497.4)(043.3)  
**Avtor:** Teja Fabjan, univ. dipl. inž. geol.  
**Mentor:** izr. prof. dr. Vojkan Jovičič, univ. dipl. inž. grad.  
**Naslov:** Numerično modeliranje mehanskih lastnosti diskontinuitet v razpokani in heterogeni kamninski masi  
**Tip dokumenta:** doktorska disertacija  
**Obseg in oprema:** 248 str., 22 pregl., 214 sl., 132 en.  
**Ključne besede:** diskretna numerična metoda, Voronoijevi elementi, kamninska masa, intaktna kamnina, diskontinuitete, mikroparametri, laboratorijske preiskave, UDEC, predor Markovec

### Izvleček

Iz vidika varne, učinkovite in ekonomsko opravičljive izvedbe geotehničnega objekta, je poznavanje geomehanskih lastnosti kamninske mase ključno. Vendar zaradi aktivne geološke zgodovine, je zgradba kamninske mase pogosto zelo kompleksna in ugotavljanje njenih geomehanskih lastnosti predstavlja med geotehniki vedno znova velik izziv. Postopki za določitev geomehanskih lastnosti kamninske mase, ki se običajno uporabljajo v inženirski praksi, pogosto poenostavijo realno stanje kamninske mase, kar povzroča posplošene in tudi napačne zaključke. V zadnjem desetletju, vzporedno z razvojem računalniške tehnologije, so numerične metode pokazale velik potencial na področju obravnave problemov v mehaniki kamnin.

Doktorska disertacija izkorišča zmogljivosti numeričnih metod za določitev geomehanskih lastnosti razpokane in heterogene kamninske mase, kot je npr. fliš. V diskretnem numeričnem okolju UDEC je bila prvič uporabljena metodologija sintetične kamninske mase (SRM), kjer je obnašanje intaktnih blokov opisano z izotropno-elastičnimi Voronoijevimi elementi, obnašanje na diskontinuitetah pa s Coulombovim rezidualnim modelom razpok. Razvit je bil numerični laboratorij, ki omogoča izvajane simulacij standardnih laboratorijskih preiskav na intaktnem materialu, diskontinuitetah in SRM bloku kamninske mase. Študija parametričnih in občutljivostnih analiz v numeričnem laboratoriju je podala smernice za proces kalibracije intaktnega materiala. Izkazalo se je, da Voronoijev model solidno napove togostne in trdnostne, kot tudi kvalitativne lastnosti intaktne kamnine. Aplikacija SRM metodologije na vzorcu laboratorijskih dimenzij ter na vzorcu večmetrskih dimenzij fliša na območju predora Markovec, je podala možnost napovedi nelinearne oblike porušne ovojnice, rezidualne lastnosti in anizotropno obnašanje razpokane in heterogene kamninske mase. To je potrdilo zastavljeno tezo disertacije in podalo prednost razvite metodologije pred običajnimi postopki ugotavljanja geomehanskih lastnosti kamninske mase.

**BIBLIOGRAPHIC-DOCUMENTALISTIC INFORMATION AND ABSTRACT**

**UDC:** 519.6:549:550.34.016(497.4)(043.3)  
**Author:** Teja Fabjan, BSc of geol.  
**Supervisor:** Vojkan Jovičić, PhD  
**Title:** Numerical modelling of mechanical properties of discontinuities in jointed and heterogeneous rock mass  
**Document type:** Ph.D Thesis  
**Scope and tools:** 248 p., 22 tab., 214 fig., 132 eq.  
**Keywords:** discrete element method, Voronoi tessellation, rock mass, intact rock, discontinuities, microproperties, laboratory tests, UDEC, Markovec tunnel

**Abstract**

The sufficient knowledge of rock mass properties can ensure that excavation and construction of any geotechnical structure would be safer, time and cost effective. However, rock mass structure is often very complex, because it is a result of diverse geological evolution of a particular region. Therefore, prediction of the rock mass behaviour before the excavation, bound to be addressed with many difficulties. Many different approaches usually used in engineering practice have numerous limitations and its results can lead to incorrect decisions. Due to the rapid development of computer technology, the numerical methods and tools have shown a significant improvement for dealing with problems in rock mechanics and geotechnical engineering.

The research presented in this thesis is using the ability of numerical methods for estimation of jointed and heterogeneous rock mass properties, such as flysch. For the first time the synthetic rock mass (SRM) methodology was used in the Universal Distinct Element Code, where intact blocks were simulated by using isotropic-elastic Voronoi elements, and constitutive behaviour of discontinuities was represented by Coulomb residual joint model. The numerical laboratory was developed to simulate the standard laboratory tests on intact rocks, discontinuities and SRM rock mass block. The parametric and sensitivity analysis which was done in numerical laboratory gives guidelines to intact rock calibration procedure. It shows that Voronoi model can give a good prediction of quantitative and qualitative properties of intact rock. An application of SRM methodology on a laboratory-sized and large-scaled SRM model of flysch can predict a non-linear failure envelope, residual and anisotropic behaviour of jointed and heterogeneous rock mass. These results confirm our hypothesis that SRM methodology used in UDEC based on Voronoi model can be used as an advanced tool for predicting the mechanical behaviour of rock masses comparing to approaches commonly used in engineering practice.

## ZAHVALA

Menim, da se moram na prvem mestu zahvaliti mentorju, izr. prof. dr. Vojkanu Jovičiču, IRGO Consulting d.o.o., za koristne smernice glede doktorskega dela. Zahvala gre tudi dr. Vladimirju Vukadinu, Inštitut za rudarstvo, geotehnologijo in okolje (IRGO), za posebno strokovno sodelovanje. Inštitutu IRGO se zahvaljujem za posredovanje podatkov, ki so bili potrebni za izvedbo raziskovalnega dela.

Zahvalila bi se mednarodnem podjetju Itasca Consulting Group, Inc., dr. Zorici Radaković-Guzina in Linh Wagner, ki sta me vpeljali in vključili v IEP program (Itasca Educational Partnership Program) ter mi tako omogočili nemoteno raziskovanje. V okviru IEP programa mi je bil dodeljen IEP mentor dr. Diego Mas Ivars, Itasca Consultants AB, kateremu se zahvaljujem za pomembne usmeritve, predvsem v začetni in razvojni fazi raziskovanja. Poleg tega mi je IEP program omogočil posojilo UDEC licence ter udeležbo na izobraževalnih tečajih. Na tem mestu gre zahvala tudi Abelu Sánchez Juncalu, Itasca Consultants AB, in Fabianu Dedeckerju, Itasca Consultants, s.a.s., za nasvete pri razvoju numeričnega laboratorija.

Ob tej priliki bi se zahvalila članom doktorske komisije, doc. dr. Karmen Fifer Bizjak, izr. prof. dr. Janku Logarju in izr. prof. dr. Marku Vrabcu za koristne nasvete v ključnih fazah študija.

Raziskovalno delo je delno financirala Evropska unija, in sicer iz Evropskega socialnega sklada, katere akter je Javna agencija Republike Slovenije za spodbujanje podjetništva, inovativnosti, razvoja, investicij in turizma (SPIRIT Slovenija).

Iskreno se zahvaljujem tudi vsem ostalim, predvsem pa družini in prijateljem, ki so me podpirali na tej poti.



## KAZALO VSEBINE

STRAN ZA POPRAVKE, ERRATA .....	I
IZJAVE .....	II
BIBLIOGRAFSKO-DOKUMENTACIJSKA STRAN IN IZVLEČEK.....	III
BIBLIOGRAPHIC-DOCUMENTALISTIC INFORMATION AND ABSTRACT .....	IV
ZAHVALA.....	V
KAZALO VSEBINE .....	VI
KAZALO PREGLEDNIC.....	X
KAZALO SLIK.....	XI
LIST OF TABLES.....	XXI
LIST OF FIGURES .....	XXII
<b>1 UVOD .....</b>	<b>1</b>
1.1 Ozadje in povod za raziskavo .....	1
1.2 Namen, cilji in delovne hipoteze disertacije .....	3
<b>2 PREGLED LITERATURE IN TEORETIČNA IZHODIŠČA .....</b>	<b>5</b>
2.1 Uvod .....	5
2.2 Mehansko obnašanje intaktne kamnine.....	5
2.2.1 Uvod.....	5
2.2.2 Tlačna trdnost in togostne lastnosti intaktne kamnine.....	5
2.2.3 Vplivi na napetostno-deformacijsko krivuljo .....	10
2.2.4 Natezna trdnost.....	16
2.2.5 Razmerja med trdnostmi .....	18
2.3 Mehansko obnašanje diskontinuitet .....	19
2.3.1 Uvod.....	19
2.3.2 Geometrijske lastnosti diskontinuitet .....	19
2.3.3 Geomehanske lastnosti diskontinuitet .....	20
2.3.4 Vpliv merila.....	24
2.4 Mehansko obnašanje kamninske mase .....	25
2.4.1 Uvod.....	25
2.4.2 Geomehanske lastnosti .....	26
2.4.3 Klasifikacije kamninske mase.....	29
2.4.4 Vpliv merila in velikost intaktnih blokov na mehansko obnašanje kamninskih mas .....	34
2.5 Porušni kriteriji .....	36
2.5.1 Uvod.....	36
2.5.2 Mohr-Coulombov porušni kriterij.....	39
2.5.3 Griffithov porušni kriterij.....	41
2.5.4 Hoek-Brownov porušni kriterij.....	42
2.5.5 Bartonov kriterij .....	44
2.6 Numerično modeliranje mehanskega obnašanja kamnin in kamninskih mas .....	46
2.6.1 Uvod.....	46
2.6.2 Modeli z numeričnimi metodami kontinuuma .....	50

2.6.3	Modeli delcev .....	50
2.6.4	Modeli blokov .....	55
2.6.5	Sintetična kamninska masa .....	57
2.6.6	Hibridni modeli .....	60
<b>3</b>	<b>METODOLOGIJA RAZISKOVALNEGA DELA .....</b>	<b>63</b>
<b>3.1</b>	<b>Uvod .....</b>	<b>63</b>
<b>3.2</b>	<b>Teoretična izhodišča programskega okolja UDEC .....</b>	<b>63</b>
3.2.1	Uvod .....	63
3.2.2	Algoritem izračuna .....	64
3.2.3	Časovni korak .....	67
3.2.4	Zaznavanje novih kontaktov .....	68
3.2.5	Mehansko dušenje .....	69
3.2.6	Načini modeliranja .....	69
3.2.7	Generator Voronojjevih elementov .....	70
<b>3.3</b>	<b>Konstitutivni modeli blokov in razpok .....</b>	<b>72</b>
3.3.1	Uvod .....	72
3.3.2	Izotropno-elastični konstitutivni model .....	73
3.3.3	Mohr-Coulombov konstitutivni model .....	74
3.3.4	Coulombov zdrsni model razpok .....	76
<b>3.4</b>	<b>Komponente sintetične kamninske mase .....</b>	<b>78</b>
<b>3.5</b>	<b>Določitev geometrijskih lastnosti sistema diskontinuitet .....</b>	<b>80</b>
3.5.1	Analiza strukturnih podatkov .....	80
3.5.2	Generiranje geometrije sistema diskontinuitet .....	81
<b>3.6</b>	<b>Izračun reprezentativne velikosti intaktnih blokov .....</b>	<b>81</b>
<b>3.7</b>	<b>Določitev trdnostnih lastnosti reprezentativnemu intaktnemu bloku .....</b>	<b>83</b>
<b>3.8</b>	<b>Numerični laboratorij .....</b>	<b>84</b>
3.8.1	Uvod .....	84
3.8.2	Model Brazilske preiskave .....	85
3.8.3	Model direktne natezne preiskave .....	86
3.8.4	Model enoosne tlačne preiskave .....	88
3.8.5	Model dvoosne preiskave .....	88
3.8.6	Opombe glede merjenja deformacijskih lastnosti materiala .....	89
3.8.5	Model direktne strižne preiskave .....	90
<b>3.9</b>	<b>Faze numeričnega modeliranja po metodologiji SRM .....</b>	<b>91</b>
<b>4</b>	<b>PARAMETRIČNE IN OBČUTLJIVOSTNE ANALIZE KOMPONENT SINTETIČNE KAMNINSKE MASE .....</b>	<b>95</b>
<b>4.1</b>	<b>Uvod .....</b>	<b>95</b>
<b>4.2</b>	<b>Občutljivostne analize intaktne kamnine v modelu kontinuuma .....</b>	<b>97</b>
4.2.1	Uvod .....	97
4.2.2	Vhodni parametri .....	97
4.2.3	Hitrost obremenjevanja .....	98
4.2.4	Gostota diferenčne mreže .....	101
4.2.5	Velikost modela vzorca .....	104
4.2.6	Oblika in razmerje med dimenzijami modela vzorca .....	105
4.2.7	Formiranje razpok ob poružitvi .....	106
4.2.8	Število pritrjenih točk s predpisanimi robnimi pogoji .....	112
4.2.9	Gostota materiala .....	113
4.2.10	Youngov modul .....	115
4.2.11	Poissonov količnik .....	116
4.2.12	Kohezija .....	117
4.2.13	Strižni kot .....	119
4.2.14	Natezna trdnost .....	121
4.2.15	Kot razmikanja .....	123

4.2.16	Bočna napetost .....	124
<b>4.3</b>	<b>Občutljivostne analize intaktne kamnine v modelu z Voronoijevimi elementi</b> .....	<b>125</b>
4.3.1	Uvod.....	125
4.3.2	Vhodni parametri.....	126
4.3.3	Hitrost obremenjevanja .....	126
4.3.4	Gostota Voronoijevih elementov.....	129
4.3.5	Porazdelitev Voronoijevih elementov.....	133
4.3.6	Število iteracij.....	136
4.3.7	Gostota diferenčne mreže .....	139
4.3.8	Velikost modela vzorca .....	141
4.3.9	Oblika in razmerje med dimenzijami modela vzorca.....	143
4.3.10	Število pritrjenih točk s predpisanimi robnimi pogoji.....	144
4.3.11	Gostota materiala .....	145
4.3.12	Youngov modul Voronoijevih elementov.....	146
4.3.13	Poissonov količnik Voronoijevih elementov .....	148
4.3.14	Normalna togost Voronoijevih kontaktov .....	149
4.3.15	Strižna togost Voronoijevih kontaktov.....	152
4.3.16	Kohezija Voronoijevih kontaktov.....	155
4.3.17	Strižni kot Voronoijevih kontaktov.....	159
4.3.18	Natezna trdnost Voronoijevih kontaktov .....	163
4.3.19	Kot razmikanja Voronoijevih kontaktov .....	166
4.3.20	Bočna napetost .....	166
<b>4.4</b>	<b>Občutljivostne analize za diskontinuitete</b> .....	<b>167</b>
4.4.1	Uvod.....	167
4.4.2	Vhodni parametri.....	167
4.4.3	Hitrost drsenja .....	168
4.4.4	Gostota diferenčne mreže .....	169
4.4.5	Dolžina diskontinuitete .....	170
<b>4.5</b>	<b>Zaključek</b> .....	<b>170</b>
<b>5</b>	<b>APLIKACIJA METODOLOGIJE SINTETIČNE KAMNINSKE MASE NA FLIŠNE KAMNINE</b> .....	<b>173</b>
5.1	Uvod .....	173
5.2	Obravnavano območje in geološko-geomehanski podatki za flišne kamnine .....	174
5.3	Simulacije intaktnega materiala laboratorijskih dimenzij .....	177
5.3.1	Kalibracija mikroparametrov meljastega laporovca.....	177
5.3.2	Kalibracija mikroparametrov peščenjaka .....	180
5.4	Simulacije kamninske mase fliša na vzorcih laboratorijskih dimenzij.....	184
5.4.1	Določitev (mikro)parametrov intaktnih kamnin v modelu kamninske mase fliša .....	184
5.4.2	Določitev parametrov diskontinuitet v modelu kamninske mase fliša.....	187
5.4.3	Simulacije mehanskega obnašanja kamninske mase fliša v numeričnem laboratoriju .....	187
5.5	Aplikacija metodologije sintetične kamninske mase na primeru kamninske mase fliša iz lokacije predora Markovec .....	190
5.5.1	Uvod.....	190
5.5.2	Analiza strukturnih podatkov na območju predora Markovec.....	190
5.5.3	Izračun velikosti intaktnih blokov na območju predora Markovec.....	193
5.5.4	Geomehanske lastnosti intaktnih blokov kamninske mase in diskontinuitet	195
5.5.5	Kalibracija mikroparametrov intaktnih blokov meljastega laporovca in peščenjaka.....	198
5.5.6	SRM model fliša na območju predora Markovec .....	201
<b>5.6</b>	<b>Zaključek</b> .....	<b>209</b>

<b>6</b>	<b>RAZPRAVA IN ZAKLJUČKI .....</b>	<b>211</b>
<b>6.1</b>	<b>Uvod .....</b>	<b>211</b>
<b>6.2</b>	<b>Razprava o rezultatih parametričnih in občutljivostnih analiz .....</b>	<b>212</b>
6.2.1	Uvod .....	212
6.2.2	Hitrost obremenjevanja v modelu kontinuuma in v modelu z Voronoijevimi elementi .....	212
6.2.3	Gostota Voronoijevih elementov .....	213
6.2.4	Heterogenost Voronoijevih elementov .....	214
6.2.5	Gostota diferenčne mreže v modelu kontinuuma in v modelu z Voronoijevimi elementi .....	215
6.2.6	Oblika vzorca v modelu kontinuuma in v modelu z Voronoijevimi elementi .....	216
6.2.7	Parametri togosti v modelu kontinuuma in v modelu z Voronoijevimi elementi: Youngov modul, Poissonov količnik, normalna in strižna togost .....	217
6.2.8	Trdnostni parametri v modelu kontinuuma in v modelu z Voronoijevimi elementi: kohezija, strižni kot in natezna trdnost .....	218
6.2.9	Kot razmikanja v modelu kontinuuma in v modelu z Voronoijevimi elementi .....	220
6.2.10	Model direktne strižne preiskave .....	220
<b>6.3</b>	<b>Proces kalibracije intaktnega materiala v modelu z Voronoijevimi elementi .....</b>	<b>221</b>
6.3.1	Uvod .....	221
6.3.2	Proces kalibracije intaktnega materiala .....	221
6.3.3	Zaključki .....	223
<b>6.4</b>	<b>Uporabnost metodologije sintetične kamninske mase na primeru flišne sekvence .....</b>	<b>223</b>
6.4.1	SRM model kamninske mase fliša na vzorcih laboratorijskih dimenzij .....	223
6.4.2	SRM model kamninske mase fliša večmetrskih dimenzij na območju predora Markovec .....	224
6.4.3	Zaključki .....	226
<b>6.5</b>	<b>Primerjalna analiza Voronoijevega modela in kontinuum modela .....</b>	<b>227</b>
<b>6.6</b>	<b>Glavni zaključki in sklepi disertacije .....</b>	<b>228</b>
<b>6.7</b>	<b>Omejitve in predlogi nadaljnjih raziskav .....</b>	<b>229</b>
<b>7</b>	<b>SUMMARY .....</b>	<b>231</b>
<b>VIRI</b>	<b>.....</b>	<b>235</b>

**KAZALO PREGLEDNIC**

Preglednica 4.1. Vhodni parametri parametričnih in občutljivostnih analiz v modelu kontinuuma.....	97
Preglednica 4.2. Vhodni mikroparametri za izvedbo občutljivostnih analiz v modelih z Voronoijevimi elementi.....	126
Preglednica 4.3. Vhodni parametri za izvedbo občutljivostnih analiz modela direktne strižne preiskave.....	168
Preglednica 5.1. Število laboratorijskih preiskav za meljasti laporovec, peščenjak in fliš....	176
Preglednica 5.2. Število laboratorijskih preiskav za diskontinuitete. ....	176
Preglednica 5.3. Laboratorijski podatki meljastega laporovca ter rezultati, pridobljeni v modelu z Voronoijevimi elementi in kontinuum modelu.....	177
Preglednica 5.4. Vhodni mikroparametri meljastega laporovca, pridobljeni v procesu kalibracije. ....	178
Preglednica 5.5. Laboratorijski podatki peščenjaka ter rezultati pridobljeni v modelu z Voronoijevimi elementi in kontinuum modelu. ....	181
Preglednica 5.6. Vhodni mikroparametri za peščenjak, pridobljeni v procesu kalibracije....	182
Preglednica 5.7. Laboratorijski podatki meljastega laporovca in peščenjaka ter rezultati numeričnih analiz.....	185
Preglednica 5.8. Vhodni mikroparametri meljastega laporovca in peščenjaka pridobljeni v procesu kalibracije intaktnega materiala. ....	186
Preglednica 5.9. Vhodni parametri meljastega laporovca in peščenjaka za numerični model fliš, kjer je intaktni material generiran z modelom kontinuuma.....	186
Preglednica 5.10. Vhodni parametri lezik. ....	187
Preglednica 5.11. Primerjava laboratorijskih in simuliranih rezultatov enoosne tlačne preiskave.....	188
Preglednica 5.12. Podatki o družinah diskontinuitet. ....	193
Preglednica 5.13. Laboratorijski podatki za analizo vpliva merila. ....	196
Preglednica 5.14. Reducirane trdnosti za meljasti laporovec in peščenjak.....	197
Preglednica 5.15. Vhodni parametri družin diskontinuitet. ....	198
Preglednica 5.16. Geomehanski parametri reprezentativnega intaktnega bloka za meljasti laporovec in peščenjak. Podatki v oklepajih predstavljajo razpon kvartilov laboratorijskih preiskav. ....	199
Preglednica 5.17. Rezultati kalibracije intaktnega materiala za meljasti laporovec in peščenjak. Podatki v oklepajih predstavljajo razpon numeričnih rezultatov. ....	199
Preglednica 5.18. Vhodni mikroparametri za meljasti laporovec in peščenjak, pridobljeni v procesu kalibracije intaktnega materiala. ....	200
Preglednica 5.19. Vhodni parametri za meljasti laporovec in peščenjak v modelu kontinuuma. ....	201

## KAZALO SLIK

Slika 2.1. Glavni elementi napetostno-deformacijske krivulje enoosne tlačne preiskave (prirejeno po Martin, 1993). .....	6
Slika 2.2. Trije najpogostejši načini ugotavljanja Youngovega modula materiala v laboratoriju: (a) tangentni modul, (b) povprečni modul ter (c) sekantni modul (Santi et al., 2000). .....	7
Slika 2.3. Shematični prikaz oblike krilate razpoke v tlačnem napetostnem stanju (Wang in Mora, 2008). .....	9
Slika 2.4. Oblika napetostno-deformacijske krivulje ob različnih hitrostih obremenjevanja (prirejeno po Davis in Reynolds, 1996). .....	11
Slika 2.5. Vpliv velikosti vzorca na obliko napetostno-deformacijske krivulje pri enoosni tlačni preiskavi (prirejeno po Hudson in Harrison, 2005). .....	12
Slika 2.6. Korelacija vpliva velikosti vzorca na trdnost intaktne kamnine (Hoek in Brown, 1980). .....	12
Slika 2.7. Vpliv velikosti vzorca na raztrošenost podatkov. Ko se raztrošenost podatkov močno zmanjša, lahko to velikost vzorca privzamemo za REV (prirejeno po Hudson in Harrison, 2005). .....	13
Slika 2.8. Vpliv oblike vzorca na napetostno-deformacijsko krivuljo pri enoosni tlačni preiskavi (prirejeno po Hudson in Harrison, 2005). .....	14
Slika 2.9. Dogajanje na kontaktu med kovinsko glavo in vzorcem: (a) idealni pogoji, ko med vzorcem in kovinsko tlačno glavo ni trenja ter (b) dejanska deformacija vzorca v laboratoriju (Brady in Brown, 2006). .....	14
Slika 2.10. (a) Vpliv bočne napetosti v triosni preiskavi na napetostno-deformacijsko krivuljo z označenim prehodom iz krhkega v duktilno obnašanje (Hudson in Harrison, 2005) (b) ter vpliv pornege tlaka (podan v MPa ob krivuljah) na napetostno-deformacijsko krivuljo materiala preiskanega ob konstantni bočni napetosti (Brady in Brown, 2006). .....	15
Slika 2.11. Vpliv temperature na obliko napetostno-deformacijske krivulje (Jeager et al., 2007). .....	16
Slika 2.12. Shematični prikaz napetostnega stanja in razpoke pri (a) direktni natezni preiskavi in (b) Brazilski preiskavi (prirejeno po Price, 2009). .....	16
Slika 2.13. Tipična oblika napetostno-deformacijske krivulje materiala testiranega v Brazilski preiskavi (Erarslan in Williams, 2011). .....	17
Slika 2.14. Empirični korelaciji med direktno natezno trdnostjo in Brazilsko natezno trdnostjo, (a) ki jo je določil D. Martin ter (b) korelacija določena iz podatkov, ki so na voljo v literaturi (Li in Wong, 2012; Vallejos, 2013; Gorski et al., 2007). .....	18
Slika 2.15. Primeri oblik intaktnih blokov (Dearman, 1991). .....	19
Slika 2.16. (a) Strižna krivulja za dve normalni napetosti (b) s pripadajočima porušnima ovojnica. (c) Vpliv med normalnim ter strižnim pomikom. (d) Shematični prikaz strižne preiskave (prirejeno po Bandis et al, 1983). .....	21
Slika 2.17. Obnašanje (1, 2) hrapave in (3) ravne razpoke aproksimirane s Pattovim bilinearnim zakonom trenja ter z nelinearno krivuljo, ki ponazarja pričakovano realno obnašanje diskontinuitete (rdeča linija) (prirejeno po Price, 2009). .....	22
Slika 2.18. (a) Osni pomik intaktnega jedra kamnine (A), jedra z zaprto diskontinuiteto (B) in jedra z odprto diskontinuiteto (C). (b) Zaprtje diskontinuitete izračunano tako, da se je odštel pomik intaktne kamnine od pomika vzorca z diskontinuiteto (Goodman, 1976). .....	23

Slika 2.19. Glede na merilo opazovanja lahko zajamemo različen tip hrapavosti diskontinuitete (Bandis, 1980).....	24
Slika 2.20. Vpliv dolžine diskontinuitete na strižno trdnost (Bandis, 1980).....	25
Slika 2.21. Obremenilno-razbremenilne zanke ter določitev elastičnega $E_m$ in deformacijskega modula $D_m$ kamninske mase.....	26
Slika 2.22. Vpliv naklona diskontinuitet na trdnost kamninske mase (Chong et al., 2011). ...	27
Slika 2.23. Primeri RQD vrednosti za različno razpokanost jedra kamnine (Palmstrom, 2001). .....	29
Slika 2.24. Diagram podpornih ukrepov glede na Q klasifikacijo (Grimstad in Barton, 1993). .....	30
Slika 2.25. Tabela RMR klasifikacije (Bieniawski, 1989).....	31
Slika 2.26. Določitev podpornih ukrepov preko RMI klasifikacije (Palmstrom, 2000). ....	32
Slika 2.27. GSI klasifikacija za blokovno razpokano kamninsko maso (Hoek, 1994). ....	33
Slika 2.28. GSI klasifikacija za heterogeno kamninsko maso (Marinos, 2007). ....	33
Slika 2.29. Shematska diagrama, ki predstavljata prehod iz intaktne kamnine v močno razpokano kamninsko maso v odvisnosti od (a) merila opazovanja (Hoek in Brown, 1997) oziroma (b) velikosti geotehničnega objekta (Edelbro, 2003). .....	35
Slika 2.30. Shematični prikaz elementov za izračun volumna blokov (Kim et al., 2007). ....	36
Slika 2.31. (a) Porušna ovojnica v $\sigma_1 - \sigma_3$ diagramu in (b) pripadajoče napetostno-deformacijske krivulje (prirejeno po Diederichs, 2000 in Jeager et al., 2007). .....	37
Slika 2.32. Idealni elasto-plastični primeri: (a) idealno krhki material, (b) idealni linearno elastično-plastični material, (c) linearno elastični in utrjevanje materiala in (d) linearno elastični in mehčanje materiala (Elmo, 2006). ....	38
Slika 2.33. Porušna ovojnica v $\tau - \sigma_n$ diagramu (Barton in Choubey, 1977). ....	39
Slika 2.34. (a) Mohr-Coulombov kriterij v $\tau - \sigma_n$ diagramu ter (b) pričakovan naklon nastanka porušne ravnine (povzeto po Brady in Brown, 2006). ....	40
Slika 2.35. Piramidna oblika porušne ploskve v prostoru glavnih napetosti v skladu z Mohr-Coulombovim porušnim kriterijem.....	40
Slika 2.36. Primerjava porušnih ovojnic nelinearnega Hoek-Brownovega kriterija in linearnega Mohr-Coulombovega kriterija (povzeto po Eberhardt, 2012). ...	42
Slika 2.37. Razpon strižne trdnosti diskontinuitet preiskovane na 136 vzorcih na 8 različnih litologijah (Barton in Choubey, 1977). ....	44
Slika 2.38. Diagram za alternativno določitev JRC koeficienta (Barton in Bandis, 1982). ....	46
Slika 2.39. Shematični prikaz različnih principov numeričnega modeliranja izkopa v kamninski masi: (a) princip kontinuuma, (b) princip diskontinuuma ter (c) združitvev obeh v hibridni numerični model (prirejeno po Jing, 2003). ....	47
Slika 2.40. (a) Naravno razpokana kamninska masa ter njena predstavitev v modelih numeričnih metod z (b) MKE ali diferenčno metodo, (c) metodo robnih elementov in (d) DEM (Jing, 2003). ....	48
Slika 2.41. Stopnja razpokanosti kamninske mase (Elmo, 2006). ....	49
Slika 2.42. Simulacija enoosne tlačne preiskave: (a) napetostno-deformacijska krivulja in (b) porušitev vzorca (Tang et al., 2000).....	50
Slika 2.43. (a) Shematski prikaz paralelne vezi z normalno in strižno togostjo ter (b) njeno konstitutivno obnašanje (Cho et al., 2007; Lisjak in Grasselli, 2014). ....	51

Slika 2.44. Postopek generiranja materiala po principih BPM modela (Potyondy in Cundall, 2004).....	52
Slika 2.45. (a) Logika gručenja delcev, kjer črne pike predstavljajo vezi med delci, bele pike pa vezi med gručami (Potyondy in Cundall, 2004) ter (b) logika združevanja delcev (Yoon et al., 2012).....	53
Slika 2.46. Generiranje GBM modela (Potyondy, 2010).....	54
Slika 2.47. Umeščanje SJM po principih GBM modela (Potyondy, 2010).....	54
Slika 2.48. Generiranje FJM modela (Potyondy, 2012).....	55
Slika 2.49. Primerjava strukture (b) modela delcev in (c) blokov z (a) realno strukturo v kamninah (Martin, 2014).....	56
Slika 2.50. (a) Model blokov z Delaunay trikotniki in (b) njegova porušitev v modelu enoosne tlačne preiskave (Kazerani et al., 2012).....	57
Slika 2.51. Komponente sintetične kamninske mase: (a) BPM model, (b) DFN model in (c) SRM model (Mas Ivars et al., 2011; Pierce et al., 2009).....	57
Slika 2.52. Gibanje delcev pri (a) standardnem kontaktu in (b) SJM modelu (Mas Ivars, 2010).....	58
Slika 2.53. Razvoj diskontinuitet ob različnih stopnjah obremenjevanja (od P1 od P5) za steber širine 2,8 m (Pine et al., 2006).....	60
Slika 3.1. Osnovni pojmi modela v programskem okolju UDEC.....	64
Slika 3.2. Shematični prikaz enega časovnega koraka za metodo diskretnih elementov (Itasca, 2014).....	65
Slika 3.3. Shematični prikaz metode celičnega zaznavanja kontaktov (Itasca, 2014).....	68
Slika 3.4. Shematični prikaz generiranja Voronoijevega mozaika v programskem okolju UDEC: (a) naključna porazdelitev točk, (b) generiranje Delaunayjevih trikotnikov, (c) generiranje Voronoijevih poligonalnih elementov in (d) Voronoijevega mozaik v modelu.....	71
Slika 3.5. Shematični prikaz dolžine Voronoijevih poligonov, ki so diskretizirani z diferenčno mrežo trikotnih elementov.....	72
Slika 3.6. Mohr-Coulombov model v ravninskem napetostnem stanju (Itasca, 2014).....	75
Slika 3.7. Shematični prikaz porušitve mikro kontaktov (Kazerani in Zhao, 2010; Lisjak in Grasselli, 2014).....	77
Slika 3.8. Konstitutivnega obnašanje diskontinuitete s strižno krivuljo in potekom kota razmikanja (Itasca, 2014).....	77
Slika 3.9. Komponente sintetične kamninske mase v UDEC okolju.....	78
Slika 3.10. Komponente numeričnega modela kontinuuma.....	79
Slika 3.11. (a) Prikaz projekcije strukturnih podatkov na stereografsko mrežo (Hoek et al., 1993) in (b) Schmidtova mreža.....	80
Slika 3.12. Shematični prikaz dveh načinov izračuna intaktnega bloka.....	82
Slika 3.13. Porazdelitev površine blokov dveh sistemov razpok preko opazovalnega okna (Hudson in Harrison, 2005).....	83
Slika 3.14. Primerjava velikosti intaktnih blokov (sivi pravokotniki) kamninske mase z dimenzijami vzorcev laboratorijskih preiskav (zeleni pravokotniki). Zelene linije predstavljajo razpoke v kamninski masi.....	84
Slika 3.15. Geometrija in robni pogoji modela Brazilske preiskave. Črka »F« označuje mesta pritrditev, črka »V« pa smer hitrosti obremenjevanja.....	86



Slika 3.16. Geometrija in robni pogoji modela direktne natezne preiskave. Črka »F« označuje mesta pritrditev, črka »V« pa smer hitrosti obremenjevanja. Števila na vzorcu pomenijo mesta beleženja pomikov in lokacij vozlišč.....	87
Slika 3.17. Geometrija in robni pogoji modela enoosne tlačne preiskave. Črka »F« označuje mesta pritrditev, črka »V« pa smer hitrosti obremenjevanja. Števila na vzorcu pomenijo mesta beleženja pomikov in lokacij vozlišč.....	88
Slika 3.18. Geometrija in robni pogoji modela dvoosne preiskave. Črka »F« označuje mesta pritrditev, črka »V« označuje smer hitrosti obremenjevanja, črka »S« pa mesta bočne napetosti. Števila na vzorcu pomenijo mesta beleženja pomikov in lokacij vozlišč.....	89
Slika 3.19. Merjenje togosti intaktnega vzorca z (a) enoosno tlačno preiskavo in s (b) preiskavo statičnih elastičnih lastnosti kamnin. ....	90
Slika 3.20. Geometrija in robni pogoji modela direktne strižne preiskave. Črka »F« označuje mesta pritrditev, črka »V« označuje smer hitrosti obremenjevanja, črka »S« pa mesta predpisane normalne napetosti. ....	90
Slika 3.21. Metodologija sintetične kamninske mase v programskem okolju UDEC. ....	93
Slika 4.1. Diagram in izračun normalizirane trdnosti.....	96
Slika 4.2. Napetostno-deformacijske krivulje izvedene z različno hitrostjo obremenjevanja v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. ....	99
Slika 4.3. Vpliv hitrosti obremenjevanja oziroma deformacijskega koraka na normalizirano trdnosti v modelih (a), direktne natezne preiskave, enoosne tlačne preiskave, dvoosne preiskave ter (b) Brazilske preiskave.....	100
Slika 4.4. Število časovnih korakov potrebnih za porušitev vzorca ob izbrani hitrosti obremenjevanja.....	100
Slika 4.5. Vpliv (a) Youngovega modula ter (b) Poissonovega količnika na hitrosti obremenjevanja.....	101
Slika 4.6. Vpliv gostote diferenčne mreže na natezno trdnost materialov v (a) linearnem in (b) logaritmskem merilu za štiri različne dimenzije vzorcev pri modelu Brazilske preiskave.....	101
Slika 4.7. Vpliv razmerja $d:de$ na Brazilsko trdnost modeliranega materiala za štiri različne dimenzije vzorcev. ....	102
Slika 4.8. Vpliv (a) velikosti trikotnih elementov diferenčne mreže oziroma (b) razmerja $d:de$ na število časovnih korakov, potrebnih za porušitev modela vzorca za štiri različne dimenzije vzorcev pri modelu Brazilske preiskave. ....	102
Slika 4.9. Vpliv gostote diferenčne mreže (spodaj) na formiranje glavne porušne razpoke (plastične točke, zgoraj). Velikost trikotnih elementov za premer vzorca 2,5 m je (a) 0,75 m, (b) 0,3 m, (c) 0,1 m in (d) 0,05 m. Vijolični znaki označujejo plastične točke natezne porušitve. Rdeči oziroma zeleni znaki pa označujejo plastične točke strižne porušitve v tem trenutku oziroma v predhodnih časovnih korakih.....	103
Slika 4.10. Vpliv velikosti stranice trikotnega elementa na normalizirano trdnost (levo) oziroma Youngov modul (desno) pri modelih direktne natezne preiskave, enoosne tlačne preiskave in dvoosne preiskave.....	104
Slika 4.11. Vpliv (a) velikosti vzorca ter (b) razmerja $d:de$ na Brazilsko trdnost materiala. .	105
Slika 4.12. Vpliv razmerja stranic $h:d$ na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) direktne natezne preiskave, (b) enoosne tlačne preiskave in (c) dvoosne preiskave.....	105

Slika 4.13. Vpliv razmerja stranic $h:d$ na horizontalno napetost $\sigma_{xx}$ , merjeno v sredini vzorca. ....	106
Slika 4.14. Formiranje plastičnih točk ob izbrani hitrosti obremenjevanja v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. Modeli v zgornji vrsti so bili obremenjeni s hitrostjo 0,1 m/s, na sredini s hitrostjo 0,01 m/s, v spodnji vrsti pa s hitrostjo 0,001 m/s. Vijolični znaki označujejo plastične točke natezne porušitve. Rdeči oziroma zeleni znaki pa označujejo plastične točke strižne porušitve v tem trenutku oziroma v predhodnih časovnih korakih. ....	107
Slika 4.15. Formiranje plastičnih točk v različnih fazah modela Brazilske preiskave. (a) Prva faza predstavlja razvoj plastičnih točk ob 50 % deležu porušne trdnosti, (b) druga faza ob 90 % deležu porušne trdnosti, (c) tretja faza pa po poružitvi materiala. Vijolični znaki označujejo plastične točke natezne porušitve. Rdeči oziroma zeleni znaki označujejo plastične točke strižne porušitve v tem trenutku oziroma v predhodnih časovnih korakih. ....	108
Slika 4.16. Horizontalna napetost $\sigma_{xx}$ (MPa) v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. ....	109
Slika 4.17. Vertikalna napetost $\sigma_{yy}$ (MPa) v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. ....	110
Slika 4.18. Horizontalna deformacija $\epsilon_{xx}$ ( ) v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. ....	111
Slika 4.19. Vertikalna deformacija $\epsilon_{yy}$ ( ) v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. ....	112
Slika 4.20. Vpliv (a) števila stranic oziroma (b) števila pritrjenih točk na Brazilsko natezno trdnost. ....	113
Slika 4.21. Izris Mohrovih krogov Brazilske preiskave za ustrezno število pritrjenih točk (številka ob krogu) za gostoto diferenčne mreže $d:de = 25$ ob poružitvi modela vzorca. ....	113
Slika 4.22. Vpliv gostote materiala na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. ....	114
Slika 4.23. Vpliv gostote materiala na (a) normalizirano porušno trdnost ter na (b) število časovnih korakov potrebnih za porušitev modela vzorca. ....	115
Slika 4.24. Vpliv Youngovega modula na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. ....	116
Slika 4.25. Vpliv Poissonovega količnika na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. ....	117
Slika 4.26. Vpliv kohezije na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. ....	118
Slika 4.27. Vpliv kohezije na porušno trdnost modelov vzorcev pri vseh modelih preiskav. ....	118
Slika 4.28. Shematični prikaz Mohrovih krogov Brazilske in direktne natezne preiskave pri: (a) (absolutno) visoki natezni trdnosti in (b) visoki koheziji. ....	119

Slika 4.29. Vpliv strižnega kota na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. ....	120
Slika 4.30. Vpliv strižnega kota na porušno trdnost modelov vzorcev pri vseh numeričnih preiskavah. ....	120
Slika 4.31. Shematični prikaz Mohrovih krogov Brazilske in direktne natezne preiskave pri visokih strižnih kotih. ....	121
Slika 4.32. Vpliv natezne trdnosti na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. ....	122
Slika 4.33. Vpliv natezne trdnosti na porušno trdnost vzorcev pri vseh modelih preiskav. ...	123
Slika 4.34. Vpliv kota razmikanja materiala na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. ....	124
Slika 4.35. (a) Vpliv bočne napetosti na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelu dvoosne preiskave ter (b) porušna ovojnica modeliranega materiala v ravninskem napetostnem stanju. ....	125
Slika 4.36. Napetostno-deformacijske krivulje izvedene ob različnih hitrostih obremenjevanja v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. ....	127
Slika 4.37. Vpliv hitrosti obremenjevanja na način porušitve modela vzorca v modelu direktne natezne preiskave. Števila pod slikami pomenijo hitrosti obremenjevanja v m/s. ....	128
Slika 4.38. Vpliv hitrosti obremenjevanja / deformacijskega koraka na (a) trdnost materiala ter na (b) število časovnih korakov potrebnih za porušitev vzorca ob izbrani hitrosti obremenjevanja. ....	128
Slika 4.39. Vpliv hitrosti obremenjevanja na (a) povprečni togostni modul ter (b) Poissonov količnik modela vzorca. ....	129
Slika 4.40. Vpliv gostote Voronoijevih elementov na število časovnih korakov potrebnih za porušitev modela vzorca. ....	130
Slika 4.41. Vpliv gostote Voronoijevih elementov na (a) normalizirano porušno trdnost in (b) relativno standardno deviacijo (RSD). ....	130
Slika 4.42. Napetostno-deformacijske krivulje izvedene ob različnih gostotah Voronoijevih elementov v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. Primeri krivulj so prikazani za izbrano porazdelitveno število, in sicer 555 za Brazilsko preiskavo ter 777 za ostale tri preiskave. ....	131
Slika 4.43. Vpliv gostote Voronoijevih elementov na način porušitve modela vzorca v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. Številke pod slikami pomenijo gostoto Voronoijevih elementov. Primeri porušitev so prikazani za izbrano porazdelitveno število, in sicer 555 za Brazilsko preiskavo ter 777 za ostale tri preiskave. ....	132
Slika 4.44. Vpliv gostote Voronoijevih elementov na (a) povprečni togostni modul in (b) Poissonov količnik modela vzorca. ....	133
Slika 4.45. Napetostno-deformacijske krivulje izvedene s poljubnim porazdelitvenim številom v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. ....	134

Slika 4.46. Vpliv porazdelitvenega števila na način porušitve modela vzorca v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. Števila pod slikami pomenijo porazdelitveno število (ang. <i>seed number</i> ). .....	135
Slika 4.47. Napetostno-deformacijske krivulje izvedene z različnim številom iteracij v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. Predstavljene napetostno-deformacijske krivulje ustrezajo porazdelitvenemu številu 222. ....	136
Slika 4.48. Vpliv števila iteracij na normalizirano porušno trdnost modela vzorca.....	137
Slika 4.49. Vpliv števila iteracij na način porušitve modela vzorca v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. Števila pod slikami pomenijo porazdelitveno število. ....	138
Slika 4.50. Napetostno-deformacijske krivulje izvedene ob različnih gostotah diferenčne mreže v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.....	139
Slika 4.51. Vpliv gostote diferenčne mreže na (a) normalizirano trdnost in (b) število časovnih korakov do porušitve vzorca. ....	140
Slika 4.52. Vpliv velikosti vzorca na trdnostmodeliranega materiala (levo) in na deformacijski koraka (desno) v modelih (a, b) Brazilske preiskave, (c, d) direktne natezne preiskave, (e, f) enoosne tlačne preiskave in (g, h) dvoosne preiskave. ..	142
Slika 4.53. Vpliv razmerja stranic $h:d$ na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) direktne natezne preiskave (b) enoosne tlačne preiskave in (c) dvoosne preiskave.....	143
Slika 4.54. Vpliv razmerja stranic $h:d$ na trdnost modeliranega materiala. ....	143
Slika 4.55. Vpliv (a) števila stranic oziroma (b) števila pritrjenih točk na Brazilsko natezno trdnost. ....	144
Slika 4.56. Vpliv števila stranic (segmentov) na obliko napetostno-deformacijske krivulje. .	144
Slika 4.57. Vpliv gostote materiala na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. ....	145
Slika 4.58. Vpliv gostote materiala na (a) normalizirano porušno trdnost ter na (b) število časovnih korakov potrebnih za porušitev vzorca.....	146
Slika 4.59. Vpliv Youngovega modula na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. ....	146
Slika 4.60. Vpliv Youngovega modula Voronoijevih elementov na porušno trdnost modela vzorca.....	147
Slika 4.61. Vpliv vhodnega Youngovega modula na (a) povprečni togostni modul in (b) Poissonov količnik modela vzorca. ....	147
Slika 4.62. Vpliv Poissonovega količnika na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. ....	148
Slika 4.63. Vpliv Poissonovega količnika na nastanek razpoke ob porušitvi vzorca. ....	149
Slika 4.64. Vpliv normalne togosti Voronoijevih kontaktov na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.....	150
Slika 4.65. Vpliv normalne togosti Voronoijevih kontaktov oziroma razmerja togosti $knks$ na porušno trdnost vzorcev. ....	151

Slika 4.66. Vpliv normalne togosti Voronoijevih kontaktov oziroma razmerja togosti $knks$ na (a) povprečni togostni modul in (b) Poissonov količnik modela vzorca.....	151
Slika 4.67. Vpliv strižne togosti Voronoijevih kontaktov na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. ....	153
Slika 4.68. Vpliv strižne togosti Voronoijevih kontaktov oziroma razmerja togosti $kskn$ na porušno trdnost.....	154
Slika 4.69. Vpliv strižne togosti Voronoijevih kontaktov oziroma razmerja togosti $kskn$ na (a) povprečni togostni modul in (b) Poissonov količnik modela vzorca. ....	154
Slika 4.70. Vpliv kohezije Voronoijevih kontaktov na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. ....	156
Slika 4.71. Vpliv kohezije Voronoijevih kontaktov na porušno trdnost modelov vzorcev. ....	157
Slika 4.72. Vpliv kohezije Voronoijevih kontaktov na način porušitve vzorca v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. Števila pod slikami pomenijo kohezijo v MPa. ....	158
Slika 4.73. Vpliv strižnega kota Voronoijevih kontaktov na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.....	160
Slika 4.74. Vpliv strižnega kota Voronoijevih kontaktov na porušno trdnost modelov vzorcev pri vseh preiskavah.....	160
Slika 4.75. Vpliv strižnega kota Voronoijevih kontaktov na način porušitve vzorca v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. Števila pod slikami pomenijo strižni kot v stopinjah. ....	162
Slika 4.76. Vpliv vhodne natezne trdnosti Voronoijevih kontaktov na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. ....	163
Slika 4.77. Vpliv vhodne natezne trdnosti Voronoijevih kontaktov na porušno trdnost modelov vzorcev.....	164
Slika 4.78. Vpliv natezne trdnosti Voronoijevih kontaktov na način porušitve vzorca v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. Števila pod slikami pomenijo vhodno vrednost natezne trdnosti v MPa. ....	165
Slika 4.79. Vpliv kota razmikanja Voronoijevih kontaktov na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.....	166
Slika 4.80. (a) Vpliv bočne napetosti na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelu dvoosne preiskave (b) ter porušna ovojnica UDEC modela (črne točke) v ravninskem napetostnem stanju aproksimirana z Mohr-Coulombovim (MC) in s Hoek-Brownovim (HB) porušnim kriterijem.....	167
Slika 4.81. (a) Vpliv hitrosti drsenja na krivuljo strižne trdnosti. (b) Vpliv hitrosti drsenja oziroma deformacijskega koraka na strižno trdnost. (c) Vpliv hitrosti drsenja na čas opravljene analize. ....	169
Slika 4.82. Vpliv velikosti diferenčnega elementa $de$ na (a) krivuljo strižne trdnosti ter (b) strižno trdnost diskontinuitete. ....	169

Slika 4.83. Vpliv dolžine razpoke na (a) krivuljo strižne trdnosti in (b) na vrhunsko in rezidualno strižno trdnost razpoke. ....	170
Slika 5.1. Gološka karta obravnavanega območja (Bavec et al., 2013). ....	174
Slika 5.2. Lokacije geotehničnih objektov. ....	175
Slika 5.3. Napetostno-deformacijske krivulje simulacij (a) enoosne tlačne preiskave, (b) Brazilske preiskave in (c) direktne natezne preiskave. ....	179
Slika 5.4. Vzorec po poružitvi v enoosni tlačni preiskavi: (a) v laboratoriju, (b) v modelu z Voronojjevimi elementi in (c) v modelu kontinuuma. ....	180
Slika 5.5. Simuliran vzorec po poružitvi v modelu (a, b) Brazilske preiskave in (c, d) direktne natezne preiskave v modelu kontinuuma (a, c) ter v modelu z Voronojjevimi elementi (b, d). ....	180
Slika 5.6. Simulacija (a) enoosne in dvoosne preiskave, (b) Brazilske preiskave in (c) direktne natezne preiskave z modelom kontinuuma (MC) ter z modelom z Voronojjevimi elementi (VOR). ....	182
Slika 5.7. Vzorec po izvedbi Brazilske preiskave (a), direktne natezne preiskave (b), enoosne tlačne preiskave (c) in dvoosne preiskave (d) v laboratoriju (1), v modelu z Voronojjevimi elementi (2) ter v modelu kontinuuma (3). ....	183
Slika 5.8. Prileganje Mohr-Coulombove (MC) in Hoek-Brownove (HB) porušne ovojnice na laboratorijske (črni krožci) in simulirane podatke z modelom kontinuuma (modri križci) in Voronojjevimi elementi (rdeči križci). ....	184
Slika 5.9. Primerjava napetostno-deformacijskih krivulj enoosne tlačne preiskave za laboratorijski vzorec (črna linija), za z numeričnimi vzorci desetih poljubnih porazdelitvenih števil (roza linija) ter numerični vzorec simuliran z modelom kontinuuma. ....	188
Slika 5.10. Neporušeni in porušeni vzorci fliša, testirani v enoosni tlačni preiskavi (prva kolona in druga kolona), s SRM modelom fliša z Voronojjevimi elementi (za tri poljubna porazdelitvena števila) in z numeričnim modelom fliša z modelom kontinuuma (zadnja kolona). Siva barva označuje plasti peščenjaka, rdeča pa plasti meljastega laporovca. ....	189
Slika 5.11. Trasa predora Markovec (roza linija) z označenimi odsekom obdelave (svetlo morder pravokotnik). ....	191
Slika 5.12. Tipična geološka zgradba fliša na analiziranem odseku predora: (a) fotografija izkopa in (b) inženirsko-geološki popis čela predora. ....	191
Slika 5.13. Vizualizacija strukturnih podatkov: (a) diagram vpadov, (b) diagram polov, (c) rozetni diagrami ter (d) interpretirane družine diskontinuitet. ....	192
Slika 5.14. Primer velikosti 5 x 5 m velikega modela za izračun intaktnih blokov. Sliki prikazujeta tipično geometrijo diskontinuitet (a) v meljastem laporovcu in (b) v peščenjaku. ....	194
Slika 5.15. Vpliv velikosti modela na povprečno velikost intaktnih blokov. ....	194
Slika 5.16. Porazdelitev površine intaktnih blokov za (a) meljasti laporovec in (b) peščenjak. ....	195
Slika 5.17. Porazdelitev in kumulativna krivulja velikost intaktnih blokov za (a) meljasti laporovec in (b) peščenjak. ....	195
Slika 5.18. Korelacija med velikostjo vzorca in (a) Brazilsko trdnostjo oziroma (b) enoosno tlačno trdnostjo za meljasti laporovec in peščenjak. ....	196
Slika 5.19. Reprezentativna geološka zgradba obravnavanega odseka predora Markovec, SRM vzorci različnih dimenzij (v m enotah) ter profil predorske cevi za primerjavo. ....	202

---

Slika 5.20. Vpliv velikosti SRM modela na nastanek prve mikrorazpoke in na enoosno tlačno trdnost. ....	203
Slika 5.21. SRM modeli fliša različnih dimenzij (navedene pod vsakim modelom v m enotah). Siva barva označuje plasti meljastega laporoveca, rdeča pa peščenjak. .	203
Slika 5.22. Porušeni SRM vzorci po enoosni tlačni preiskavi pri ustreznem kotu rotacije vzorca (navedena pod vsakim modelom). Tanka plast v modelu je peščenjak, ostalo meljasti laporovec.....	204
Slika 5.23. Vpliv kota rotacije vzorca na enoosno tlačno trdnost SRM modela predstavljena (a) v razpršenem diagramu in (b) polarnem diagramu. ....	205
Slika 5.24. Porušne ovojnice SRM modela fliša v napetostnem prostoru $\sigma_1 - \sigma_3$ za izbrane kote rotacije vzorca: (a) $0^\circ$ , (b) $45^\circ$ , (c) $90^\circ$ in (d) $135^\circ$ .....	207
Slika 5.25. Porušne ovojnice SRM modela fliša v napetostnem prostoru $\sigma_1 - \sigma_3$ (a) za Voronoijev model in (b) za kontinuum model za izbrane kote rotacije vzorca ( $0^\circ$ , $45^\circ$ , $90^\circ$ in $135^\circ$ ).....	207
Slika 5.26. Porušne ovojnice SRM modela fliša v $\tau - \sigma$ diagramu za izbrane kote rotacije vzorca: (a) $0^\circ$ , (b) $45^\circ$ , (c) $90^\circ$ in (d) $135^\circ$ .....	208
Slika 5.27. Porušne ovojnice SRM modela fliša v $\tau - \sigma$ diagramu (a) za Voronoijev model in (b) za kontinuum model za izbrane kote rotacije vzorca ( $0^\circ$ , $45^\circ$ , $90^\circ$ in $135^\circ$ ). .....	208

## LIST OF TABLES

Table 4.1. Input properties used in parametric sensitivity analysis in continuum model.....	97
Table 4.2. Input properties used in parametric sensitivity analysis in Voronoi model.....	126
Table 4.3. Input properties used in parametric sensitivity analysis of direct shear test model. .....	168
Table 5.1. Counts of laboratory test data for silty marl, sandstone and flysch. ....	176
Table 5.2. Counts of laboratory test data for discontinuities. ....	176
Table 5.3. Laboratory data and results of numerical laboratory tests for Voronoi and continuum model. ....	177
Table 5.4. Microproperties of a silty marl used for calibration procedure. ....	178
Table 5.5. Laboratory data and results of numerical laboratory tests for Voronoi and continuum model. ....	181
Table 5.6. Microproperties of a sandstone used in calibration procedure. ....	182
Table 5.7. Laboratory data and results of numerical laboratory tests for silty marl and sandstone.....	185
Table 5.8. Input microproperties for silty marl and sandstone used in calibration procedure. .....	186
Table 5.9. Input properties for silty marl and sandstone for numerical model of flysch, where intact material is generated with continuum model.....	186
Table 5.10. Input properties for bedding planes. ....	187
Table 5.11. Comparison of laboratory and simulated results of uniaxial compressive test. ....	188
Table 5.12. Joint sets data. ....	193
Table 5.13. Laboratory data for scale effect analysis. ....	196
Table 5.14. Strength reduction for silty marl and sandstone.....	197
Table 5.15. Input properties for sets of discontinuities.....	198
Table 5.16. Geomechanical properties of representative intact block for silty marl and sandstone. Values in brackets represents range of quartiles. ....	199
Table 5.17. Results of calibration procedure for silty marl and sandstone. Values in brackets represents range of numerical results.....	199
Table 5.18. Microproperties of silty marl and sandstone used in calibration procedure. ....	200
Table 5.19. Input properties for silty marl and sandstone in continuum model. ....	201



**LIST OF FIGURES**

Figure 2.1. Fundamental components of uniaxial compressive stress-strain curve (after Martin, 1993). .....	6
Figure 2.2. Thee the most commonly used methods for estimation of Young's modulus from laboratory experiments: (a) tangent modulus, (b) average slope modulus and (c) secant modulus (Santi et al., 2000).....	7
Figure 2.3. Developing wing crack in compressive stress state (Wang in Mora, 2008).....	9
Figure 2.4. Shape of stress-strain curves at different strain rates (after Davis and Reynolds, 1996). .....	11
Figure 2.5. The size effect in the uniaxial complete stress-strain curve (after Hudson in Harrison, 2005). .....	12
Figure 2.6. Influence of specimen size on the strength of intact rock (Hoek and Brown, 1980). .....	12
Figure 2.7. Variability in measured values with respect to sample volume, illustrating the REV (after Hudson and Harrison, 2005). .....	13
Figure 2.8. Shape effect in uniaxial compressive test (after Hudson and Harrison, 2005). ...	14
Figure 2.9. Influence of end restraint on stresses and displacements induced in a uniaxial compression test: (a) desired uniform deformation of the sample and (b) deformation with complete radial restraint at the sample platen contact (Brady and Brown, 2006). .....	14
Figure 2.10. (a) The effect of confining pressure in the triaxial test and the brittle-ductile transition (Hudson and Harrison, 2005), and (b) effect of pore pressure (given in MPa by the numbers on the curves) on the stress strain behaviour tested on a constant confining pressure (Brady and Brown, 2006). .....	15
Figure 2.11. Stress-strain curves at various temperatures (Jeager et al., 2007). .....	16
Figure 2.12. Stress state and failure occurred in (a) direct tensile test and (b) Brazilian test (after Price, 2009). .....	16
Figure 2.13. Common stress-strain curve of a sample tested in Brazilian test (Erarslan and Williams, 2011). .....	17
Figure 2.14. Empirical correlation between direct tensile strength and Brazilian strength (a) developed after D. Martin and (b) developed from data collected from literature (Li and Wong, 2012; Vallejos, 2013; Gorski et al., 2007). .....	18
Figure 2.15. Examples of intact block shapes or the jointing pattern (Dearman, 1991). .....	19
Figure 2.16. (a) Stress-displacement curves of rock joint for increasing normal stress with (b) corresponding failure envelopes, and (c) including the relationship between normal and shear displacement. (d) Presentation of shear box (after Bandis et al, 1983). .....	21
Figure 2.17. The behaviour of (1, 2) rough and (3) smooth discontinuities fitted to Patton's bilinear law of friction and suspected real non-linear behaviour (red line) (after Price, 2009). .....	22
Figure 2.18. (a) Axial displacement of intact core (A), core with mated joint (B), and core with unmated joint (C). (b) Joint closure, computed by subtracting displacement for intact specimen from displacement of jointed specimen. (Goodman, 1976). .....	23
Figure 2.19. Different scales of discontinuity characterize different type of roughness (Bandis, 1980). .....	24
Figure 2.20. Influence of scale on discontinuity shear strength (Bandis, 1980). .....	25

Figure 2.21. Initial loading-unloading cycles and determination of modulus of elasticity $E_m$ and modulus of deformation $D_m$ of rock mass.....	26
Figure 2.22. Effect of a discontinuity on strength of rock mass (Chong et al., 2011). .....	27
Figure 2.23. Examples of RQD values for various joint densities along drill cores (Palmstrom, 2001).....	29
Figure 2.24. The Q support chart (Grimstad and Barton, 1993). .....	30
Figure 2.25. RMR chart (Bieniawski, 1989).....	31
Figure 2.26. Support chart based on RMI classification (Palmstrom, 2000).....	32
Figure 2.27. GSI chart for blocky rock mas (Hoek,1994).....	33
Figure 2.28. GSI chart for heterogeneous rock mas (Marinos, 2007).....	33
Figure 2.29. Idealized diagrams showing the transition from intact rock to a heavily jointed rock mass with increasing (a) sample size (Hoek and Brown, 1997) or (b) size of geotechnical object (Edelbro, 2003). .....	35
Figure 2.30. Illustration of rock block volumes (Kim et al., 2007).....	36
Figure 2.31. (a) Failure envelope in $\sigma_1 - \sigma_3$ space and (b) corresponding stress-strain curves (after Diederichs, 2000 and Jeager et al., 2007).....	37
Figure 2.32. Examples of ideal elasto-plastic behaviour: (a) ideal brittle material, (b) ideal linear elasto-plastic material, (c) linear elastic material with strain hardening and (d) linear elastic material with strain softening (Elmo, 2006). .....	38
Figure 2.33. Failure envelope in $\tau - \sigma_n$ space (Barton in Choubey, 1977). .....	39
Figure 2.34. (a) Mohr-Coulomb criterion in $\tau - \sigma_n$ diagram and (b) shear failure on plane (after Brady and Brown, 2006).....	40
Figure 2.35. Pyramidal failure surface in principal stress space based on Mohr-Coulomb failure criterion.....	40
Figure 2.36. Comparison of the non-linear Hoek-Brown and linear Mohr-Coulomb failure envelopes (after Eberhardt, 2012). .....	42
Figure 2.37. Range of peak shear strength for 136 joins representing eight different rock types (Barton and Choubey, 1977). .....	44
Figure 2.38. Chart for alternative JRC designation (Barton and Bandis, 1982).....	46
Figure 2.39. Schematic representation of an excavation in rock mass with different numerical methods: (a) continuum model, (b) discrete model and (c) hybrid model (after Jing, 2003). .....	47
Figure 2.40. Representation of jointed rock mass in (a), by (b) FEM or FDM, (c) BEM and (d) DEM method (Jing, 2003).....	48
Figure 2.41. Degree of fracturing of rock mass (Elmo, 2006). .....	49
Figure 2.42. Simulation of uniaxial compressive test: (a) stress-strain curve and (b) failure (Tang et al., 2000). .....	50
Figure 2.43. (a) Presentation of the parallel bond whit normal and shear striffness and (b) its constitutive behaviour (Cho et al., 2007; Lisjak and Grasselli, 2014). .....	51
Figure 2.44. Metarial-genesis procedured and generation of BPM model (Potyondy and Cundall, 2004). .....	52
Figure 2.45. (a) Introducing of cluster logic where black points represent intra-cluster bonds and white points represent inter-cluster bonds (Potyondy in Cundall, 2004) and (b) introducing of clump logic (Yoon et al., 2012). .....	53
Figure 2.46. GBM model generation (Potyondy, 2010). .....	54
Figure 2.47. Inserting SJM according to GBM model logic (Potyondy, 2010). .....	54

Figure 2.48. Generation of FJM model (Potyondy, 2012).....	55
Figure 2.49. Comparison of microstructure between (b) particle model and (c) block model to (a) real rock microstructure (Martin, 2014).....	56
Figure 2.50. (a) Block based model with Delaunay triangulation and (b) uniaxial compressive model test failure (Kazerani et al., 2012).....	57
Figure 2.51. Synthetic rock mass components: (a) BPM model, (b) DFN model in (c) SRM model (Mas Ivars et al., 2011; Pierce et al., 2009).....	57
Figure 2.52. Particle displacement across (a) standard contact model and (b) SJM model (Mas Ivars, 2010).....	58
Figure 2.53. Fracture evolution in several stages of loading (P1 to P5) for a 2.8 m wide pillar (Pine et al., 2006).....	60
Figure 3.1. General nomenclature used in UDEC.....	64
Figure 3.2. Schematic presentation of one calculation cycle for the distinct element method (Itasca, 2014).....	65
Figure 3.3. Principles of cell space detection logic (Itasca, 2014).....	68
Figure 3.4. Schematic presentation of Voronoi tessellation generator logic used in UDEC: (a) random generation of points controlled by seed number, (b) generation of Delaunay triangulation, (c) generation of Voronoi tessellation and (d) Voronoi polygons model block.....	71
Figure 3.5. Schematic representation of Voronoi polygon blocks discretized into deformable triangular finite-difference zones.....	72
Figure 3.6. Mohr-Coulomb model in plane stress state (Itasca, 2014).....	75
Figure 3.7. Yielding process in micro-contacts (Kazerani and Zhao, 2010; Lisjak and Grasselli, 2014).....	77
Figure 3.8. Constitutive behaviour of joint presented in shear stress curve and dilatancy diagram (Itasca, 2014).....	77
Figure 3.9. Synthetic rock mass components in UDEC environment.....	78
Figure 3.10. Components of continuum numerical model.....	79
Figure 3.11. (a) Projection of structural data into stereonet (Hoek et al., 1993) and (b) Schmidt net.....	80
Figure 3.12. Scheme of two approaches for calculation of block size.....	82
Figure 3.13. Probability density functions of rock block area sizes for rock masses containing random discontinuities and two orthogonal sets (Hudson and Harrison, 2005).....	83
Figure 3.14. Comparison between rock mass intact block size (grey rectangles) and laboratory sample size (green rectangles). Green lines represent joint sets in rock mass.....	84
Figure 3.15. Geometry and boundary conditions in Brazilian test model. »F« is denoting fixed gridpoints and »V« is denoting orientation of applied velocity.....	86
Figure 3.16. Geometry and boundary conditions in direct tensile test. »F« is denoting fixed gridpoints and »V« is denoting orientation of applied velocity. Numbers on samples show locations of monitoring gridpoints.....	87
Figure 3.17. Geometry and boundary conditions in uniaxial compressive test. »F« is denoting fixed gridpoints and »V« is denoting orientation of applied velocity. Numbers on samples show locations of monitoring gridpoints.....	88
Figure 3.18. Geometry and boundary conditions in biaxial test. »F« is denoting fixed gridpoints, »V« is denoting orientation of applied velocity and »S« is	

denoting confinement stress boundary conditions. Numbers on samples show locations of monitoring gridpoints. .... 89

Figure 3.19. Deformability testing by (a) uniaxial compressive test and by (b) test for static elastic properties of rock. .... 90

Figure 3.20. Geometry and boundary conditions in direct shear test. »F« is denoting fixed gridpoints, »V« is denoting orientation of applied velocity and »S« is denoting normal stress. .... 90

Figure 3.21. Synthetic rock mass methodology in UDEC environment. .... 93

Figure 4.1. Scatter plot and equation for normalized strength calculation. .... 96

Figure 4.2. Stress-strain curves at different applied velocities for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models. .... 99

Figure 4.3. Effect of applied velocity / strain rate on normalized peak strength for (a) Brazilian test, direct tensile test, uniaxial compressive test and (b) biaxial test models. .... 100

Figure 4.4. No. of time steps needed for failure at choosen applied velocity. .... 100

Figure 4.5. Effect of applied velocity on (a) Young's modulus and (b) Poisson's ratio. .... 101

Figure 4.6. Effect of zone edge length on Brazilian strength for four different model sizes shown at (a) linear and (b) logaritmic scale. .... 101

Figure 4.7. Effect of  $d:de$  ratio on Brazilian strength for four different model sizes. .... 102

Figure 4.8. No. of time steps needed for failure at (a) choosen zone edge length and (b)  $d:de$  ratio for four different model sizes in Brazilian test model. .... 102

Figure 4.9. Effect of zone edge length (below) on formation of plastic points (above) in Brazilian model plots of diameter 2.5 m and zone edge length (a) 0.75 m, (b) 0.3 m, (c) 0.1 m and (d) 0.05 m. Purple marks denote tensile plastic points. Red marks and green marks denote shear plastic points at failure and used to be at failure, respectively. .... 103

Figure 4.10. Effect of zone edge length on normalized peak strength (left) and Young's modulus (right) for models direct tensile test, uniaxial compressive test and biaxial test. .... 104

Figure 4.11. Effect of (a) model size and (b)  $d:de$  ratio on Brazilian tensile strength. .... 105

Figure 4.12. Effect of model shape on stress-strain curve for (a) direct tensile test, (b) uniaxial compressive testand (c) biaxial test models. .... 105

Figure 4.13. Effect of model shape on horizontal stress  $\sigma_{xx}$  measured at middle of the sample. .... 106

Figure 4.14. Formation of plastic points at different applied velocities, 0.1 m/s (top), 0.01 m/s (middle) and 0.001 m/s (bottom) for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models. Purple marks denote tensile plastic points. Red marks and green marks denote shear plastic points at failure and used to be at failure, respectively. .... 107

Figure 4.15. Formation of plastic points in Brazilian test model. Its (a) formation of plastic point at 50 % of peak strength, (b) formation of plastic point at 90 % of peak strength, and (c) model after failure. Purple marks denote tensile plastic points. Red marks and green marks denote shear plastic points at failure and used to be at failure, respectively. .... 108

Figure 4.16. Horizontal stress  $\sigma_{xx}$  (MPa) for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models. .... 109

Figure 4.17. Vertical stress  $\sigma_{yy}$  (MPa) for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models. .... 110

Figure 4.18. Horizontal strain $\epsilon_{xx}$ ( ) for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models. ....	111
Figure 4.19. Vertical strain $\epsilon_{yy}$ ( ) for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models. ....	112
Figure 4.20. Effect of (a) number of segment and (b) number of fixed gridpoints on Brazilian strength. ....	113
Figure 4.21. Mohr circle plots for Brazilian test model at failure for different number of fixed gridpoints (values beside circles) at mesh density ratio $d: de = 25$ . ....	113
Figure 4.22. Stress-strain curves at different material density for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models. ....	114
Figure 4.23. Effect of material density on (a) normalized peak strength and on (b) no. of time steps needed for model failure. ....	115
Figure 4.24. Stress-strain curves at different Young's modulus for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models. ....	116
Figure 4.25. Stress-strain curves at different Poisson's ratio for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models. ....	117
Figure 4.26. Effect of cohesion on stress-strain curves for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models. ....	118
Figure 4.27. Effect of cohesion on model sample normalized peak strength. ....	118
Figure 4.28. Schematic presentation of Mohr circles of Brazilian and direct tensile test at (a) (absolute) high tensile strength limit and (b) high cohesion. ....	119
Figure 4.29. Effect of friction angle on stress-strain curves for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models. ....	120
Figure 4.30. Effect of friction angle on model sample normalized peak strength. ....	120
Figure 4.31. Schematic presentation of Mohr circles of Brazilian and direct tensile test at high friction angles. ....	121
Figure 4.32. Effect of tensile strength limit on stress-strain curves for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models. ....	122
Figure 4.33. Effect of tensile strength limit on model sample normalized peak strength. ....	123
Figure 4.34. Effect of dilation on stress-strain curves for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models. ....	124
Figure 4.35. (a) Effect of confinement stress on biaxial test model stress-strain curve and (b) corresponding failure envelope. ....	125
Figure 4.36. Stress-strain curves at different applied velocities for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models. ....	127
Figure 4.37. Effect of applied velocity on crack pattern in direct tensile test model. Numbers bellow models are values of applied velocities in m/s. ....	128
Figure 4.38. (a) Effect of applied velocity / strain rate on normalized peak strength and (b) no. of time steps needed for failure at choosen applied velocity. ....	128
Figure 4.39. Effect of applied velocity on (a) output stiffness modulus and (b) output Poisson's ratio. ....	129
Figure 4.40. No. of time steps needed for failure at choosen Voronoi size resolution. ....	130
Figure 4.41. Effect of Voronoi edge length on (a) normalized peak strength and (b) relative standard deviation (RSD). ....	130
Figure 4.42. Stress-strain curves at different Voronoi polygon resolution for models (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d)	

biaxial test. Models were generated with seed no. 555 in Brazilian test and 777 in other tests.....	131
Figure 4.43. Effect of Voronoi polygon resolution on crack pattern for models (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test. Values below each plot are defining Voronoi size resolution. Models were generated with seed no. 555 in Brazilian test and 777 in other tests.....	132
Figure 4.44. Effect of Voronoi polygon resolution to (a) output Young's modulus and (b) output Poisson's ratio. ....	133
Figure 4.45. Stress-strain curves generated with different seed number for models (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test. ....	134
Figure 4.46. Effect of seed number on crack pattern for models (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test. Values below each plot defining seed number.....	135
Figure 4.47. Stress-strain curves generated with different number of iterations for models (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test. All simulations were generated with seed numer 222.....	136
Figure 4.48. Effect of number of iteration steps on normalized peak strength. ....	137
Figure 4.49. Effect of iteration number on crack pattern for models (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test. Numbers below the each plot are defining iteration number.....	138
Figure 4.50. Stress-strain curves generated with different mesh density for models (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test. ....	139
Figure 4.51. Effect of mesh density on (a) normalized peak strength and (b) no. of time steps needed for model at failure. ....	140
Figure 4.52. Effect of applied velocity on normalized peak strength (left) and displacement rate (right) for different model sizes in (a, b) Brazilian test, (c, d) direct tensile test, (e, f) uniaxial compressive test and (g, h) biaxial test models. ....	142
Figure 4.53. Effect of model shape on stress-strain curve for (a) direct tensile test, (b) uniaxial compressive test and (c) biaxial test models.....	143
Figure 4.54. Effect of model shape on normalized strength.....	143
Figure 4.55. Effect of (a) a number of segment and (b) a number of fixed gridpoints on Brazilian strength.....	144
Figure 4.56. Effect of no. of segments on stress-strain curve.....	144
Figure 4.57. Stress-strain curves at different material density for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models. ....	145
Figure 4.58. Effect of material density on (a) normalized peak strength and on (b) no. of time steps needed for model failure. ....	146
Figure 4.59. Stress-strain curves at different Young's modulus for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models. ....	146
Figure 4.60. Effect of Young's modulus of Voronoi elements on normalized peak strength.....	147
Figure 4.61. Effect of input Young's modulus on (a) output stiffness modulus and (b) output Poisson's ratio. ....	147
Figure 4.62. Stress-strain curves at different Poisson's ratio for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models. ....	148
Figure 4.63. Effect of Poisson's ratio on crack pattern. ....	149

Figure 4.64. Stress-strain curves at different normal stiffness for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.....	150
Figure 4.65. Correlation between normalized peak strength to normal stiffness and <i>knks</i> ratio, respectively. ....	151
Figure 4.66. (a) Correlation between stiffness modulus to normal stiffness and <i>knks</i> ratio, respectively. (b) Correlation between Poisson's ratio to normal stiffness and <i>knks</i> ratio, respectively. ....	151
Figure 4.67. Stress-strain curves at shear stiffness for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models. ....	153
Figure 4.68. Correlation between normalized peak strength to shear stiffness and <i>kskn</i> ratio, respectively. ....	154
Figure 4.69. (a) Correlation between stiffness modulus to shear stiffness and <i>knks</i> ratio, respectively. (b) Correlation between Poisson's ratio to shear stiffness and <i>knks</i> ratio, respectively. ....	154
Figure 4.70. Effect of contact cohesion on stress-strain curves for (a) Brazilian test,(b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.....	156
Figure 4.71. Effect of cohesion on normalized peak strength. ....	157
Figure 4.72. Effect of contact cohesion on crack pattern for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive testand (d) biaxial test models. Numbers bellow models are values of contact cohesion in MPa. ....	158
Figure 4.73. Effect of contact friction angle on stress-strain curves for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models. ....	160
Figure 4.74. Effect of contact friction angle on normalized peak strength. ....	160
Figure 4.75. Effect of friction angle on crack pattern for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive testand (d) biaxial test models. Numbers bellow models are values of friction angle in degrees. ....	162
Figure 4.76. Effect of contact tensile strength limit on stress-strain curves for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.....	163
Figure 4.77. Effect of contact tensile strength limit on model sample normalized peak strength. ....	164
Figure 4.78. Effect of contact tensile strength limit on crack pattern for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive testand (d) biaxial test models. Numbers bellow models are values of contact tensile strength limit in MPa. ....	165
Figure 4.79. Effect of dilation on stress-strain curves for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.....	166
Figure 4.80. (a) Effect of confinement stress on biaxial test model stress-strain curve and (b) corresponding failure envelope (black dots) fitted with Mohr-Coulomb (MC) and Hoek-Brown (HB) failure criterion. ....	167
Figure 4.81. (a) Effect of applied velocity on shear strength curve. (b) Effect of applied velocity and displacement rate on shear strength. (c) Effect of applied velocity on no. of time steps needed for failure. ....	169
Figure 4.82. Effect of zone edge length <i>de</i> on (a) shear strength curve and (b) on shear strength. ....	169
Figure 4.83. Effect of joint length on (a) shear strength curve and on (b) peak and residual shear strength. ....	170

Figure 5.1. Geological map of research area (Bavec et al., 2013).....	174
Figure 5.2. Location of geotechnical structures.....	175
Figure 5.3. Stress-strain curves of (a) uniaxial compressive test, (b) Brazilian test and (c) direct tensile test. ....	179
Figure 5.4. Crack pattern comparison between: (a) laboratory sample, (b) Voronoi model and (c) continuum model in uniaxial compressive test.....	180
Figure 5.5. Crack pattern comparison between Brazilian (a, b) and direct tensile test (c, d) in continuum model (a, c) and Voronoi model (b, d). ....	180
Figure 5.6. Stress-strain curves of (a) uniaxial and biaxial compressive test, (b) Brazilian test and (c) direct tensile test with continuum (MC) and Voronoi model (VOR). ....	182
Figure 5.7. Sample after failure in Brazilian test (a), direct tensile test (b) uniaxial compressive test (c) and biaxial test (d) in laboratory (1) in Voronoi model (2) and continuum model (3). ....	183
Figure 5.8. Mohr-Coulomb (MC) and Hoek-Brown (HB) failure envelope were used to fit laboratory data (black dots), continuum model (blue crosses) and Voronoi model (red crosses).....	184
Figure 5.9. Uniaxial compressive test stress-strain curves from laboratory test (black line), 10-seed Voronoi model test (magenta line) and continuum model test (blue line). ....	188
Figure 5.10. Intact flysch sample and flysch sample after failure in uniaxial compressive test (1st and 2nd column), Voronoi synthetic flysch (for three arbitrary seed no.) and continuum model flysch (last column). Gray color represents sandstone beds and red color represents silty marl. ....	189
Figure 5.11. Track of tunnel Markovec (magenta line) and research area (cyan rectangular). ....	191
Figure 5.12. Typical geological structure of research area: (a) foto of the front side of tunnel excavation and its (b) geological map.....	191
Figure 5.13. Visualization of structural data: (a) plot of joints' dip (b) polar plot, (c) rosette diagrams and (d) interpretation of joint sets.....	192
Figure 5.14. An example of 5 x 5 m model size used for calculation of intact block size. Figures show a typical geometry of discontinuities in (a) silty marl and (b) sandstone.....	194
Figure 5.15. Effect of model size on average intact block size. ....	194
Figure 5.16. Distribution of intact block area for (a) silty marl and (b) sandstone.....	195
Figure 5.17. Distribution and cumulative curve of intact block size for (a) silty marl and (b) sandstone.....	195
Figure 5.18. Correlation between sample size and (a) Brazilian strength and (b) uniaxial compressive strength for silty marl and sandstone. ....	196
Figure 5.19. Representative geological structure of tunnel Markovec research area, different sizes (in m units) of SRM samples and cross-section of tunnel tube for comparison.....	202
Figure 5.20. Effect of SRM model size on crack initiation and uniaxial compressive strength. ....	203
Figure 5.21. Different sizes of SRM flysch model (noted below every model figure in m units). Gray color represents silty marl while red represents a sandstone. ....	203



---

Figure 5.22. Failure of SRM sample after uniaxial compressive test at corresponding sample rotation angle (noted below every model). Tiny bed in a model represents a sandstone, other are silty marl. ....	204
Figure 5.23. Effect of sample rotation angle on uniaxial compressive strength on SRM model: (a) scatter plot and (b) polar plot. ....	205
Figure 5.24. Failure envelope of SRM model in $\sigma_1 - \sigma_3$ stress space for choosen rotation angle of a sample: (a) $0^\circ$ , (b) $45^\circ$ , (c) $90^\circ$ and (d) $135^\circ$ . ....	207
Figure 5.25. Failure envelope of SRM model in $\sigma_1 - \sigma_3$ stress space (a) for Voronoi model in (b) for continuum model for choosen rotation angle of a sample ( $0^\circ$ , $45^\circ$ , $90^\circ$ and $135^\circ$ ). ....	207
Figure 5.26. Failure envelope of SRM model in $\tau - \sigma$ diagram for choosen rotation angle of a sample: (a) $0^\circ$ , (b) $45^\circ$ , (c) $90^\circ$ and (d) $135^\circ$ . ....	208
Figure 5.27. Failure envelope of SRM model in $\tau - \sigma$ diagram (a) for Voronoi model in (b) for continuum model for choosen rotation angle of a sample ( $0^\circ$ , $45^\circ$ , $90^\circ$ and $135^\circ$ ). ....	208

## 1 UVOD

### 1.1 OZADJE IN POVOD ZA RAZISKAVO

Zaradi vse pogostejših posegov, določitev načina varovanja potencialno nevarnih območij ali celo razumevanje in preprečevanje nastanka naravnih nesreč v kamninski masi, se je v 50-ih letih prejšnjega stoletja (Rocha et. al, 1955; Bishop, 1955; Denkhaus 1958) začelo razvijati novo znanstveno področje. Ameriški nacionalni komite je leta 1964 (Brady in Brown, 2006) mehaniko kamnin prvič definiral kot področje teoretične in aplikativne znanosti, ki skuša razumeti mehansko obnašanje kamninske mase ter njen odziv na spremembe napetostnega stanja ali kakšnih drugih pogojev, ki se jih navadno povzroči s posegom vanjo (Jeager et al., 2007).

V 60-ih letih se je mehanika kamnin ukvarjala predvsem s preiskovanjem in razumevanjem intaktne kamnine (Deere, 1964; Kolsky, 1963; Hobbs, 1964; Hoek in Bieniawski, 1965; Cook in Hodgson, 1965; Bernaix, 1969). Vendar so težave ob gradnji objektov v kamninski masi predstavljali neki drugi dejavniki in ne sama intaktna kamnina. Zato so se raziskovalci v 70-ih letih prejšnjega stoletja začeli posvečati pozornost diskontinuitetam ter kamninski masi kot celoti (Hudson in Harrison, 2005). Nastajati so začele prve klasifikacije kamninske mase (RQD (Deere, 1964), RMR (Bieniawski, 1973), Q (Barton, 1974), kasneje tudi GSI (Hoek, 1994) idr.), s pomočjo katerih so inženirji lahko številčno in opisno ovrednotili kakovost kamninske mase. V svoji osnovi klasifikacije kamninske mase temeljijo na empiričnih zvezah, ki se jih je izpeljalo na podlagi pridobljenih podatkov iz prakse. Prvotno je bil njihov cilj čim bolj enostavna ocena geomehanskih lastnosti kamninske mase, na podlagi katerih se lahko predpiše ustrezne podporne ukrepe (A'ssim in Xing, 2010). Kasneje, s pojavom numeričnih metod v mehaniki kamnin, pa so postale enostavno orodje za ugotavljanje vhodnih parametrov za numerične analize (Marinos et al., 2007).

V naravoslovnih vedah, kot sta matematika in fizika, se je v sredini prejšnjega stoletja začel razvoj numeričnih metod. Prave aplikacije v mehaniki kamnin takrat še ni bilo videti, saj so bili problemi preveč kompleksni za zmogljivost takratnih računalnikov. Vendar, zmogljivost računalnikov je hitro napredovala in v 80-ih letih prejšnjega stoletja so se že pojavili prvi preprosti numerični modeli tudi v mehaniki kamnin (Hudson in Harrison, 2005). Njihovi osnovni principi so temeljili na numeričnih metodah kontinuuma, ki se jih uporablja še danes. Ti kamninsko maso obravnavajo kot zvezni material, brez nehomogenosti ali nepravilnosti. Čeprav z njimi lahko modeliramo linearno ali nelinearno obnašanje materiala, je tak princip omejen za obravnavo srednje do močno razpokane kamninske mase, saj ne omogoča večjih premikov ali odprtja dveh razkolnih ploskev (Jing, 2003). Z željo, da bi ponazorili čim boljšo geometrijo ter obnašanje kamninske mase, nastajajo vedno bolj kompleksni konstitutivni modeli (npr. *Ubiquitous-Joint Model*) ali modeli z vpeljavo novih elementov (ang. *interface*), ki predstavljajo glavne nehomogenost (kot so razpoke, prelomi ipd.) v kamninski masi. Po eni strani se tako približujemo dejanskemu stanju v naravi, po drugi strani pa povečujemo kompleksnost in zahtevnost modelov. Pogosto pridemo pred dejstvo, da za izbran konstitutivni materialni model zelo težko ali celo nemogoče določimo ustrezne materialne parametre zgolj na podlagi obstoječih geološko-geomehanskih raziskav (Feng in Hundson, 2004).

Kljub vsemu probleme iz mehanike kamnin najpogosteje kontrolirajo diskontinuitete, ki se ne obnašajo zvezno. Geometrijske lastnosti diskontinuitet skupaj z velikostjo modela, ki je odvisen od velikosti geotehničnega problema, določajo ali se bo model obnašal zvezno ali diskretno. V 70-ih letih prejšnjega stoletja so se tako začele razvijati numerične metode kontinuuma (Cundall, 1971). Te temeljijo na principih, kjer kamninsko maso opišemo kot blokovno zgrajen material. Z njimi je mogoče modelirati večje premike ali rotacije blokov, zaznati nastanek novih kontaktov ali medsebojno ločitev dveh blokov (Cundall, 1971). To do sedaj ni mogoče z numeričnimi metodami kontinuuma. Poleg tega kompleksne konstitutivne

materialne modele iz kontinuuma, tu zamenjajo preproste interakcije med delci, ki skupaj tvorijo združbo delcev, ki ponazarjajo mehansko obnašanje materiala (Kazerani, 2013ab; Lesjak in Garselli, 2014). Vendarle, včasih ni zaželeno, ali zaradi prevelikega števila blokov (delcev) celo ni mogoče, celotno obravnavano območje tretirati kot diskontinuum, saj bi model postal časovno zelo zahteven. V ta namen se v zadnjem času vse pogosteje uporablja hibridne numerične metode. Že samo ime pove, da gre za kombinacijo večih (običajno dveh) numeričnih metod (kontinuuma in/ali diskontinuuma), kjer se izkoristi prednosti ene in druge z namenom, da najustreznejše obravnavamo konkretni geotehnični problem.

Napredek v razvoju numeričnih metod je postal očiten in trenutno predstavljajo najbolj napredno orodje za obravnavo in ovrednotenje geotehničnih problemov iz mehanike kamnin (Jing, 2003; Cundall, 2008; Gao, 2013) tako na znanstvenem nivoju, kot tudi v praksi. Poleg tega numerične metode niso priljubljene samo zaradi svoje zmogljivosti, temveč tudi zaradi tega, ker omogočajo, glede na predefinirane robne pogoje, podrobno ter zvezno numerično analizo preko celotnega območja, ki nas zanima (Marinos et al., 2007). Numerični model bo zadovoljil naše potrebne le, če je postavitve konceptualnega modela hkrati dovolj poenostavljena, a istočasno bo vseboval vse ključne elemente, ki narekujejo obnašanje kamninske mase ob posegu vanjo. Ne nazadnje je ob tem ključnega pomena čim boljše poznavanje geološko-geomehanskih lastnosti kamninske mase.

Po eni strani vidimo izjemen napredek numeričnih metod, po drugi strani pa ovrednotenje geološko-geomehanskih lastnosti kamninske mase, zaradi njene kompleksne zgradbe, predstavlja med geotehniko velik izziv že skoraj 50 let (Hoek et al., 1995; Jing, 2003; Pierce in Fairhurst, 2012). Poznavanje njenih geomehanskih lastnosti v fazi načrtovanja in gradnje podzemnega geotehničnega objekta je ključno, iz vidika varne, učinkovite in ekonomsko opravičljive izvedbe projekta. Le tako lahko napovemo tip potencialnih porušitev ter se nanje pripravimo oziroma jih pravočasno preprečimo.

V praksi se je razvil ustaljen postopek za reševanje mejnih problemov vezanih na mehansko obnašanje kamninske mase. Običajno gre (a) za študijo geometrije in geomehanskih lastnosti diskontinuitet ter (b) za študijo lastnosti intaktnih blokov kamnine (Jeager et al., 2007). Podatke za študijo iz točke (a) se pridobiva na podlagi inženirsko-geološkega kartiranja (orientacija, gostota, hrapavost idr. lastnosti diskontinuitet) in laboratorijskih preiskav (direktna strižna preiskava, preiskava z nagibno ploščo idr.) ter deloma na podlagi *in situ* meritev (geofizikalne raziskave, karotaža, hidrofrakturizacija idr.). Podatke za študijo iz točke (b) pa se pridobiva na podlagi standardnih laboratorijskih preiskav (enoosna tlačna trdnost, Brazilska preiskava, triosna preiskava idr.) ter deloma tudi na podlagi *in situ* meritev (presimeter, Schmidtovo kladivo, dilatometer idr.).

Kljub temu, da so podatki o kamninski masi kakovostno pridobljeni, je njihova informacija lokalnega značaja. Pri inženirsko-geološkem kartiranju smo omejeni le na območja površinskih izdankov, mesta izvrtanih vrtin, čel podzemnih izkopov ipd. *In situ* meritve so ravno tako izvedene le na izbranih mestih. Standardizirane laboratorijske preiskave pa se izvajajo le na vzorcih omejenih dimenzij. V ključni točki, ko je potrebno določiti medsebojno interakcijo med točkama (a) in (b) ter njen odziv na geotehnični poseg, pa postane ustaljen postopek iz prakse pomanjkljiv. Drugače povedano, trenutno ni postopka, ki bi omogočal neposredno preiskovanje večjega bloka kamninske mase, vzetega iz narave, za ugotovitev njegovih standardnih geomehanskih karakteristik (Marinos et al., 2007; Zhang et al., 2012). V praksi je ta problem rešen tako, da se deformacijske in trdnostne parametre kamninske mase ugotavlja na podlagi izkušenj, interpretacij ter uporabe empiričnih zvez iz klasifikacij kamninske mase, ki so jih razvili Bieniawski (1988) ter Hoek in Brown (1997). S takim zaključkom dobimo posplošeno oceno dejanskega stanja kamninske mase v naravi ter kopice dragoceno pridobljenih podatkov z geološko-geomehanskimi raziskavami ne upoštevamo tako, kot bi jih lahko (Pierce et al., 2009).

Z reševanjem te težave, se je v zadnjih letih začel razvoj metodologije sintetične kamninske mase (SRM, ang. *Synthetic Rock Mass*; Pierce *et al.*, 2007; Mas Ivars *et al.*, 2008b in 2011). Ta temelji na predpostavki, da kamninsko maso gradijo intaktni bloki, ločeni z diskontinuitetami. Njen glavni postopek je izvajanje numeričnih laboratorijskih preiskav, kot so direktna natezna preiskava, enoosna tlačna preiskava, triosna preiskava ipd., preko katerih se neposredno ugotovi geomehanske lastnosti večjega bloka kamninske mase.

Na podlagi različnih raziskav mikrostrukture kamnin (Hu *et al.*, 2001; Tromans in Meech, 2002), med raziskovalci velja vedno večje prepričanje, da je obnašanje in porušitev kamnin pogojena z njihovo mikrostrukuro (Van de Steen *et al.*, 2003; Potyondy in Cundall, 2004; Chen *et al.*, 2007; Lan *et al.*, 2010; Kazerani in Zhao, 2010; Mahabadi *et al.*, 2012a). V zadnjih dveh desetletjih raziskovalci posvečajo ogromno pozornosti modeliranju obnašanja intaktne kamnine na mikro nivoju. Razvitih je bilo veliko različnih modelov, najprej s principi kontinuuma z vpeljavo linearne elastične lomne mehanike (ang. *linear elastic fracture mechanics - LEFM*). Vendar se dandanes vedno bolj uporablja modele delcev (ang. *particle models*) ali blokov (ang. *grain-based models*), ki se generirajo z uporabo diskretne numerične metode. Na tak način mikrostrukuro kamnine lahko predstavimo na dva načina, in sicer z okroglimi/sferičnimi delci ali s trikotnimi/poligonalnimi elementi (Kazerani, 2013ab). Poleg tega tak način modeliranja ne zahteva implementacije zahtevnih konstitutivnih modelov, ampak je potrebna le kalibracija mikroparametrov delcev modela tako, da opišemo makroskopsko obnašanje realnega materiala (Cho *et al.*, 2007).

Trenutna metodologija sintetične kamninske mase, za simuliranje mehanskega obnašanje intaktnih blokov na mikro nivoju, uporablja sferične delce generirane v PFC okolju (ang. *Particle Flow Code*). Tako postavljen model sintetične kamninske mase kaže velik potencial, saj omogoča testiranje sintetičnih blokov dimenzij do 100 m, a ima kljub svoji prednosti tudi nekatere pomanjkljivosti. Kontakti med sferičnimi delci so točkasti in zahtevajo kopico mikroparametrov, izmed katerih večina nima direktnega fizikalnega pomena (Kazerani in Zhao, 2010).

Po drugi strani lahko mikrostrukuro materiala simuliramo tudi s trikotnimi ali poligonalnimi elementi (Voronoijev mozaik, Dalanuyjeva triangulacija). Ti trenutno kažejo nekoliko boljše izhodišče, saj so njihovi kontakti ploskovni in tako dajejo izgled bolj podoben realni mikrostrukтури kamnin (Kazerani in Zhao, 2013). Poligonalno mrežo, t.i. Voronoijev mozaik, se generira v programskem okolju UDEC, ki ravno tako kot PFC, temelji na diskretnih numeričnih metodah. Vendar je prednost UDEC okolja pred PFC okoljem (tudi) ta, da omogoča enostavno modeliranje različnih geotehničnih objektov z izbranimi podpornimi elementi. Poleg tega je definiranje heterogenosti materialov v UDEC okolju že rešena, česar trenutno v SRM ne moremo izvesti. To vsekakor pušča odprto pot za uporabo metodologije sintetične kamninske mase s takšnim pristopom.

## 1.2 NAMEN, CILJI IN DELOVNE HIPOTEZE DISERTACIJE

Namen te doktorske disertacije je nadgraditi že obstoječo metodologijo sintetične kamninske mase z drugačnim numeričnim pristopom. Model sintetične kamninske mase, ki bo postavljen v okviru te disertacije, bo temeljil na blokovnem modelu (ang. *grain-based model, block-based model*) z Voronoijevimi elementi.

S pomočjo nadgradnje modela sintetične kamninske je nadaljnji namen te disertacije razviti metode in postopke za ugotovitev geomehanskih lastnosti heterogenih in razpokanih kamninskih mas, kot je npr. fliš.

#### Cilji disertacije:

- (1) Razviti numerične postopke za simulacijo laboratorijskih preiskav (numerični laboratorij) v programskem okolju UDEC (*Universal Distinct Element Code*), ki zajemajo modele Brazilske preiskave, direktne natezne preiskave, enoosne tlačne preiskave, dvoosne preiskave in direktne strižne preiskave.
- (2) Numerični laboratorij uporabiti v modelih, kjer je konstitutivno obnašanje opisano (a) z Mohr-Coulombovim konstitutivnim modelom ter (b) z blokovnim modelom z Voronoijevimi elementi.
- (3) Izvesti parametrične in občutljivostne analize na intaktnem bloku in na razpokah, z namenom, da se ovrednoti obnašanje modelov v numeričnem laboratoriju.
- (4) Izvesti kalibracijo intaktnega materiala z blokovnim modelom z Voronoijevimi elementi na flišnih kamninah ter opredeliti primernost tega postopka za ugotovitev njegovih geomehanskih lastnosti.
- (5) Aplicirati metodologijo sintetične kamninske mase na heterogeni kamninski masi fliša ter zanj določiti velikost intaktnih blokov prisotnih litologij, določiti reprezentativni elementarni volumen (REV) in anizotropne lastnosti ter predvideti njegovo porušno ovonico.

#### Delovne hipoteze so:

- (1) Z razvitim numeričnim pristopom nadgradnje modela sintetične kamninske mase bo mogoče simulirati geomehansko obnašanje (anizotropnost, krhkost/duktilnost) ter ugotoviti togostne in trdnostne lastnosti razpokane in heterogene kamninske mase.
- (2) Z razvitim numeričnim pristopom in z izvajanjem simulacij na kamninski masi poljubnih dimenzij, bo mogoče določiti reprezentativni elementarni volumen (REV) razpokane in heterogene kamninske mase.

Potrditvev oziroma zavrnitev zastavljenih hipotez se bo izvedla v diskretnem numeričnem okolju UDEC. Numerično modeliranje je bilo izbrano kot glavno orodje te raziskave, saj omogoča ponovljivost rezultatov in izvedbo analiz več metrskih dimenzij. V primerjavi z običajnimi laboratorijskimi preiskavami, lahko v numeričnih simulacijah, s sistematičnim spreminjanjem vhodnih parametrov (naj si bodo to mehanski parametri, kot so npr. Youngov modul, kohezija, strižni kot ipd., ali pa geometrija sistema diskontinuitet) opazujemo odziv modela, ki ponazarja naravno stanje kamninske mase. Z razvojem in nato pravilno uporabo ustreznega numeričnega postopka, lahko pričakujemo zanesljive rezultate v smislu napovedi mehanskega obnašanja realne kamninske mase.

Prvovrstni namen tega raziskovalnega dela je bil poiskati numerični postopek za definiranje oziroma kvantifikacijo geomehanskih parametrov diskontinuitet, ki zajemajo večja merila (npr. razpoke, lezike, prelomi ipd.). Tekom raziskovanja se je pokazalo, da diskontinuitete vplivajo na geomehansko obnašanje kamnin in/ali kamninskih mas v različnih merilih in ne samo v makromerilu, temveč tudi v mikromerilu. Zaradi tega se je izbral celostni pristop, kjer se je podrobneje obravnavalo vsako merodajno komponento mehanskega obnašanja kamninske mase. V sklopu generiranja modela intaktnega bloka z Voronoijevimi elementi, je bilo mogoče opazovati vpliv mikrorazpok, tako na obnašanje intaktnega bloka, kot tudi na celostno obnašanje kamninske mase. Ugotovljeno je, da je obravnavanje problematike na mikro nivoju ključno, ker mikrorazpoke vplivajo na trdnostne lastnosti kamnin in posledično tudi na obnašanje kamninske mase. S tako zastavljeno metodologijo smo zajeli obnašanje kamninskih mas v vseh merilih opazovanja diskontinuitet ter tako pridobili večjo zanesljivost in težnjo numeričnih napovedi.

## **2 PREGLED LITERATURE IN TEORETIČNA IZHODIŠČA**

### **2.1 UVOD**

Po definiciji (SIST EN ISO 14689-1:2004) kamninsko maso v svojem naravnem stanju gradijo intaktni bloki (kosi) kamnine, kateri so medsebojno ločeni z diskontinuitetami (to so: razpoke, plastovitost, prelomi, litološka heterogenost ipd.). Taka zgradba kamninske mase je posledica njenega nastanka ter aktivne geološke zgodovine, ki je temu sledila, predvsem različno intenzivnih tektonskih faz in procesov preperevanja. Zaradi tega, je v naravi mogoče najti vse možnosti med skrajnima stopnjama intaktne kamnine (brez razpok) in pretrte kamninske mase.

Razumevanje in poznavanje mehanskega obnašanja tako kaminske mase kot celote, kot njenih gradnikov - intaktne kamnine in diskontinuitet - je ključno za uspešno projektiranje in gradnjo nekega geotehničnega objekta v njej (Hudson in Harrison, 2005). V naslednjih poglavjih zato sledi teoretičen pregled pomembnih dejavnikov, ki se ukvarjajo z mehanskim obnašanjem kamninske mase. Najprej bomo pojasnili lastnosti intaktne kamnine, njeno obnašanje v nateznem in tlačnem napetostnem stanju ter dejavnike, ki vplivajo na njeno mehansko obnašanje. Sledilo bo poglavje o diskontinuitetah, kjer bomo pojasnili geometrijske in geomehanske lastnosti diskontinuitet. Nato bomo pojasnili geomehanske lastnosti ter načine karakteriziranja in klasificiranja kamninske mase. V posebnem poglavju bo tudi prikazan pojav vpliva merila. Sledilo bo poglavje o porušnih kriterijih, kjer bomo spoznali matematične opise konstitutivnega obnašanja intaktnih kamnin, diskontinuitet in kamninskih mas. Zaključili pa bomo s poglavjem o pregledu numeričnih modelov, ki so bili postavljeni z namenom boljšega razumevanja mehanskega obnašanja intaktnih kamnin in kamninskih mas.

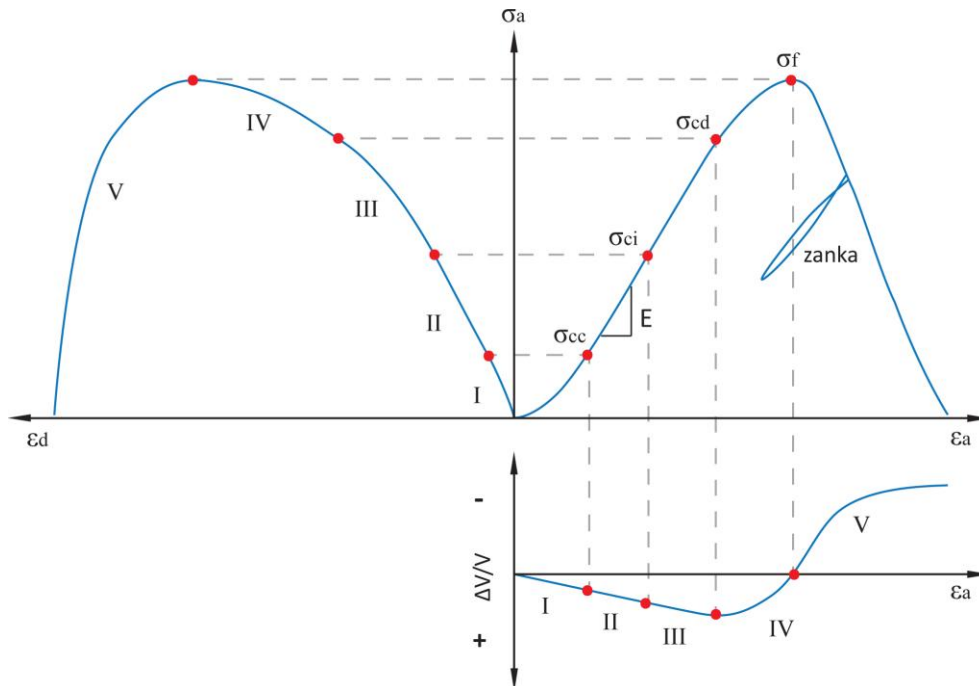
### **2.2 MEHANSKO OBNAŠANJE INTAKTNE KAMNINE**

#### **2.2.1 Uvod**

Termin intaktna kamnina se uporablja za kamnino, ki ne vsebuje diskontinuitet ali drugih nehomogenosti (Hudson in Harrison, 2005), ki bi narekovale njeno mehansko obnašanje. Intaktna kamnina ima tako homogeno teksturo, njeno mehansko obnašanje pa je v večji meri odvisno od njene mikrostrukture na nivoju zrn. Iz mehanskega vidika material lahko opišemo, če poznamo njegove togostne in natezno-tlačne trdnostne lastnosti. Le-te bomo podrobneje spoznali v nadaljevanju.

#### **2.2.2 Tlačna trdnost in togostne lastnosti intaktne kamnine**

Mehansko obnašanje materiala v tlačnem napetostnem stanju najlažje predstavimo in opišemo s popolno napetostno-deformacijsko krivuljo (Slika 2.1), ki jo dobimo z izvedbo enoosne tlačne preiskave. Bistvena elementa krivulje sta deformacija, ki jo nanašamo na absciso in napetost, ki jo nanašamo na ordinato. Obnašanje intaktne kamnine v tlačnem napetostnem stanju je zelo kompleksno, saj pogosto sledi nelinearni porušni ovojnici (Cho et al., 2007) in je odvisno od mikrostrukture intaktne kamnine (Hudson in Harrison, 2005).



Slika 2.1. Glavni elementi napetostno-deformacijske krivulje enoosne tlačne preiskave (prirejeno po Martin, 1993).  
Figure 2.1. Fundamental components of uniaxial compressive stress-strain curve (after Martin, 1993).

Enoosna tlačna preiskava je prav gotovo najpogosteje izvedena preiskava iz vzorcev jedra vrtin, preko katere, je poleg triosne preiskave, mogoče ugotoviti trdnostne in togostne lastnosti materiala (Brady in Brown, 2006). Preiskava poteka tako, da valjasti vzorec obremenjujemo z osno silo  $F_a$ , ob čemer beležimo osni pomik  $\Delta u_a$ . Osna sila in osni pomik sta merjeni količini preko katerih izračunamo osno napetost  $\sigma_a$  (enačba 2.1), če poznamo presek valjastega vzorca  $A$  s premerom  $d$  ter osno deformacijo  $\varepsilon_a$  (enačba 2.2), če poznamo višino valja  $h$ :

$$\sigma_a = \frac{F_a}{A} \quad (2.1)$$

$$\varepsilon_a = \frac{\Delta u_a}{h} \quad (2.2)$$

Če ob izvajanju preiskave merimo še prečni pomik  $\Delta u_h$ , lahko izračunamo horizontalno/prečno deformacijo  $\varepsilon_d$ :

$$\varepsilon_d = \frac{\Delta u_h}{d} \quad (2.3)$$

Ob poznavanju osne in prečne deformacije pa lahko za poljubno napetostno stanje izračunamo še volumsko deformacijo ali dilatacijo  $\varepsilon_v$ :

$$\varepsilon_v = \frac{\Delta V}{V} = \varepsilon_a + 2\varepsilon_d \quad (2.4)$$

Napetostno-deformacijsko krivuljo glede na maksimalno doseženo napetost razdelimo na dva dela, in sicer na predporušno območje (ang. *pre peak*) in poporušno območje (ang. *post peak*) (Fairhurst in Hudson, 1999; Hudson in Harrison, 2005). Glede na obnašanje krhkega materiala, pa napetostno-deformacijsko krivuljo lahko razdelimo na pet območij, in sicer na (Martin, 1993):

- začetno območje (I),
- linearno območje (II),

- nastanek in progradacija mikrorazpok (III),
- povezovanje mikrorazpok v porušno razpoko (IV) ter
- rezidualno območje po poružitvi (V).

Naj opomnimo, da obnašanje materiala preko napetostno-deformacijske krivulje lahko opazujemo tudi v triosnem napetostnem stanju z izvedbo triosne tlačne preiskave. Izvedba preiskave je popolnoma enaka tisti v enoosni tlačni preiskavi, le da tu vzorec obremenjujemo še z bočno napetostjo, pri čemer lahko ustvarimo pogoje, ki so podobni tistim *in situ*. Porušna trdnost materiala se povečuje, če se povečuje minimalna napetost  $\sigma_3$ , kar vpliva, da se hkrati povečuje tudi deviator napetosti (Goodman, 1989).

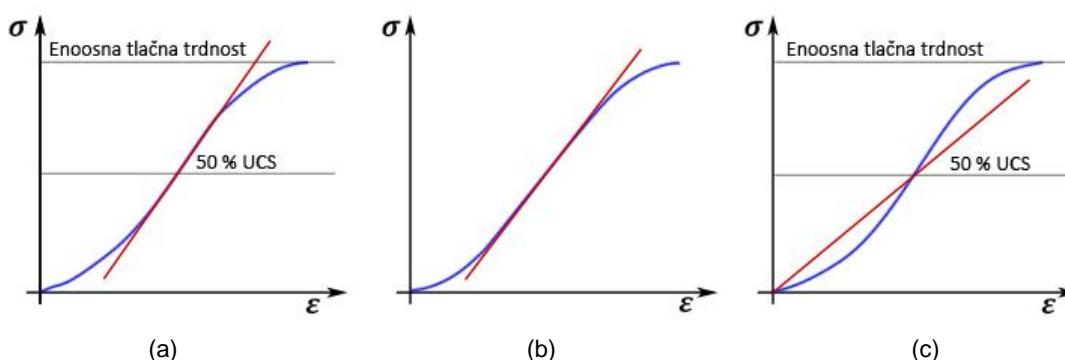
**OBMOČJE I:** Takoj po začetku obremenjevanja vzorca je napetostno-deformacijska krivulja običajno rahlo konkavne oblike in zatorej nelinearna. Vzroka temu sta nepopoln kontakt med testiranim vzorcem in kovinsko glavo ter zapiranje mikrorazpok, por iz ostalih mikro-odprtih v vzorcu ob napredovanju osne sile (Hudson in Harrison, 2005; Martin 1993; Gudmundsson, 2011).

**OBMOČJE II:** Z nadaljnjim obremenjevanjem material preide v linearno območje, kjer se material le (elastično) deformira, brez nastanka (novih) mikrorazpok. Obstojećih mikrorazpok je malo in zato nimajo večjega vpliva na obnašanje materiala v tem območju. Privzame se lahko, da material sledi predpostavkam iz teorije elastičnosti torej, da je homogen, izotropen, reverzibilen in kot že rečeno, vpliv med napetostjo in deformacijo pa linearen.

Naklon linearega dela napetostno-deformacijske krovulje v predporušnem območju predstavlja Youngov modul, oziroma enodimenzionalni Hookov zakon z razmerjem med osno napetostjo  $\sigma_a$  in osno deformacijo  $\varepsilon_a$  (Hudson in Harrison, 2005; Gudmundsson, 2011):

$$E = \frac{\sigma_a}{\varepsilon_a} \quad (2.5)$$

Načinov določanja Youngovega modula v laboratoriju je veliko (več v Santi et al, 2000), vendar se v praksi najpogosteje uporabljajo le trije, in sicer tangenti, povprečni in sekantni Youngov modul. Tangentni Youngov modul je izračunan kot naklon premice ob 50 % vrednosti maksimalne dosežene napetosti (Slika 2.2a). Povprečni Youngov modul se ugotavlja s prileganjem premice na območju, kjer se napetostno-deformacijska krivulja najbolj linearno obnaša (Slika 2.2b). Sekantni Youngov modul se ugotavlja kot naklon linearne premice med ničto napetostjo (izhodiščem) in 50 % vrednostjo maksimalne dosežene napetosti (enoosna tlačna trdnost - UCS, Slika 2.2c) (Fairhurst in Hudson, 1999; Santi et al., 2000).



Slika 2.2. Trije najpogostejši načini ugotavljanja Youngovega modula materiala v laboratoriju: (a) tangenti modul, (b) povprečni modul ter (c) sekantni modul (Santi et al., 2000).

Figure 2.2. Three the most commonly used methods for estimation of Young's modulus from laboratory experiments: (a) tangent modulus, (b) average slope modulus and (c) secant modulus (Santi et al., 2000).



Opisani načini izračuna Youngovega modula se ugotavljajo na predporušnem območju napetostno-deformacijske krivulje. Vendar je Youngov modul mogoče ugotoviti tudi v poporušnem območju z merjenjem naklona razbremenilno-obremenilne zanke (Slika 2.1) (Fairhurst in Hudson, 1999).

Youngovem modulu, ki je določen preko merjenja deformacij vzorca, pravimo statični Youngov modul. Alternativa je izvedba preiskave z ultrazvočno pulzno metodo in aplikacijo geofizikalnih zvez hitrosti seizmičnih valov za izračun dinamičnega Youngovega modula. Primerjava vrednosti statičnega in dinamičnega Youngovega modula kaže, da so vrednosti statičnega Youngovega modula nekoliko nižje od dinamičnega Youngovega modula. Vzrok pripisujejo temu, da so vzorci merjeni preko statičnih preiskav podvrženi višjem napetostnem in deformacijskem stanju ter tako ob preiskavi formirajo več mikrorazpok kot pri dinamičnih preiskavah (Clark, 1966; Jeager, 2009). Materialom, z visoko vrednostjo Youngovega modula pravimo, da so bolj togi (ang. *stiff*), tisti, z nizko vrednostjo Youngovega modula, pa da so manj togi (ang. *soft*).

Deformacijo materiala pri skrčenju oziroma raztezanju v prečni smeri glede na os obremenjevanja poznamo kot Poissonov pojav (Gereck, 2006). Poissonov količnik je parameter, ki je definiran kot razmerje med prečno  $\varepsilon_l$  in osno deformacijo  $\varepsilon_a$ :

$$\nu = -\frac{\varepsilon_l}{\varepsilon_a} \quad (2.6)$$

Stisljivost oziroma odpor materiala na spremembo volumna opisuje kompresijski modul  $K$  (ang. *bulk modulus*). Definiran je preko razmerja hidrostatične oziroma povprečne napetosti  $\sigma_h$  in volumske deformacije  $\varepsilon_v$ :

$$K = \frac{\sigma_h}{\varepsilon_v} \quad (2.7)$$

Sposobnost materiala na strižno deformacijo oziroma spremembo oblike opisuje strižni modul  $G$ . Definiran je preko razmerja strižne napetosti  $\sigma_s$  in strižne deformacije  $\gamma$ :

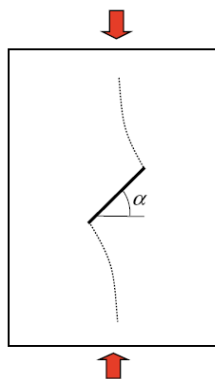
$$G = \frac{\sigma_s}{\gamma} \quad (2.8)$$

Oba, tako volumski kot strižni modul, sta povezana z Youngovim modulom in Poissonovim količnikom preko naslednjih zvez:

$$K = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad (2.9)$$

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (2.10)$$

OBMOČJE III: Z napredovanjem obremenjevanja se materialu poveča dilatacija, poroznost in ne nazadnje tudi prepustnost (Gudmundsson, 2011). Dilatacija je lastnost kamnin, ki povečujejo svojo prostornino pri strižni deformaciji. Preiskave akustične emisije kažejo, da se pri 50 % oziroma nekje med 1/3 in 2/3 vrednosti maksimalne napetosti, začnejo v vzorcu pojavljati prve mikrorazpoke (Hudson in Harrison, 2005; Martin, 1997, Cai et al, 2004b). Začetek nastanka mikrorazpok in dilatacije oziroma t.i. volumske deformacije mikrorazpoke pravimo iniciacija mikrorazpok (ang. *crack initiation, threshold*) (Cai, 2010). Inicijacija mikrorazpok v intaktni kamnini se začne na že obstoječih mikrorazpokah in/ali drugih nepravilnostih. S kontroliranim napredovanjem napetosti se v mikrorazpokah ohranja površinska energija, ki omogoča njihovo stabilno napredovanje (progradacijo oziroma propagacijo) in rast. Tako se formirajo t.i. Griffith ali krilate mikrorazpoke (ang. *wing crack*). Pojav je teoretično opisal Griffith v svojem porušnem kriteriju (poglavje 2.5.3).



Slika 2.3. Shematični prikaz oblike krilate razpoke v tlačnem napetostnem stanju (Wang in Mora, 2008).

Figure 2.3. Developing wing crack in compressive stress state (Wang in Mora, 2008).

Napetost iniciacije mikrorazpok  $\sigma_{ci}$  najlažje ugotovimo posredno preko izrisa diagrama volumske deformacije mikrorazpoke  $\varepsilon_{cv}$  v odvisnosti od osne deformacije  $\varepsilon_a$  (Slika 2.1). Napetost iniciacije mikrorazpok odčitamo iz napetostno-deformacijskega diagrama pri osni deformaciji, ko se pojavi dilatacija. Volumsko deformacijo mikrorazpok  $\varepsilon_{cv}$  izračunamo preko poznavanja Youngovega modula in Poissonovega količnika materiala iz območja II, celotne volumske deformacije  $\varepsilon_v$  in osne napetosti  $\sigma_a$  (Martin, 1993; Cai, 2010), torej:

$$\varepsilon_{cv} = \varepsilon_v - \frac{1-2\nu}{E} \sigma_a \quad (2.11)$$

Glede na merjenje deformacij v horizontalni in vertikalni smeri je bilo ugotovljeno, da mikrorazpoke propagirajo paralelno s smerjo tlačnega obremenjevanja, saj ob tem narašča le horizontalna deformacija. Deformacija je v tej smeri permanentna, zaradi novo nastalih mikrorazpok (Martin, 1993; Lajtai, 1998). Na teh mestih se ustvarijo lokalizirana območja s povečanim nateznim napetostnim stanjem, ki deluje pravokotno na ploskev šibkosti oziroma pravokotno na maksimalno glavno napetost (Tromans in Meech, 2002). Lokalizirana natezna napetost se tako ustvari tudi, če je kamnina podvržena tlačnem napetostnem stanju (Hu et al., 2001). Vzrok takega obnašanja še ni popolnoma jasen (Potyondy in Cundall, 2004). Najverjetneje pa je posledica heterogene mikrostrukture kamnin, kjer že minimalna razlika v elastičnih lastnosti med mineralnimi zrn povzroči nastanek natezne razpoke in zvišanje kota razmikanja (Cho et al, 2010).

Tik preden se mikrorazpoke povežejo v makrorazpoko, vzorec doseže najvišjo stisljivost, t.j. približno med 70 in 85 % maksimalne dosežene napetosti (Martin, 1993; Gudmundsson, 2011).

**OBMOČJE IV:** Z nadaljnjim višanjem osne napetosti se začne material izrazito nelinearno obnašati, saj postane napredovanje mikrorazpok nestabilno. Preiskave kažejo, da se vrednost akustične emisije eksponentno poveča, kar je posledica nastanka novih mikrorazpok in povezovanja le-teh v makrorazpoke na območju potencialne strižne cone (Martin, 1993). Med razpokami in mineralnimi zrn pride do trenja in drsenja s premiki velikostnega razreda zrn (Bombalakis, 1973). Močno se poveča tudi dilatacija (Gudmundsson, 2011).

**OBMOČJE V:** Začetek območja V in hkrati rezidualnega dela napetostno-deformacijske krivulje oziroma poporušnega območja, označuje dosežek maksimalne napetosti (Martin, 1993). V materialu se ustvari ena ali več makrorazpok, ki označuje(jo) porušitev materiala. Ob poružitvi material vsebuje veliko vertikalnih razpok, vendar se strižne razpoke pojavijo šele, ko napetost spet vpade za polovico maksimalne napetosti (Hudson in Harrison, 2005). Dilatacija materiala narašča.

Maksimalna napetost napetostno-deformacijske krivulje je definirana kot enoosna tlačna trdnost ( $UCS$  ali  $\sigma_c$ ) izmerjena v enoosni tlačni preiskavi, ali bolj splošno porušna ali vrhunska trdnost materiala (Hudson in Harrison, 2005). Maksimalni gradient spremembe dilatacije odgovarja enoosni tlačni trdnosti materiala. Enoosna tlačna trdnost je uporaben trdnostni podatek materiala, saj je pogosto vhodni parameter klasifikacij kamninske mase (poglavje 2.4.3), porušnih kriterijev (poglavje 2.5) in ne nazadnje tudi v konstitutivnih materialnih modelih pri numeričnem modeliranju (Brady in Brown, 2006).

Obnašanje materiala v rezidualnem delu definiramo s krhkostjo (ang. *brittleness*). Če po poružitvi material ostane na enaki napetosti, pravimo, da je duktilen, če pa napetost upade na nič, pravimo, da je material krhek (Hudson in Harrison, 2005). Krhka porušitev je eksplozivna, saj je sprememba napetosti nenadna, pri čemer material sprejme zelo malo ali nič plastične deformacije. Material z duktilno porušitvijo ohranja in akumulira plastično deformacijo tudi po tem, ko ni več obremenjen (Brady in Brown, 2006).

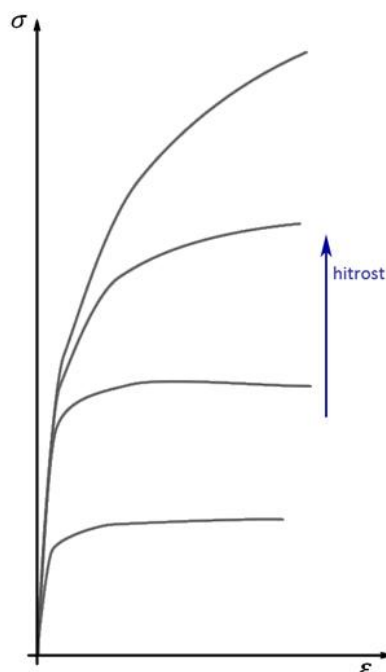
### 2.2.3 Vplivi na napetostno-deformacijsko krivuljo

Oblika napetostno-deformacijske krivulje preiskanega materiala ne bo enaka, pa čeprav preiskujemo enak material, če pri tem ne ohranjamo enakih pogojev. Ti dejavniki, ki jih je potrebno upoštevati ob izvedbi preiskave, so:

- a) hitrost obremenjevanja,
- b) velikost vzorca,
- c) oblika vzorca,
- d) bočna napetost in
- e) temperatura.

(a) Z namenom, da so rezultati med različnimi laboratoriji medsebojno primerljivi, obstajajo standardi oziroma priporočila, kjer so navedeni pogoji izvedbe preiskave. Če se teh smernic držimo, bodo pri enakih robnih pogojih rezultati preiskav primerljivi z ostalimi izvajalci in širše uporabni.

Vpliv hitrosti obremenjevanja na obnašanje napetostno-deformacijske krivulje materiala je poznan pojav pri večini standardnih laboratorijskih preiskav (npr. enoosna tlačna preiskava, triosna preiskava ipd.). Če material obremenjujemo počasi, se napetost preko vzorca enakomerno razporeja in postopoma relaksira, kar se odraža na akumulaciji plastične deformacije in dosegu nižje vrhunske napetosti (Slika 2.4). Če pa vzorec hitro obremenjujemo, se bo material odzval krhko in dosegel bo višjo trdnost (Davis in Reynolds, 1996). Poleg tega je porušitev vzorca kaotična, z velikim številom formiranih razpok, ki imajo različne naklone. Če je hitrost obremenjevanja dovolj počasna, se formulira ena glavna razpoka in mogoče še nekaj krajših paralelnih razpok (Zang in Stephansson, 2010).



Slika 2.4. Oblika napetostno-deformacijske krivulje ob različnih hitrostih obremenjevanja (prirejeno po Davis in Reynolds, 1996).

Figure 2.4. Shape of stress-strain curves at different strain rates (after Davis and Reynolds, 1996).

Pojav je lažje kontroliran, če se nadzoruje obnašanje deformacij namesto obremenjevanja (sile oz. napetosti) ob izvedbi preiskave. Po ISRM priporočilih se priporoča deformacijski korak obremenjevanja (ang. *strain rate*) med  $10^{-5}$  in  $10^{-4}$  /s (ISRM, 1979). V tem razponu je vpliv na napetostno-deformacijsko krivuljo zanemarljiv, izvedba laboratorijske preiskave pa tako poteka v praktično kvazi-statičnih pogojih (Brady in Brown, 2006).

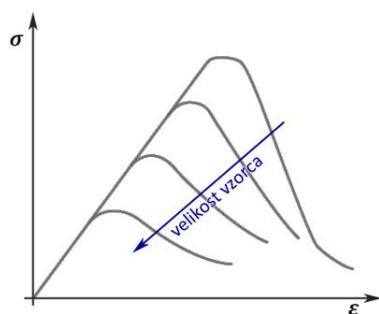
Višji ali nižji deformacijski korak obremenjevanja od priporočenega, lahko močno vpliva na napetostno-deformacijsko krivuljo. Njegov razpon na intervalu od  $10^{-8}$  /s in  $10^{-2}$  /s lahko doprinese dvakratni narastek v enoosni tlačni trdnosti materiala (Brady in Brown, 2006). Ob upoštevanju priporočenega deformacijskega koraka obremenjevanja, bomo npr. enoosno tlačno preiskavo izvajali s hitrostjo obremenjevanja (ang. *loading rate*) v razponu od 0,5 do 1,0 MPa/s, porušitev pa bomo dosegli v času med 5 in 10 minut (ISRM, 1979).

V diskretnih numeričnih modelih, ki so bili uporabljeni v tej raziskavi, preiskavo modeliramo tako, da na vzorec delujemo s hitrostjo obremenjevanja  $\Delta\dot{\epsilon}_r$ . To je alternativen način deformacijskemu koraku  $\Delta\epsilon_r$ , ki ga preko poznavanja mehanskega časovnega koraka  $\Delta t_m$  in števila ciklov  $N_{cyc}$  izvedenih ob koncu analize, lahko tudi izračunamo:

$$\Delta\epsilon_r = \Delta\dot{\epsilon}_r \cdot \Delta t_m / N_{cyc} \quad (2.12)$$

(b) Drugi dejavnik, ki vpliva na obliko napetostno-deformacijske krivulje kamnine, je velikost vzorca. Tako imenovani pojav vpliva merila (ang. *scale effect*) je prvi opazil in izmeril Pratt et al. (1972). Pratt je preiskoval vzorce kremenovega diorita s premeri od 5 do 275 cm in opazil, da z naraščajočo velikostjo vzorca, trdnost upade iz 70 na 7 MPa.

Pojav se odraža torej na trdnosti materiala, kjer večji vzorci dosegajo nižjo trdnost v primerjavi z manjšimi vzorci (Slika 2.6). Najbolj sprejeta razlaga tega je, da večji vzorci vsebujejo več mikrorazpok in ostalih nehomogenosti kot manjši vzorci (Hoek in Brown, 1997). Za porušitev manjših vzorcev zato potrebujemo več energije oziroma večjo silo, da ustvarimo nove razpoke, ki se združijo in povzročijo porušitev (Goodman, 1989).



Slika 2.5. Vpliv velikosti vzorca na obliko napetostno-deformacijske krivulje pri enoosni tlačni preiskavi (prirejeno po Hudson in Harrison, 2005).

Figure 2.5. The size effect in the uniaxial complete stress-strain curve (after Hudson in Harrison, 2005).

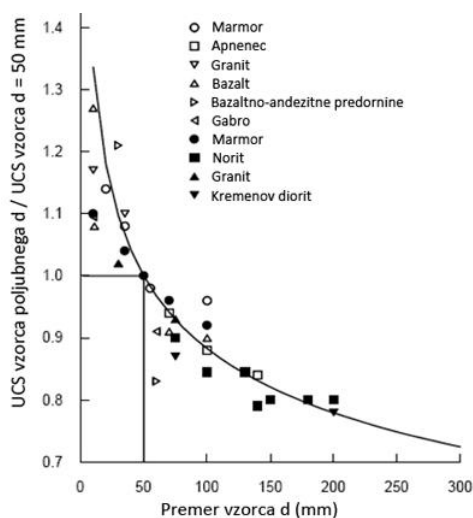
Velikost vzorca vpliva tudi na ostale mehanske lastnosti materiala. Vzorci večjih dimenzij se obnašajo bolj duktilno v primerjavi z manjšimi vzorci, ki se običajno obnašajo krhko (Slika 2.5). Iz tega vidika je zelo pomembno, da so geomehanski parametri na preiskovanem območju določeni za reprezentativno velikost intaktnih blokov, saj v nasprotnem lahko precenimo ali podcenimo geomehanske lastnosti materiala.

Porazdelitev trdnosti glede na velikost vzorca lahko opišemo z Weibullovo statistično teorijo porušitve (Weibull, 1951). Ta povezuje trdnost materiala  $\sigma_c$  poljubne velikosti  $V$  ob poznavanju trdnosti materiala  $\sigma_{c0}$  bazične velikosti  $V_0$  in materialnega parametra  $m$ , ki je odvisen od tipa kamnine, mikrostrukture in vsebnosti ostalih nehomogenosti (Yoshinaka et al., 2008):

$$\sigma_c = \sigma_{c0} \left( \frac{V_0}{V} \right)^{1/m} \quad (2.13)$$

Hoek in Brown (1980) sta na podlagi raziskovanja različnih kamnin poiskala korelacijo med enoosno tlačno trdnostjo vzorca poljubne velikosti  $\sigma_{cd}$  (v razponu od 10 do 200 mm premera) in premerom vzorca  $d$ , pri čemer je znana referenčna enoosna tlačna trdnost 50 mm velikega vzorca  $\sigma_{c50}$ :

$$\sigma_{cd} = \sigma_{c50} \left( \frac{50}{d} \right)^{0,18} \quad (2.14)$$



Slika 2.6. Korelacija vpliva velikosti vzorca na trdnost intaktne kamnine (Hoek in Brown, 1980).

Figure 2.6. Influence of specimen size on the strength of intact rock (Hoek and Brown, 1980).

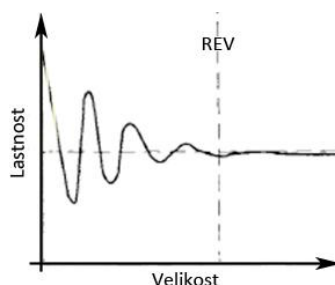
Velikost vzorca se lahko izrazi tudi z  $d = V^{1/3}$  in  $k = 3/m$  ter dobimo (Yoshinaka et al., 2008):

$$\sigma_c = \sigma_{c0} \left( \frac{d_e}{d_{e0}} \right)^{-k} \quad (2.15)$$

Koeficient  $d_{e0} = 58,1$  mm, kjer  $\sigma_{c0}$  ustreza enoosni tlačni trdnosti vzorca pri premeru 50 mm in višini 100 mm. Koeficient  $d_e$  predstavlja poljubno velikost vzorca z enoosno tlačno trdnostjo  $\sigma_c$ .

Yoshinaka et al. (2008) je pri raziskovanju vpliva merila kamnine razdelil na dva dela. Med trdne kamnine (ang. *hard rock*) je definiral vse tiste kamnine, ki imajo enoosno tlačno trdnost višjo od 25 MPa. Homogene trdne kamnine zajemajo vrednosti materialnega parametra  $m$  od 10 do 30 oziroma od 3 do 10, v primeru, če so preperete. Zanje je običajno, da preiskovanje vzorcev manjših od 50 mm poda visoko raztosenost rezultatov (Yoshinaka et al., 2008).

Raztosenost rezultatov pri izvajanju večje količine preiskav na enakem materialu je posledica nehomogene zgradbe tega materiala. Pri preiskavanju vzorca majhnih velikosti lahko pričakujemo visoko raztosenost rezultatov (Slika 2.7). Bolj kot povečujemo testirani volumen, bolj bodo rezultati statistično ponovljivi in reprezentativni, vse dokler ne dosežemo dovolj velikega volumna - reprezentativnega elementarnega volumna. Reprezentativni elementarni volumen (REV) je volumen telesa, kjer je velikost in število ponovljivih preiskav dovolj veliko, da v meritvah zajamemo vse slučaje (v našem primeru nehomogenosti) tako, da vsako nadaljnjo preiskavo ne vpliva na izračunano povprečno vrednost rezultatov (Hudson in Harrison, 2005).

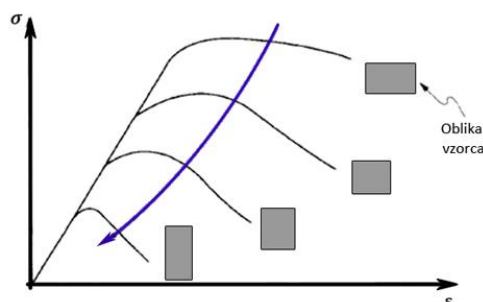


Slika 2.7. Vpliv velikosti vzorca na raztosenost podatkov. Ko se raztosenost podatkov močno zmanjša, lahko to velikost vzorca privzamemo za REV (prirejeno po Hudson in Harrison, 2005).

Figure 2.7. Variability in measured values with respect to sample volume, illustrating the REV (after Hudson and Harrison, 2005).

Med mehke kamnine (ang. *soft rock*) je Yoshinaka et al. (2008) uvrstil vse tiste kamnine, ki imajo enoosno tlačno trdnost v razponu od 0,5 do 25 MPa. Izkaže se, da te kamnine ne kažejo bistvenega trenda zaradi velikosti preiskovanega vzorca, zato je v tem primeru materialni parameter  $m$  enak 1. Poleg tega, ne glede to ali gre za trdne ali mehke kamnine, velikost vzorca ne kaže razvidnega trenda, ki bi vplival na Youngov modul in Poissonov količnik materiala (Yoshinaka et al., 2008).

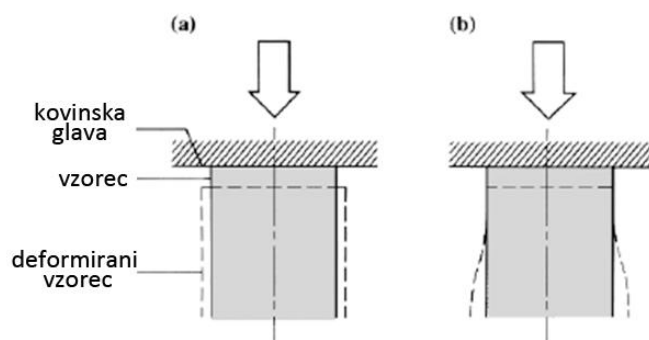
(c) Naslednji dejavnik je oblika preiskovanega vzorca. Obliko pravokotnega vzorca lahko spreminjamo, če spreminjamo razmerje njegove višine proti premeru oziroma širini. Testiranje različnih oblik vzorca se odraža na obliki napetostno-deformacijske krivulje (Slika 2.8). Z višanjem omenjenega razmerja upada trdnost in narašča krhkost testiranega materiala, pri čemer vpliva na deformacijske lastnosti ni opaziti (Hudson in Harrison, 2005).



Slika 2.8. Vpliv oblike vzorca na napetostno-deformacijsko krivuljo pri enoosni tlačni preiskavi (prirejeno po Hudson in Harrison, 2005).

Figure 2.8. Shape effect in uniaxial compressive test (after Hudson and Harrison, 2005).

Vzrok takega odziva naj bi bil v kontaktu med vzorcem in kovinsko tlačno glavo ter v različnih deformacijskih lastnostih obeh materialov (Brady in Brown, 2006). Ob izvajanju preiskave naj bi se na kontaktu ustvarilo trenje, ki preprečuje vzorcju, da bi se deformiral (Slika 2.9). To se odraža na povišani horizontalni napetosti v vzorcju. Širša kot je stranica vzorca ob kontaktu, do višjega trenja bo prišlo in pojav bo bolj izrazit. Da pojav čim bolj zmanjšamo, je po standardih priporočljivo preiskovanje vzorcev v razmerju stranic med 2,5 in 3,0 (ISRM, 1979) oziroma 2,0 in 2,5 (ASTM, 2008b).



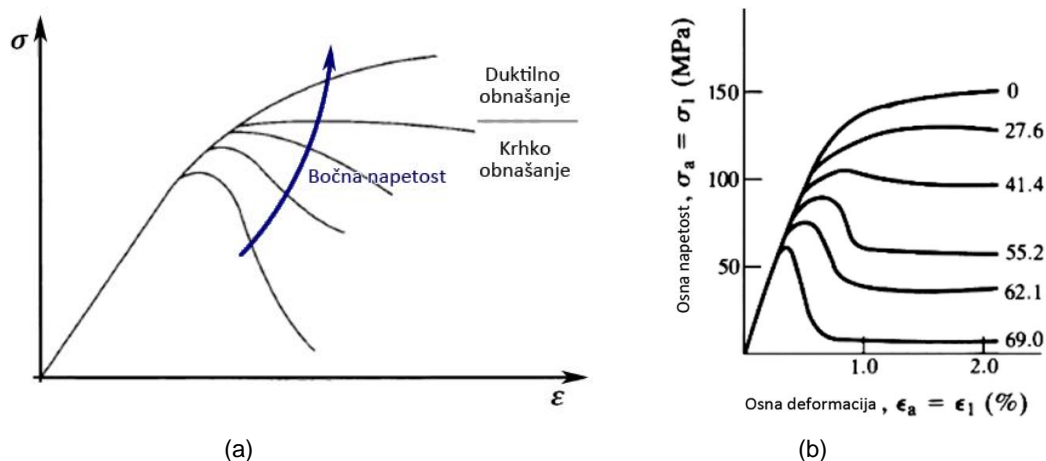
Slika 2.9. Dogajanje na kontaktu med kovinsko glavo in vzorcem: (a) idealni pogoji, ko med vzorcem in kovinsko tlačno glavo ni trenja ter (b) dejanska deformacija vzorca v laboratoriju (Brady in Brown, 2006).

Figure 2.9. Influence of end restraint on stresses and displacements induced in a uniaxial compression test: (a) desired uniform deformation of the sample and (b) deformation with complete radial restraint at the sample platen contact (Brady and Brown, 2006).

(d) Kot predzadnji dejavnik, ki vpliva na obliko napetostno-deformacijske krivulje, je bočna napetost. Vpliv bočne napetosti na obnašanje materiala najlažje opazujemo pri tirozni preiskavi. Preiskavo izvedemo podobno kot enoosno tlačno preiskavo, le da tu vzorec obremenimo še v bočni smeri. Radialno po obodu valjastega vzorca prilegamo konstantno napetost, imenovano bočna napetost. Nadalje vzorec obremenjujemo z osno silo, ob čemer beležimo osni pomik. Rezultat preiskave je porušna trdnost ob izbrani bočni napetosti. Če izvedemo več triosnih preiskav na enakem materialu, vendar vsakega z drugo bočno napetostjo, dobimo porušno ovojnico materiala.

Ko na material deluje dodatna bočna napetost, onemogoča premik med kontakti zrn ali med že obstoječimi mikrorazpokami, da bi enostavno napredovali, se združevali in formirali glavno razpoko. Zato je za porušitev materiala potrebno vnesti nekoliko več energije, kot v primeru, kjer na material ne deluje bočna napetost. To se odraža na prirastku porušne trdnosti, kar pomeni, da z višanjem bočne napetosti, narašča tudi porušna trdnost kamnine ter material prehaja iz krhkega v vedno bolj duktilno obnašanje. Vse dokler se material krhko obnaša, prihaja do mehčanja materiala (ang. *strain softening*). Če se bočni tlak nadalje povečuje, se material začne plastično obnašati in deformiranje materiala napreduje brez

padca napetosti. Območju, kjer je napetost konstantna, deformacija pa napreduje, pravimo krhko-duktilni prehod (Slika 2.10a). Če se napetost nadalje še povečuje, pravimo, da se material utrjuje (ang. *strain hardening*). Območje napetosti, kjer se zgodi krhko-duktilni prehod, je običajno mnogo višje od *in situ* napetostnega stanja geotehničnih objektov (Goodman, 1989; Hudson in Harrison, 2005; Brady in Brown, 2006). Po drugi strani pa je vpliv bočne napetosti na naklon napetostno-deformacijske krivulje zanemarljiv, zato Youngov modul z višanjem bočnega tlaka ostaja konstanten (Jeager et al., 2007).



Slika 2.10. (a) Vpliv bočne napetosti v triosni preiskavi na napetostno-deformacijsko krivuljo z označenim preходом iz krhkega v duktilno obnašanje (Hudson in Harrison, 2005) (b) ter vpliv pornega tlaka (podan v MPa ob krivuljah) na napetostno-deformacijsko krivuljo materiala preiskanega ob konstantni bočni napetosti (Brady in Brown, 2006).

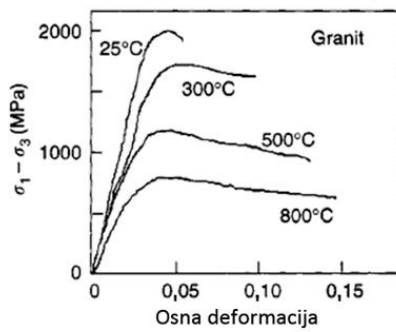
Figure 2.10. (a) The effect of confining pressure in the triaxial test and the brittle-ductile transition (Hudson and Harrison, 2005), and (b) effect of pore pressure (given in MPa by the numbers on the curves) on the stress strain behaviour tested on a constant confining pressure (Brady and Brown, 2006).

Vpliv bočne napetosti se odraža tudi na formiranju razpok na vzorcu. Višja kot je bočna napetost, več paralelnih in nagnjenih razpok se bo formiralo v materialu. Ko bočna napetost tako naraste, da vzorec preide preko krhko-duktilnega prehoda, v vzorcu ni več opaznih razpok, ampak ostane le deformiran vzorec z medzrnskimi zdrsi (Goodman, 1989).

Vpliv na krhkost in trdnost materiala v triosnem napetostnem stanju ima tudi porni tlak  $u$  (Slika 2.10b), saj vpliva na efektivno napetost  $\sigma_3$  ( $\sigma_3' = \sigma_3 - u$ ), ki deluje na trdnino poroznega materiala. Porni tlak je tlak vode, ki je prisotna v porah kamnine. Ko je efektivna napetost visoka (t.j. nizek porni tlak), material doseže višjo napetost ter se material obnaša duktilno. Ko pa je efektivna napetost nizka (visok porni tlak), se material obnaša krhko in doseže nižjo vrhunsko napetost (Hudson in Harrison, 2005; Brady in Brown, 2006).

(e) Podobno kot bočna napetost tudi temperatura vpliva na obnašanje materiala. Material segret na višjo temperaturo bo dosegel višjo trdnost ter njegovo obnašanje bo prešlo iz krhkega v duktilno obnašanje (Figure 2.11). Segrevanje omogoča materialu lažje deformiranje in prehod iz plastičnega v viskozno obnašanje (Davis in Reynolds, 1996; Jeager et al., 2007). Za večino kamnin velja, da njihovo obnašanje ostaja krhko, vse dokler okoliška temperatura ni enaka temperaturi taljenja materiala. Šele takrat se začne material obnašati duktilno (Murrell in Chakravarty, 1973).





Slika 2.11. Vpliv temperature na obliko napetostno-deformacijske krivulje (Jeager et al., 2007).

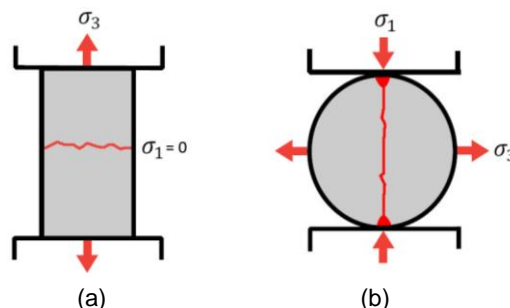
Figure 2.11. Stress-strain curves at various temperatures (Jeager et al., 2007).

#### 2.2.4 Natezna trdnost

V inženirski praksi je poleg poznavanja tlačne trdnosti kamnin, še bolj ključno poznavanje njihove natezne trdnosti. Kot smo spoznali v poglavju 2.2.2, je porušitev kamnin odvisna prav od njihove natezne trdnosti. Tudi, če je kamnina tlačno obremenjena, se začnejo tvoriti lokalna območja nateznega napetostnega stanja, kjer nastajajo mikrorazpoke, ki se povezujejo v makrorazpoko. Kot bomo videli v naslednjem poglavju 2.2.5, je natezna trdnost večkrat nižja od enoosne tlačne trdnosti in zato tudi lažje dosegljiva pri poljubnih napetostno-deformacijskih robnih pogojih.

V praksi se uporablja več preiskav za ugotavljanje natezne trdnosti materiala, pri čemer ima vsaka preiskava svoje prednosti in slabosti. Najbolj rigorozen je direktna natezna preiskava, ker se med izvedbo preiskave v vzorcu ustvari izključno natezno napetostno stanje, t.j. enoosno natezno napetostno stanje (Slika 2.12a). Preiskavo se izvede tako, da se valjasti vzorec natezno obremenjuje (razteguje) do porušitve. Porušitev je krhka, razpoka pa ravna, ki nastane vedno pravokotno na minimalno glavno napetost ( $\sigma_3$ ) (Jeager, 2009; Labuz in Zang, 2012). Absolutna vrednost minimalne glavne napetosti je hkrati tudi natezna trdnost preiskanega materiala.

Vendar direktna natezna preiskava ni pogosto izvedena preiskava v inženirski praksi, saj jo je zelo zahtevno izvesti. Valjasti vzorec je potrebno na konceh dobro pritrditi, kar je pogosto zelo težko zagotoviti. Ob izvedbi preiskave se porušitev pogosto zgodi na kontaktu med vzorcem in mestom, kjer je vzorec pritrdjen, namesto, da bi se porušil material, katerega se preiskuje.



Slika 2.12. Shematični prikaz napetostnega stanja in razpoke pri (a) direktni natezni preiskavi in (b) Brazilski preiskavi (prirejeno po Price, 2009).

Figure 2.12. Stress state and failure occurred in (a) direct tensile test and (b) Brazilian test (after Price, 2009).

Zaradi težavnosti pri izvedbi direktne natezne preiskave, je Brazilska preiskava pogosteje izvedena preiskava za ugotavljanje indirektno natezne trdnosti materiala (Li in Wong, 2012). Preiskava izhaja iz teoretičnega dejstva, da se material v dvoosnem napetostnem stanju

poruši natezno, če sta glavni napetosti  $\sigma_1$  in  $\sigma_3$  v razmerju 3:1 (ISRM, 1978). Preiskavo se izvede tako, da se vzorec v obliki diska obremenjuje s tlačno silo  $F$  v dveh nasproti si ležečih točkah njegovega oboda (Slika 2.12b). Tako se v sredini vzorca s premerom  $d$  in debelino  $t$  razvijeta tlačna  $\sigma_1$  (2.16) in natezna napetost  $\sigma_3$  (2.17) (Li in Wong, 2012), pri čemer je:

$$\sigma_1 = \frac{6F}{\pi d t} \quad (2.16)$$

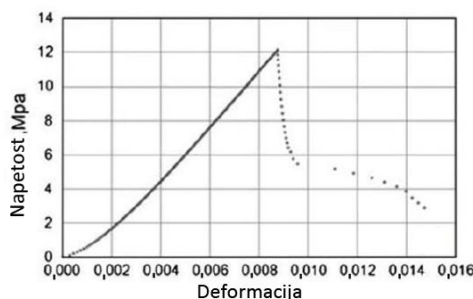
$$\sigma_3 = -\frac{2F}{\pi d t} = -\frac{\sigma_1}{3} \quad (2.17)$$

Natezna napetost  $\sigma_3$  je enaka indirektni (Brazilski) natezni trdnosti kamnine (ASTM, 2008a; ISRM, 1978):

$$\sigma_B = 2F/\pi d t \quad (2.18)$$

Teoretične osnove predpostavljajo, da naj bi se začetna razpoka pojavilja na mestu maksimalne natezne napetosti, ki je v sredini vzorca (Colback, 1966) in se nadaljevala paralelno z maksimalno glavno napetostjo. Vendar raziskave nekaterih avtorjev kažejo, da se porušitev pogosto zgodi v bližini točk obremenjevanja, če preiskujemo material, ki ima nizko tlačno-natezno trdnostno razmerje (Fairhurst, 1964), ali če preiskavo izvedemo z uporabo ravne tlačne glave (Hudson et al., 1972).

Glavna razpoka ob porušitvi materiala je natezna in vzporedna s smerjo obremenjevanja (Bahrani et al., 2012). Opazovanja porušenega vzorca pod elektronskim mikroskopom so pokazala, da so zrna blizu glavne razpoke natezno razpokana (Erarslan in Williams, 2011). Iz laboratorija je znano tudi, da se porušitev materiala v Brazilski preiskavi zgodi nenadno, s padcem napetosti v popolno krhkem obnašanju (Slika 2.13; Bahrani et al., 2012).



Slika 2.13. Tipična oblika napetostno-deformacijske krivulje materiala testiranega v Brazilski preiskavi (Erarslan in Williams, 2011).

Figure 2.13. Common stress-strain curve of a sample tested in Brazilian test (Erarslan and Williams, 2011).

Zaradi dvoosnega napetostnega stanja v Brazilski preiskavi, indirektno (Brazilske) natezne trdnosti ne smemo enačiti z direktno natezno trdnostjo, izmerjeno z direktno natezno preiskavo, ki ustvari enoosno natezno napetostno stanje. Laboratorijski rezultati kažejo nekoliko višje vrednosti Brazilske natezne trdnosti v primerjavi z direktno natezno trdnostjo  $\sigma_T$  (Martin, 1993; Li in Wong, 2012; Bahrani et al., 2012; Vallejos, 2013). Vzrok tega pripisujejo trenju oziroma koncentraciji napetosti, ki se ustvari med tlačno glavo in vzorcem pri Brazilski preiskavi. Tako pride do povišanja horizontalne napetosti, ki vpliva, da material doseže višjo natezno trdnost, kot bi jo sicer (Li in Wong, 2012).

## 2.2.5 Razmerja med trdnostmi

Rezultati laboratorijskih preiskav kažejo, da obstajajo odvisnosti med enoosno tlačno trdnostjo, direktno natezno trdnostjo in Brazilsko natezno trdnostjo. V primeru, ko podatka o kateri trdnosti nimamo na voljo, lahko, za grobo in hitro oceno, uporabimo razvite korelacije, ki so navedene v nadaljevanju.

V primeru, ko podatka o natezni trdnosti  $\sigma_N$  nimamo na voljo, jo lahko ocenimo na podlagi enoosne tlačne trdnosti  $\sigma_C$ , z uporabo naslednje empirične korelacije (Sheorey, 1997):

$$\sigma_C = R\sigma_N \quad (2.19)$$

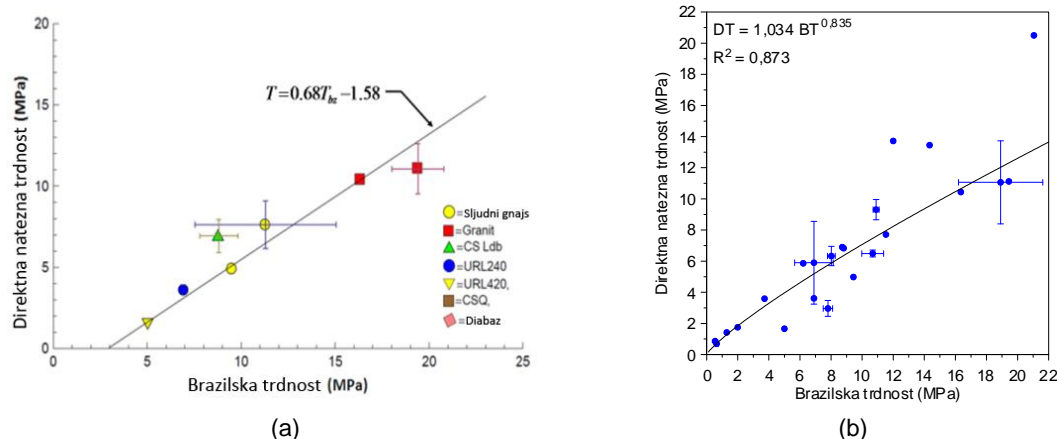
Parameter  $R$  določa razmerje med obema trdnostima. Glede na podatke, ki jih je imel Shoerey na voljo, se njegov razpon giblje med 2,7 in 39, s povprečjem 14,9 ( $\sigma_B : \sigma_C = 0,067$ ). Raziskave Vutukuri et al. (1974) dajejo razpon parametra  $R$  med 10 in 50, po Goodmanu (1989) pa razpon od 10 do 168. Pogosto preiskane magmatske kamnine, kot so granit in diorit, dajejo razmerje parametra  $R$  okrog 20 (Cho et al, 2007; Potyondy, 2010; Bahrani et al, 2012). Poleg tega naj bi bil parameter  $R$  odvisen od tipa kamnine (Brook, 1993) oziroma od zrnivosti, poroznosti in drugih heterogenostih v mikrostrukturi kamnine. To pomeni, da lahko za enak tip kamnine dobimo širok razpon parametra  $R$  in zato izbira njegove prave vrednosti predstavlja velik in pogosto nedosegljiv izziv.

Empirično korelacijo med Brazilsko natezno trdnostjo  $\sigma_B$  in direktno natezno trdnostjo  $\sigma_T$  je razvil D. Martin (Slika 2.14a; Vallejos, 2013):

$$\sigma_T = 0,68 \sigma_B - 1,58 \quad (2.20)$$

Podatki, ki so na voljo v literaturi (Li in Wong, 2012; Vallejos, 2013; Gorski et al., 2007) za različne kamnine (peščenjak, apnenec, trahit, marmor, sienit, sadra, kalkarenit) pa podajo naslednjo korelacijo (Slika 2.14b):

$$\sigma_T = 1,034 \sigma_B^{0,3835} \quad (2.21)$$



Slika 2.14. Empirični korelaciji med direktno natezno trdnostjo in Brazilsko natezno trdnostjo, (a) ki jo je določil D. Martin ter (b) korelacija določena iz podatkov, ki so na voljo v literaturi (Li in Wong, 2012; Vallejos, 2013; Gorski et al., 2007).

Figure 2.14. Empirical correlation between direct tensile strength and Brazilian strength (a) developed after D. Martin and (b) developed from data collected from literature (Li and Wong, 2012; Vallejos, 2013; Gorski et al., 2007).

## 2.3 MEHANSKO OBNAŠANJE DISKONTINUITET

### 2.3.1 Uvod

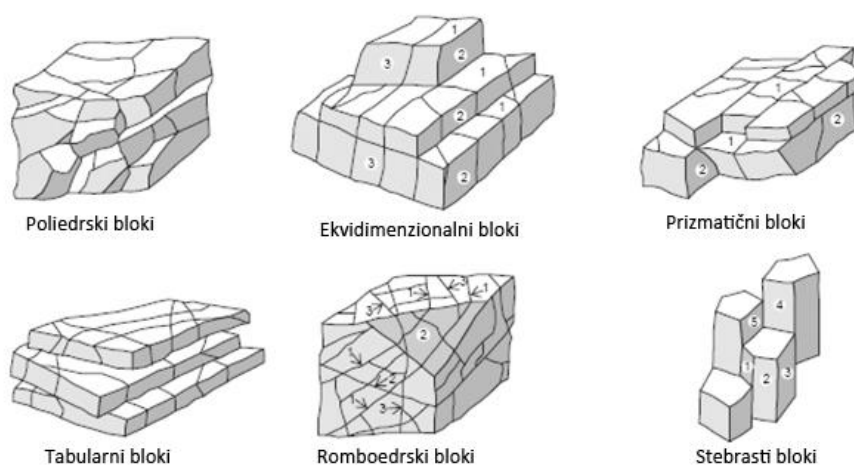
Poleg intaktne kamnine, so diskontinuitete drugi element kamninske mase, ki krojijo njeno zgradbo. Po definiciji so diskontinuitete ploskve, ki prekinajo zvezno in homogeno zgradbo kamninske mase (SIST EN ISO 14689-1:2004). Nastanejo lahko zaradi prehoda kamninske mase preko različnih tektonskih (sprememba napetostnega stanja) ali sedimentacijskih faz (obremenitev) ali inženirskega posega vanjo (npr. gradnja predora). Diskontinuitete so širši pojem za vse nezveznosti, ki jih opazimo v kamninski masi (ISRM, 1977). Mednje prištevamo ploskve plastovitosti, t.i. lezike, razpoke, prelome, klivaž, žile ipd. V nadaljevanju bomo spoznali njihove geometrijske in geomehanske lastnosti, saj je iz inženirskega vidika poznavanje le teh nujno, ker poleg intaktnih blokov, ključno vplivajo na geomehansko obnašanje kamninske mase.

### 2.3.2 Geometrijske lastnosti diskontinuitet

Geometrijske lastnosti diskontinuitet najpreprosteje ugotavljamo s strukturno-geološkim kartiranjem, lahko pa tudi z geofizikalnimi metodami ali različnimi foto terestričnimi metodami (npr. terestrično lasersko skeniranje - TLS, fotogrametrija ipd.). Lastnosti, ki določajo geometrijo diskontinuitet so (Hudson in Harrison, 2005; SIST EN ISO 14689-1:2004; ISRM, 1977):

- orientacija diskontinuitet,
- oddaljenost med diskontinuitetami,
- razprostranjenost diskontinuitet,
- odprtost diskontinuitet in
- hrapavost ploskve diskontinuitet.

(a) Orientacija diskontinuitet določa lego diskontinuitete v prostoru in vpliva na obliko intaktnih blokov (Slika 2.15). Definirana je z vpadom in smerjo vpada diskontinuitete, ki ju izmerimo z geološkim kompasom. Če na obravnavanem območju izmerimo večje število orientacij diskontinuitet, lahko opravimo analizo strukturnih podatkov, kjer posamezne diskontinuitete grupiramo v družine (ISRM, 1977) glede na njihove geometrijske lastnosti. Več o analizi strukturnih podatkov bo pojasnjeno v poglavju 3.5.1.



Slika 2.15. Primeri oblik intaktnih blokov (Dearman, 1991).

Figure 2.15. Examples of intact block shapes or the jointing pattern (Dearman, 1991).

(b) Oddaljenost med diskontinuitetami (ang. *spacing*) določa pravokotno oddaljenost med dvema sosednjima (paralelnima) diskontinuitetama iste družine in neposredno vpliva na

velikost intaktnih blokov (poglavje 2.4.4). Merjenje oddaljenosti poteka po navidezni liniji, pravokotni na družino diskontinuitet, ki je vsaj 10-krat daljša od predvidene oddaljenosti med diskontinuitetami. Pri obdelavi izmerjenih podatkov je priporočljivo izrisati histogram ter določiti razpon in mediano/modus oddaljenosti med diskontinuitetami. Oddaljenost med diskontinuitetami lahko prikažemo tudi s frekvenco ali gostoto diskontinuitet  $P_{10}$ . Ta je inverzna oddaljenosti med diskontinuitetami in je definirana s številom diskontinuitet  $N$  na dolžinsko enoto  $L$  (ISRM, 1977; Hudson in Harrison, 2005; Dershowitz in Herda, 1992):

$$P_{10} = \frac{N}{L} \quad (2.22)$$

(c) Razprostranjenost diskontinuitete (ang. *persistence*) določa maksimalno dolžino (ali površino) diskontinuitete v prostoru. Iz inženirskega vidika je to zelo pomemben podatek, saj predstavlja potencialna mesta, kjer lahko pride do porušitev/zdrsov kamnine. Zaradi omejene razgaljenosti kamnin v naravi jo je na žalost zelo težko izmeriti in običajno predstavlja zelo grobo oceno. Pogosto se zgodi, da so najmlajše diskontinuitete kontinuirane in sekajo preostale starejše družine diskontinuitet v diskretne segmente (ISRM, 1977).

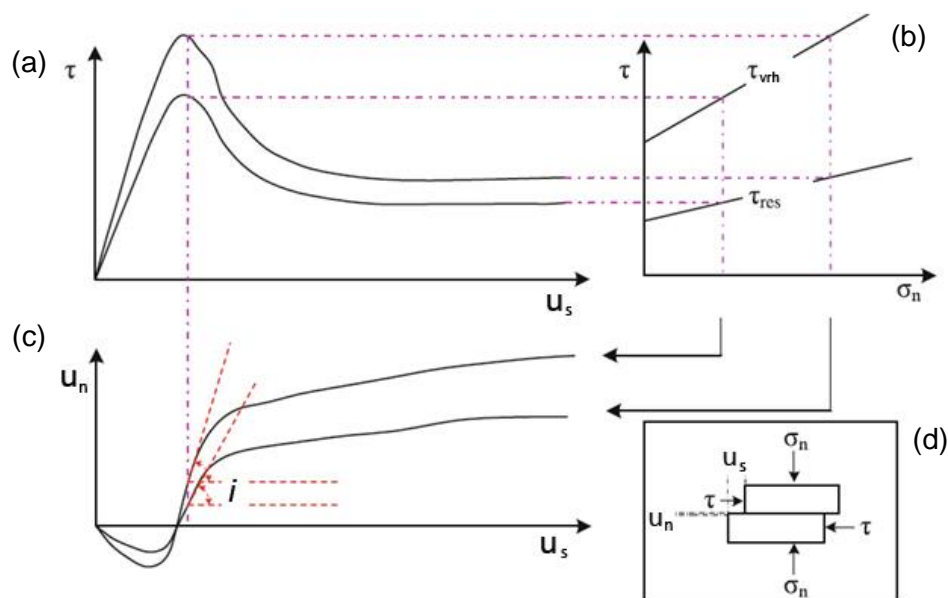
(d) Odprtost diskontinuitete določa pravokotno medsebojno oddaljenost dveh razkolnih ploskev iste diskontinuitete. Je lahko posledica valovitosti diskontinuitete, ki ob striženju povzroči razmik med razkolnima ploskvama (kot razmikanja, enačba 2.23), izpiranja ali raztapljanja polnila, ali prisotnost lokalnih nateznih napetosti. Če merjenje odprtosti na različnih mestih diskontinuitete kaže na raztros meritev, lahko iz razpona odprtosti diskontinuitete sklepamo na velikost strižnega pomika (ISRM, 1977).

Če je diskontinuiteta zaprta, se obe razkolni ploskvi tesno dotikata. Ko je pa odprta, je prostor med njima lahko zapolnjen z zrakom (plinom), vodo (tekočino), mineralom (t.i. žila), glino ali katerim drugim polnilom. Vrsta polnila vpliva na geomehansko obnašanje diskontinuitete ter, v primeru povezanosti diskontinuitet (t.i. sekundarna poroznost), na prepustnost kamninske mase (ISRM, 1977).

(e) Poznavanje hrapavosti ploskve diskontinuitete nima samo geometrijskega učinka, ampak, kot bomo videli kasneje (poglavje 2.3.3), ima bistven vpliv na trdnost in kot razmikanja diskontinuitete. Njen vpliv na strižno trdnost bo manjši, če je odprtost diskontinuitete večja ali pa, če diskontinuiteto zapolnjuje polnilo. Geometrijo hrapavosti diskontinuitete opišemo lahko opisno (npr. valovita, stopničasta, gladka ipd.) ali številčno preko koeficienta hrapavosti diskontinuitete  $JRC$  (ang. *Joint Roughness Coefficient - JRC*). O slednjem bo več napisano v nadaljevanju (poglavje 2.5.5).

### 2.3.3 Geomehanske lastnosti diskontinuitet

Geomehanske lastnosti diskontinuitet opazujemo v dveh ravninah, in sicer v normalni smeri (prečni na diskontinuiteto) in v strižni smeri (vzporedni z diskontinuiteto). Najpogosteje uporabljena preiskava za ugotavljanje geomehanskih lastnosti diskontinuitet je direktna strižna preiskava (ang. *shear box*; Slika 2.16d). Izvede se jo tako, da se vzorec z diskontinuiteto pritrdi, del kamnine nad razpoko pa striže. Glavni rezultat preiskave je strižna krivulja, kjer merjen strižni pomik  $u_s$  nanašamo na absciso, strižno napetost  $\tau$  pa na ordinato (Slika 2.16a). Če direktno strižno preiskavo izvajamo pri različnih normalnih napetostih, dobimo porušno ovojnico diskontinuitete. Kasneje bomo spoznali več porušnih kriterijev (poglavje 2.5), ki ponazarjajo porušno ovojnico na linearen ali nelinearen način.



Slika 2.16. (a) Strižna krivulja za dve normalni napetosti (b) s pripadajočima porušnima ovojnica. (c) Vpliv med normalnim ter strižnim pomikom. (d) Shematični prikaz strižne preiskave (prirejeno po Bandis et al, 1983).

Figure 2.16. (a) Stress-displacement curves of rock joint for increasing normal stress with (b) corresponding failure envelopes, and (c) including the relationship between normal and shear displacement. (d) Presentation of shear box (after Bandis et al, 1983).

Striženje dveh blokov kamnine izzove močno trenje (odpornost) med razkolnima ploskvama (Bandis, 1980). Poleg polnila diskontinuitete na trenje vpliva hrapavost diskontinuitete. Ta zajema dve lastnosti diskontinuitete, in sicer lastni kot in valovitost diskontinuitete. Lastni kot diskontinuitete  $\phi_b$  predstavlja strižni odpor ravne (nepolirane) in nepreperete ploskve kamnine oziroma diskontinuitete. Odvisen je predvsem od mineralne zgradbe kamnine oziroma same diskontinuitete (Bandis, 1980). Izmerimo ga z izvedbo preiskave z nagibno ploščo na ravni ploskvi (poglavje 2.5.5).

Ob začetku striženja diskontinuitete naj bi bil strižni kot diskontinuitete višji, zaradi drsenja diskontinuitete po zobčkih (ang. *asperities*). Takrat strižni kot predstavlja vsoto lastnega kota in stopnje valovitosti diskontinuitete (Slika 2.17). Velikost zobčkov oziroma stopnja valovitosti diskontinuitete definira kot razmikanja  $i$ , ki je odvisen od normalnega  $u_n$  in strižnega pomika  $u_s$  ob striženju diskontinuitete (Alejano in Alonso, 2005):

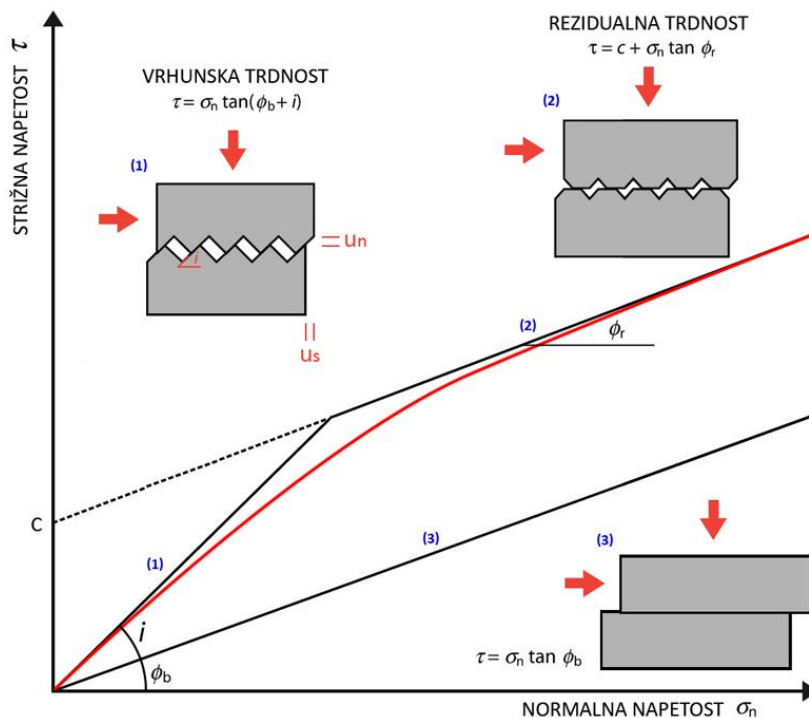
$$i = \arctan\left(\frac{u_n}{u_s}\right) \quad (2.23)$$

Bolj kot je diskontinuiteta valovita oziroma večje zobčke kot ima, bolj se bosta razkolni ploskvi medsebojno razmaknili (Slika 2.17, faza 1) in dosegli višji kot razmikanja. Ko striženje diskontinuitete doseže vrh zobčkov, takrat dosežemo maksimalni strižni odpor in maksimalni kot razmikanja, v strižni krivulji pa maksimalno strižno napetost, ki ji pravimo (vrhunska) strižna trdnost diskontinuitete (Bandis, 1980).

Nadaljnje drsenje po diskontinuiteti povzroči drobljenje zobčkov, zato se kot razmikanja zmanjša in predpostavlja, da je (približno) enak  $0^\circ$  (Slika 2.16c). Zaradi drobljenja zobčkov se zmanjša tudi strižni kot, ki mu pravimo rezidualni strižni kot (Slika 2.17, faza 2). Dosežena je t.i. rezidualna (strižna) trdnost, ki je vedno nekoliko nižja od vrhunske strižne trdnosti (Slika 2.16a, b).

Patton (1966) je celotno obnašanje opisal z bilinearnim zakonom trenja, torej z dvema linearnima premicama z medsebojnim ostrim prehodom ter navidezno kohezijo, ki se ustvari v

rezidualnem delu (Slika 2.17). Vendar prehod iz območja vrhunske trdnosti v rezidualno trdnost ni tako oster, ampak postopen in nelinearen (Bandis, 1980). Spodnja slika (Slika 2.17) prikazuje tudi porušno ovojnico ravne (Slika 2.17, faza 3) in nazobčene (valovite) diskontinuitete (Slika 2.17, rdeča krivulja). Razvidno je, da valovitost diskontinuitete močno pripomore k dosegu višje strižne trdnosti diskontinuitete. Ravne razpoke imajo zato nizek kot razmikanja, nižjo strižno trdnost, lastni kot je pa podobne velikosti rezidualnemu kotu (Slika 2.17, faza 3; Bandis, 1980). Celo več, za ravne ali diskontinuitete zapolnjena z glino, lahko privzamemo, da nimajo kota razmikanja niti v povojnih fazah striženja (Barton in Choubey, 1977).



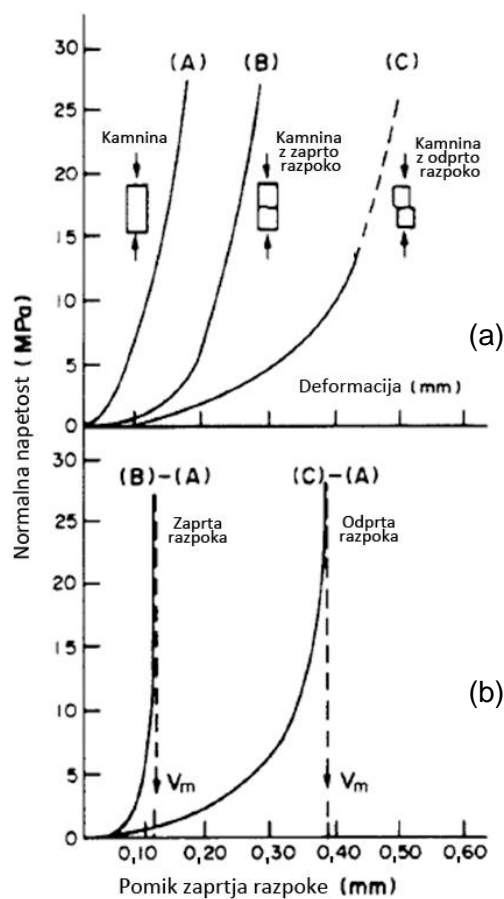
Slika 2.17. Obnašanje (1, 2) hrapave in (3) ravne razpoke aproksimirane s Pattovim bilinearnim zakonom trenja ter z nelinearno krivuljo, ki ponazarja pričakovano realno obnašanje diskontinuitete (rdeča linija) (prirejeno po Price, 2009).

Figure 2.17. The behaviour of (1, 2) rough and (3) smooth discontinuities fitted to Patton's bilinear law of friction and suspected real non-linear behaviour (red line) (after Price, 2009).

Togost razpok je definirana z dvema komponentama, in sicer z normalno in strižno togostjo (Goodman et al., 1968). Normalna in strižna togost opisujeta spremembo normalne napetosti v odvisnosti od normalnega premika oziroma spremembo strižne napetosti v odvisnosti od spremembe strižnega pomika. Visoka togost predstavlja velik prirastek (normalne ali strižne) napetosti ob zelo majhnem (strižnem ali normalnem) pomiku (Bandis, 1980).

Normalno togost  $k_n$  določimo, če diskontinuiteto obremenjujemo z normalno napetostjo  $\sigma_n$  in pri tem merimo normalni pomik  $V_t$ . Podobno naredimo še za intaktno kamnino ter odštejemo normalni pomik intaktne kamnine  $\Delta V_i$  od celotnega pomika  $\Delta V_t$  (Slika 2.18). Tako dobimo samo pomik zaprtja (ang. *joint closure*) diskontinuitete  $\Delta V_j$  (Bandis et al., 1983; Jeager et al., 2007):

$$\Delta V_j = \Delta V_t - \Delta V_i \quad (2.24)$$



Slika 2.18. (a) Osnji pomik intaktnega jedra kamnine (A), jedra z zaprto diskontinuiteto (B) in jedra z odprto diskontinuiteto (C). (b) Zaprtje diskontinuitete izračunano tako, da se je odštel pomik intaktne kamnine od pomika vzorca z diskontinuiteto (Goodman, 1976).

Figure 2.18. (a) Axial displacement of intact core (A), core with mated joint (B), and core with unmated joint (C). (b) Joint closure, computed by subtracting displacement for intact specimen from displacement of jointed specimen. (Goodman, 1976).

Naklon krivulje, ki jo dobimo, predstavlja normalno togost  $k_n$  (Peng in Zang, 2007):

$$k_n = \frac{\Delta\sigma_n}{\Delta V_j} \quad (2.25)$$

Večina raziskovalcev (Goodman, 1970; Pratt et al., 1974; Iwai, 1976; Bandis, 1980; Bandis et al., 1983) je ugotovila, da krivulja normalne napetosti v odvisnosti zaprtja diskontinuitete kaže močno nelinearno obnašanje, ki se najbolje aproksimira s hiperbolično funkcijo. Tako je nastalo nekaj korelacij preko katerih se za želeno napetostno stanje (t.j. normalno napetost) izračuna normalno togost  $k_n$ . Pri tem se predpostavlja, da je največje zaprtje  $V_m$ , ki ga diskontinuiteta lahko doseže, manjše od njene odprtosti (poglavje 2.3.2; Goodman, 1968).

Z višjo normalno napetostjo kot se obremenjuje vzorec, bližje se približujemo maksimalnemu zaprtju diskontinuitete (Bandis et al., 1983). Prav zaradi tega se meritev običajno izvaja v treh zaporednih ciklih obremenjevanja in razbremenjevanja, kjer se za izračun priporoča uporabo drugega ali tretjega cikla (Bandis et al., 1983, Barton et al, 1985). Še posebej je to priporočljivo za preperete diskontinuitete, ker se v prvem ciklu razkolne ploskve diskontinuitete šele umestijo, v nadaljnjih dveh ciklih pa se diskontinuiteta že približa maksimalnemu zaprtju.



Dejavniki, ki vplivajo na normalno togost in hkrati zaprtost diskontinuitet, so (a) hrapavost, (b) amplituda in porazdelitev odprtosti preko diskontinuitete, (c) trdnost in (d) togost razkolnih ploskev oziroma zobčkov ter (e) geomehanske lastnosti morebitnega polnila (Bandis et al., 1983).

Strižno togost diskontinuitete  $k_s$  določimo iz naklona strižne krivulje (Slika 2.16a; Jeager et al., 2007; Peng in Zang, 2007):

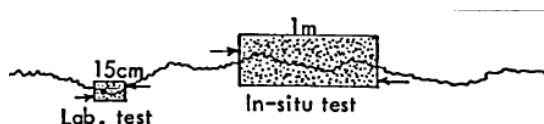
$$k_s = \frac{\Delta\tau}{\Delta u_s} \quad (2.26)$$

Alternativno pa strižno togost diskontinuitete ugotovimo tudi z deljenjem (vrhunske) strižne trdnosti s pripadajočim strižnim pomikom (Bartom in Choubey, 1977). Vendar nekateri raziskovalci (Bandis et al., 1983; Kulhaway, 1978; Hungr in Coates, 1978) zaradi pogosto nelinearne strižne krivulje priporočajo raje aproksimacijo s hiperbolično funkcijo ter nadaljnji izračun strižne togosti pri ustreznem napetostnem stanju. Zaradi odvisnosti strižne togosti od napetostnega stanja (t.j. normalne napetosti), je pri ugotavljanju njene vrednosti, potrebno preučiti napetostno stanje obravnavanega območja (Goodman, 1970; Bandis, 1980). Rosso (1976) je ugotovil, da je *in situ* strižna togost od 1,5 do 4-krat nižja od strižne togosti diskontinuitete izmerjene v laboratoriju. Zato je pri ugotavljanju strižne togosti potrebno upoštevati tudi merilo opazovanja (poglavje 2.3.4) oziroma dolžino preiskovane diskontinuitete (Bandis, 1980).

Diskontinuitete so veliko bolj toge v normalni kot pa v strižni smeri (Barton, 1972). Razmerje normalne in strižne togosti  $k_n/k_s$  ni konstantno, ampak je odvisno od napetostnega stanja. V splošnem, za diskontinuitete v poljubnem materialu, je bilo ugotovljeno, da je pričakovano največje razmerje togosti  $k_n/k_s$ , ko je napetostno stanje nizko (med 0,02 in 0,05 MPa), in sicer med 58 in 130 (Bandis et al., 1983). Ko pa se napetostno stanje povečuje, to razmerje postaja precej nižje (Bandis et al., 1983). Barton (2014) ugotavlja, da se togostno razmerje  $k_n/k_s$  lahko giblje med 10 in 100, Singh in Goel (2006) pa med 10 in 30. Razlika v togosti diskontinuitete v normalni in strižni smeri ima vpliv na anizotropno obnašanje kamninske mase ter nujno nižjo togost v primerjavi z intaktno kamnino (Singh in Goel, 2006).

### 2.3.4 Vpliv merila

Glede na merilo opazovanja (Slika 2.19) geometrijo površja razkolne ploskve (t.j. hrapavost) delimo v tri razrede, in sicer na stopničasto, valovito ali ravno diskontinuiteto, če opazujemo v večjem merilu (*m* dimenzij) ter na zobčasto, gladko in zdrsko, če opazujemo v manjšem merilu (*cm* dimenzij). Ob striženju diskontinuitete se hrapavost oziroma zobčki manjšega merila trejo in drobijo, hrapavost večjega merila pa povzroča razmikanje razkolnih ploskev (t.i. kot razmikanja). Merilo opazovanja je neposredno povezano z velikostjo obravnavanega geotehničnega problema, o čemer bo več pojasnjeno v nadaljevanju (poglavje 2.4.4).

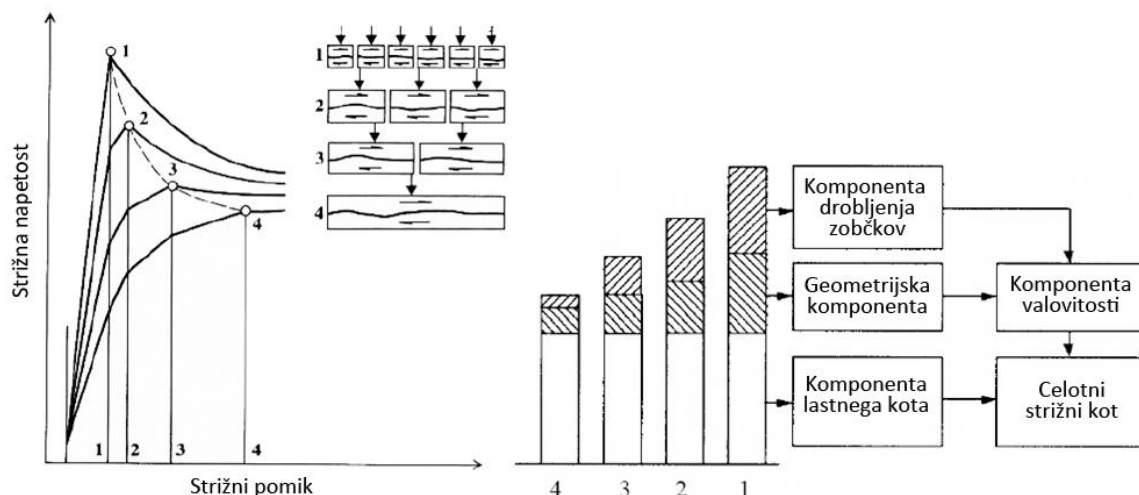


Slika 2.19. Glede na merilo opazovanja lahko zajamemo različni tip hrapavosti diskontinuitete (Bandis, 1980).

Figure 2.19. Different scales of discontinuity characterize different type of roughness (Bandis, 1980).

Pratt et al. (1974) je opazil, da z večanjem merila opazovanja (večja površina diskontinuitete) opazno pada (vrhunska) strižna trdnost diskontinuitet zaradi vpada hrapavosti diskontinuitete (Slika 2.20). Do podobnih ugotovitev sta prišla tudi Barton in Choubey (1977) ter svoje ugotovitve kvantitativno upoštevala v Bartonovem porušnem kriteriju, ki je opisan v poglavju 2.5.5. Ugotovila sta, da je od velikosti diskontinuitete poleg hrapavosti, pogojenih več

parametrov diskontinuitet, kot so npr. trdnost razkolnih ploskev in togost diskontinuitete, strižni kot, (vrhunski) strižni pomik, kot razmikanja, zdrsni kot pri izvedbi preiskave z nagibno ploščo idr. Vendar vrednosti omenjenih parametrov ne vpadajo v nedogled z večanjem velikosti diskontinuitet, ampak vpadajo vse dokler ne dosežejo kritične dolžine diskontinuitete, kjer se njihove vrednosti stabilizirajo (Barton in Choubey, 1977).



Slika 2.20. Vpliv dolžine diskontinuitete na strižno trdnost (Bandis, 1980).

Figure 2.20. Influence of scale on discontinuity shear strength (Bandis, 1980).

Pri obravnavi poljubne dolžine diskontinuitet je zato potrebno ugotoviti ustrezne vrednosti parametrov, ki ustrezajo izbrani dolžini diskontinuitet. Vendar dolžina diskontinuitet ni enaka razprostranjenosti diskontinuitet, kot bi sprva mislili. V sistemu diskontinuitet je običajno več družin, kjer mlajše diskontinuitete sekajo starejše in tako določajo ustrezno dolžino diskontinuitet, katero je potrebno upoštevati pri definiranju parametrov. Običajno je ta dolžina enaka oddaljenosti med diskontinuitetami, ki je direktno povezana z velikostjo intaktnih blokov v kamninski masi (poglavje 2.4.4). Če je oddaljenost med diskontinuitetami v kamninski masi podobnega velikostnega reda kot dolžina testirane diskontinuitete v laboratoriju, parametrov diskontinuitet ni potrebno posebej korigirati. Če pa je oddaljenost med diskontinuitetami v kamninski masi veliko večja, kot dolžina testirane diskontinuitete v laboratoriju, pa je potrebno parametre diskontinuitet ustrezno reducirati (Barton in Choubey, 1977)

## 2.4 MEHANSKO OBNAŠANJE KAMNINSKE MASE

### 2.4.1 Uvod

V povojih mehanike kamnin se je kamninsko maso obravnavalo kot elastičen in zvezen material, ki temelji na principih teorije elastičnosti. Vendar se je kasneje pokazalo, da gostota diskontinuitet vpliva na strukturo kamninske mase, kjer imajo le-te pomemben vpliv na to, ali se bo kamninska masa obnašala zvezno (kot kontinuum) ali nezvezno (kot diskontinuum). Zato se je kamninsko maso začelo obravnavati tudi kot nezvezni material, katerega sestavni deli so diskontinuitete in intaktni bloki.

Geomehanske lastnosti diskontinuitet, skupaj z geomehanskimi lastnostmi intaktnih blokov, vplivajo na geomehansko obnašanje celotne kamninske mase (ISRM, 1977; Hudson in Harrison, 2005). Poznavanje geomehanskega obnašanja diskontinuitet in intaktnih blokov je tako predpogoj, preden lahko sploh karkoli (na)povemo o geomehanskem obnašanju kamninske mase. Vendar, kot smo spoznali že v uvodu doktorske disertacije, je ta postopek vse prej kot enostaven. Premik in striženje ob diskontinuitetah, skupaj z deformacijo in poružitvijo intaktnih blokov, tvorijo zelo kompleksno obnašanje kamninske mase (Edelbro,

2003). Običajno so diskontinuitete manj toge od okoliške kamnine, zato ključno vplivajo na njene trdnostne in deformacijske lastnosti (Barton in Choubey, 1977; Mas Ivars, 2011), kot tudi na anizotropnost in vpliv merila kamninske mase. Gostota diskontinuitet je lahko tako velika, da se kamninska masa obnaša podobno kot zemljina, kjer ne pride do drobljenja intaktnih blokov kamnin.

Poleg tega pa je poznavanje lokacij, dolžine, orientacije in ne nazadnje tudi geomehanskih lastnosti vseh diskontinuitet znotraj kamninske mase, praktično nemogoče. Oteženo je tudi ovrednotenje velikosti in geomehanskih lastnosti vsakega posameznega intaktnega bloka kamninske mase (Edelbro, 2003).

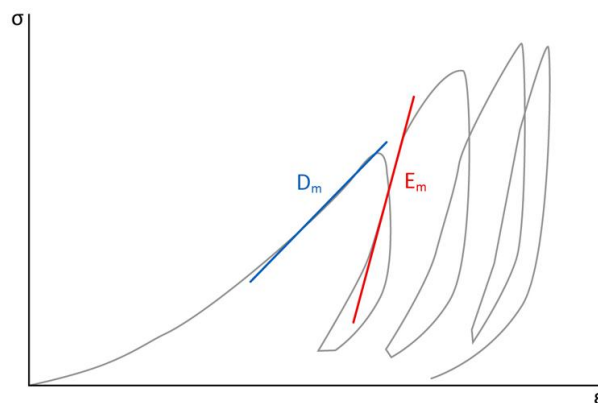
Kljub temu so se v zadnjih desetletjih razvili različni pristopi ugotavljanja geomehanskih lastnosti kamninske mase. V nadaljevanju bomo tako spoznali geomehanske lastnosti kamninske mase, klasifikacije za ovrednotenje kamninske mase ter pojav vpliva merila in korelacije za ugotovitev velikosti intaktnih blokov v kamninski masi.

#### 2.4.2 Geomehanske lastnosti

Deformacijske in trdnostne lastnosti kamninske mase so odvisne v glavnem od dveh dejavnikov, in sicer od (a) geomehanskih lastnosti intaktne kamnine ter (b) geomehanskih lastnosti diskontinuitet (Hundson in Harrison, 2005). Večji bloki kamninske mase vsebujejo več diskontinuitet in naj bi zato imeli slabše (nižje) geomehanske lastnosti v primerjavi z manjšimi bloki, ki imajo manj diskontinuitet (Bieniawski, 1978). Zato se običajno vrednosti geomehanskih lastnosti kamninske mase gibljejo med točkama (a) in (b) (Hundson in Harrison, 2005).

Togost kamninske mase opišemo z dvema moduloma, in sicer z elastičnim  $E_m$  in deformacijskim modulom  $D_m$ . Določimo ju z izvedbo obremenilno-razbremenilnih zank na kamninski masi (Slika 2.21). Deformacijski modul predstavlja naklon prve obremenitve v napetostno-deformacijskem diagramu, ki poleg elastične deformacije vključuje tudi njen plastičen del (Bieniawski, 1978; Goodman, 1989). Elastični modul pa predstavlja naklon začetnega dela razbremenilne zanke v napetostno-deformacijskem diagramu, ki naj bi vseboval samo elastično deformacijo (Brady in Brown, 2006).

Razmerje med obema moduloma  $E_m/D_m$  definira stopnjo razpokanosti kamninske mase. Višje vrednosti razmerja  $E_m/D_m$  označujejo razpokano ( $E_m/D_m$  je med 2 in 10) oziroma močno razpokano ( $E_m/D_m > 10$ ) kamninsko maso, nižje vrednosti ( $E_m/D_m < 2$ ) pa kompaktno in masivno kamninsko maso (Goodman, 1989).

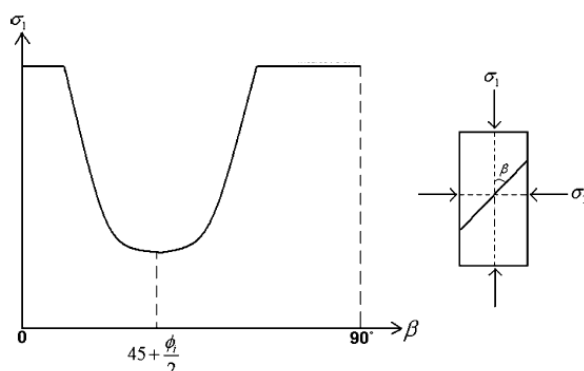


Slika 2.21. Obremenilno-razbremenilne zanke ter določitev elastičnega  $E_m$  in deformacijskega modula  $D_m$  kamninske mase.

Figure 2.21. Initial loading-unloading cycles and determination of modulus of elasticity  $E_m$  and modulus of deformation  $D_m$  of rock mass.

V prostorskem smislu je trdnost kamninske mase, poleg ostalih dejavnikov (npr. geomehanskih lastnosti intaktnih blokov), odvisna predvsem od orientacije diskontinuitet. Če so diskontinuitete paralelne ali prečno usmerjene glede na os obremenitve, ne kažejo vpliva na trdnost kamninske mase in dosegajo primerljive vrednosti z intaktno kamnino (Slika 2.22). Če pa so diskontinuitete nagnjene glede na maksimalno glavno napetost, le-te imajo vpliv na trdnost kamninske mase. Njihov maksimalen vpliv je dosežen, ko so nagnjene pod kotom  $\beta$  glede na maksimalno glavno napetost in so v materialu s strižnim kotom  $\varphi$  (Hudson in Harrison, 2005; Brady in Brown, 2006):

$$\beta = 45^\circ + \varphi/2 \quad (2.27)$$



Slika 2.22. Vpliv naklona diskontinuitet na trdnost kamninske mase (Chong et al., 2011).

Figure 2.22. Effect of a discontinuity on strength of rock mass (Chong et al., 2011).

Če vzamemo primer, da je v kamninski masi prisotnih več družin diskontinuitet, vpliv na njeno trdnost ne bo več tako jasen in preprosto definiran kot v primeru ene družine diskontinuitet. Vsaka družina diskontinuitet ima določen naklon diskontinuitet glede na maksimalno glavno napetost in s tem tudi večji ali manjši vpliv na trdnost kamninske mase. Tako ima celoten sistem diskontinuitet, kot skupek vseh družin diskontinuitet v kamninski masi, vpliv na trdnost kamninske mase (Hudson in Harrison, 2005).

Prevladujoča družina diskontinuitet lahko izzove anizotropno obnašanje kamninske mase. Praviloma bo v prevladujoči smeri diskontinuitet trdnost kamninske mase nekoliko nižja v primerjavi s trdnostjo v neki drugi smeri, kjer družine diskontinuitet niso tako izrazite. Pogosto tako obnašanje zaznamo v sedimentnih kamninah, kjer so plasti ločene s t.i. lezikami, ki običajno močno prevladujejo nad ostalimi družinami diskontinuitet, kot tudi v metamornih kamninah ob prisotnosti klivaža in skrilave teksture.

Prisotnost plastovitosti vpliva na anizotropno obnašanje kamninske mase (Peng in Zhang, 2007). Elastični modul je nižji v pravokotni smeri na plastovitost, kot pa v vzporedni smeri na plastovitost, saj diskontinuitete omogočajo večjo deformacijo v prečni smeri (Peng in Zhang, 2007). Barton (1972) je našel empirično povezavo med elastičnim modulom kamninske mase  $E_m$  in Youngovim modulom intaktne kamnine  $E_i$ , če velja, da so diskontinuitete paralelne, z oddaljenostjo  $s$  in normalno togostjo  $k_n$ :

$$\frac{1}{E_m} = \frac{1}{E_i} + \frac{1}{k_n s} \quad (2.28)$$

Podobno velja tudi za strižni modul kamninske mase  $G_m$ , ob poznavanju strižne togosti  $k_s$  paralelnih diskontinuitet:

$$\frac{1}{G_m} = \frac{1}{G_i} + \frac{1}{k_s s} \quad (2.29)$$

Poznavanje anizotropnega obnašanja kamninske mase je pomembno, npr. pri gradnji predora, vrtanju globokih vrtin, merjenje *in situ* napetostnega stanja itd., saj ima velik vpliv na njihov odziv med gradnjo oziroma izvedbo (Klopčič, 2009; Chu et al., 2013). Vendar obstajajo tudi primeri, kjer kljub prisotnosti več družin diskontinuitet, geomehanske lastnosti kamninske mase (ali materiala na splošno), ne glede na smer opazovanja, ostajajo enake oziroma so izotropne.

Ugotovitev deformacijskih in trdnostnih lastnosti kamninske mase je mogoča preko različnih metod ali pristopov, in sicer (Edelbro, 2003; Gao, 2013):

- a) analitično-matematičen pristop,
- b) empiričnih korelacij iz klasifikacij kamninske mase,
- c) *in situ* preiskave,
- d) povratne numerične analize ter
- e) metodologija sintetične kamninske mase.

(a) Analitično-matematičen pristop je teoretičen pristop, ki je pogosto poenostavljen primer realnosti in hkrati vsebuje veliko predpostavk (Bobet, 2010). Primeri teh so primeri iz teorije elastičnosti (npr. izotropen, prečno izotropen, ortotropen in anizotropen material) in porušni kriteriji, ki jih bomo spoznali v poglavju 2.5.

(b) Preprostejši pristop je uporaba empiričnih zvez iz klasifikacij kamninske mase (poglavje 2.4.3), kjer ugotavljanje geomehanskih parametrov temelji na redukciji parametrov intaktnih kamnin v skladu s klasifikacijsko vrednostjo (npr. RMR (Bieniawski, 1978), Q (Barton, 2002) in GSI (Hoek in Diederichs, 2006)).

(c) Če bi želeli ugotoviti deformacijske in trdnostne lastnosti kamninske mase v laboratoriju, podobno kot se to počne na intaktni kamnini (poglavje 2.2.3), bi bilo potrebno izvesti preiskavno na večjem (reprezentativnem) bloku kamninske mase, kar trenutno še ni mogoče. Sicer obstajajo tudi *in situ* preiskave, ki se izvajajo na večjih blokih intaktne kamnine (npr. *in situ* tlačna preiskava, *in situ* strižna preiskava). Vendar je izvedba takih preiskav zelo zahtevna, dolgotrajna predvsem pa draga, zato se jih običajno izvaja le na večjih projektih. Nekoliko bolj aplikativne so *in situ* preiskave (kot so na primer, "*plate-bearing test*", "*flat jack test*", "*radial press test*", presiometer, dilatometer, geofizikalne preiskave idr.) za ugotovitev deformacijskih lastnosti kamninske mase. V svojem principu potekajo z izvedbo obremenilno-razbremenilnih histereznih zank, kjer elastični in deformacijski modul ugotovimo tako, kot je opisano zgoraj (Brady in Brown, 2006). Kljub temu je interpretacija rezultatov slednjih zahtevna in odvisna od napetostnega stanja v kamninski masi. Poleg tega je raztros rezultatov od ene do druge *in situ* preiskave lahko zelo velik, kar nas prisili, da je izbran deformacijski oziroma elastičen modul še vedno ugotovljen na podlagi inženirske presoje (Bieniawski, 1978).

(d) Za ugotovitev deformacijskih in trdnostnih lastnosti kamninske mase se vse bolj uporabljajo povratne numerične analize. Z izvajanjem povratnih numeričnih analiz poiščemo ustrezen niz parametrov kamninske mase tako, da je odziv modela podoben realnemu obnašanju.

(e) Nov pristop numeričnega modeliranja, iz vidika ugotavljanja geomehanskih lastnosti kamninske mase, predstavlja metodologija sintetične kaminske mase (SRM, ang. *Synthetic Rock Mass*; Pierce et al., 2007; Mas Ivars et al., 2008b). Metodologija sintetične kaminske mase bo detajlno opisana v 3. poglavju oziroma v poglavju 3.9.

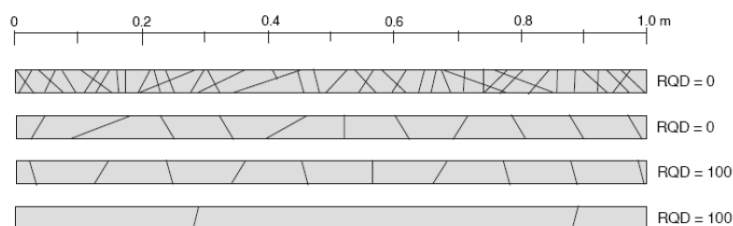
### 2.4.3 Klasifikacije kamninske mase

Poznavanje geomehanskega obnašanja kamninske mase ter njena klasifikacija se je izkazala za nujno prakso pri načrtovanju in gradnji geotehničnih objektov. Potrebno je najprej kvantitativno ovrednotiti kakovost kamninske mase, nato pa tudi ugotoviti ustrezne podporne ukrepe (A'ssim in Xing, 2010) za varen geotehnični poseg v prostor. Tekom desetletij je nastalo veliko klasifikacij kamninske mase, med katerimi se ene bolj, druge manj, uporabljajo v inženirski praksi. Klasifikacije običajno temeljijo na empiričnih zvezah, preteklih izkušnjah predpisanih podpornih ukrepov ter povratnih numeričnih analizah pri uporabi ustreznega porušnega kriterija (A'ssim in Xing, 2010). V nadaljevanju bomo predstavili nekatere osnovne kvalifikacije kamninske mase ter podali pregled čez njihov razvoj.

Kljub temu, da so nekatere klasifikacije bolj usmerjene k kvantitativnem opisu kamninske mase, druge bolj k predpisom ustreznih podpornih ukrepov za posamezne podzemne konstrukcije, tretje k empiričnemu izračunu togostnih in trdnostnih parametrov kamninske mase, vse klasifikacije v svoji osnovi strmijo k enakim ciljem (Einstein et al., 1979), kot sledi:

- morajo biti preproste in hitro aplikativne,
- zahtevajo malo vhodnih parametrov, katerih določitev ni zahtevna,
- težijo k temu, da omogočajo natančno določitev obnašanja kamninske mase,
- so nesubjektivne ter, da
- težijo k temu, da zagotavljajo varnost in so ekonomsko učinkovite.

Prva razvita klasifikacija je bila RQD klasifikacija (ang. *Rock Quality Designation*; Deere, 1964), ki se uporablja predvsem za ugotavljanje kakovosti kamninske mase. Pove nam odstotek kamnine (jedra vrtine), ki je (nerazpokan) na opazovani dolžini daljši od 10 cm. RQD klasifikacija je zelo priljubljena, saj omogoča hitro oceno razpokanosti kamninske mase predvsem na jedru kamnine. Pri njenem določanju se je potrebno zavedati, da je RQD vrednost odvisna od smeri opazovanja. V izogib temu, je priporočljivo določati RQD vrednost v več različnih smereh. Poleg tega razvrščanje kamnine na več kot 10 cm dolge intervale izzove nezaželen pojav. Kamnina ima RQD vrednost 0, če je popolnoma razpokana ter tudi, če ima oddaljenost med diskontinuitetami na recimo 9 cm. Pa tudi, kamnina bo imela RQD vrednost 100, če ima oddaljenost med diskontinuitetami na recimo 11 cm ter tudi, če diskontinuitet sploh ne vsebuje. Spodnja slika (Slika 2.23) prikazuje oba primera, kjer je jasno razvidno, da ima kamnina kljub enaki RQD vrednosti, popolnoma drugačno kakovost. Vendar, če izvedemo več meritev na istem območju in v različnih smereh, postane izmerjena RQD vrednost bolj zanesljiva, saj se izognemo omenjenim nezaželenim vplivom.



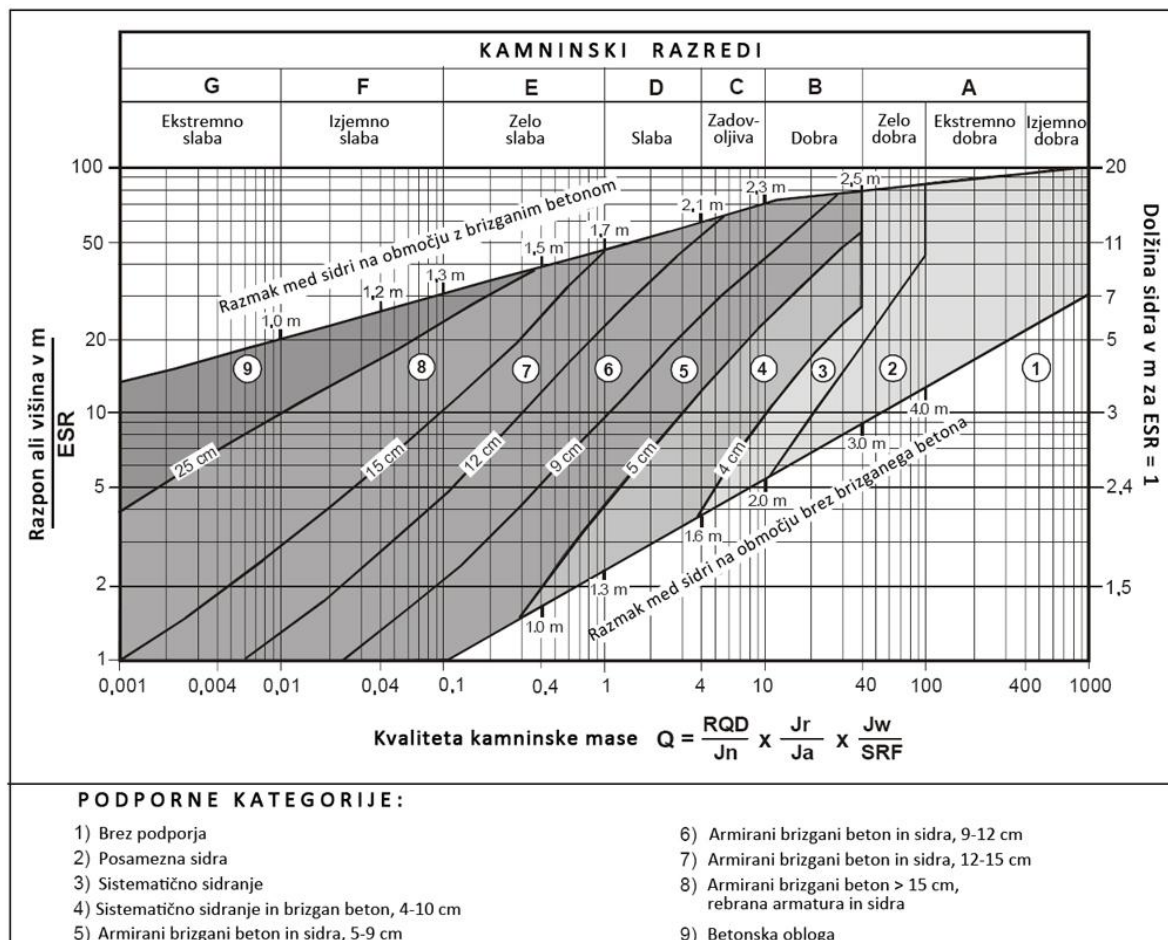
Slika 2.23. Primeri RQD vrednosti za različno razpokanost jedra kamnine (Palmstrom, 2001).

Figure 2.23. Examples of RQD values for various joint densities along drill cores (Palmstrom, 2001).

Zaradi vedno večjih potreb pri napovedovanju podpornih ukrepov za izgradnjo podzemnih objektov, se je razvila Q klasifikacija (ang. *Rock Mass Quality, Q-system*; Barton, 1974). S pomočjo diagrama podpornih ukrepov lahko za poljubno kakovost kamninske mase (t.i. Q vrednost), predpišemo ustrezno podporje (Palmstrom in Broch, 2006). Q vrednost izračunamo, če poznamo RQD vrednost, parameter števila družin diskontinuitet  $J_n$ , parameter hrapavost diskontinuitet  $J_r$ , parameter preperelosti diskontinuitet  $J_a$ , parameter dotoka vode  $J_w$ , parameter pretrtosti in napetostnega stanja v kamninski masi  $SRF$ :

$$Q = \frac{RQD}{J_n} \cdot \frac{J_r}{J_a} \cdot \frac{J_w}{SRF} \quad (2.30)$$

Opazimo, da klasifikacija poleg stopnje razpokanosti, vključuje tudi stanje razpok, hidrogeološke in napetostne pogoje. V primerjavi z ostalimi klasifikacijami, ki jih bomo spoznali v nadaljevanju (npr. RMR in GSI), zajema velik razpon vrednosti (od 0,001 do 1000) in tako omogoča širok opis geološkega obnašanja (Slika 2.24, Barton, 2007).



Slika 2.24. Diagram podpornih ukrepov glede na Q klasifikacijo (Grimstad in Barton, 1993).

Figure 2.24. The Q support chart (Grimstad and Barton, 1993).

Podobna je RMR klasifikacija (ang. *Rock Mass Rating*; Bieniawski, 1973, 1976), saj zahteva ovrednotenje šestih parametrov, in sicer:

- enoosno tlačno trdnost kamnine,
- RQD,
- oddaljenost med razpokami,
- stanje diskontinuitet,
- prisotnost podzemne vode in
- orientacija diskontinuitet glede na smer napredovanja pri izkopu.

RMR vrednost predstavlja seštevek točk vseh parametrov, ki jih ovrednotimo s pomočjo temu namenjene tabele (Slika 2.25). Omogoča tudi korekcijo glede na smer napredovanja izkopa podzemnega objekta v odvisnosti od naklona diskontinuitet.

PARAMETER			Interval vrednosti parametrov / STOPNJA						
1	Trdnost intaktne kamnine	Točkovni indeks	> 10 MPa	4 - 10 MPa	2 - 4 MPa	1 - 2 MPa	/		
		UCS	> 250 MPa	100 - 250 MPa	50 - 100 MPa	25 - 50 MPa	5 - 25 MPa	1 - 5 MPa	< 1 MPa
STOPNJA			15	12	7	4	2	1	0
2	RQD		90 - 100%	75 - 90%	50 - 75%	25 - 50%	< 25%		
		STOPNJA	20	17	13	8	5		
3	Oddaljenost med razpokami		> 2 m	0.6 - 2 m	200 - 600 mm	60 - 200 mm	< 60 mm		
		STOPNJA	20	15	10	8	5		
4	Stanje razpok	Razprostranjenost	< 1 m	1 - 3 m	3 - 10 m	10 - 20 m	> 20 m		
		STOPNJA	6	4	2	1	0		
		Odprtost		< 0.1 mm	0.1 - 1 mm	1 - 5 mm	> 5 mm		
		STOPNJA	6	5	4	1	0		
		Hrapavost	Zelo hrapave	Hrapave	Malo hrapave	Ravne	Gladke		
		STOPNJA	6	5	3	1	0		
		Polnilo	Brez	Fino-grobozrnato		Glineno			
			-	< 5 mm	> 5 mm	< 5 mm	> 5 mm		
		STOPNJA	6	4	2	2	0		
		Preperelost	Nepreperle	Malo prep.	Srednje prep.	Močno prep.	Dezintegrirane		
STOPNJA	6	5	3	1	0				
5	Podzemna voda	Pretok na 10 m dolžine	Brez	< 10 l/min	10 - 25 l/min	25 - 125 l/min	> 125 l/min		
		$p_w / \sigma_1$	0	0 - 0.1	0.1 - 0.2	0.2 - 0.5	> 0.5		
		Splošno stanje	Suho	Vlažno	Mokro	Kapljanje	Tečenje		
		STOPNJA	15	10	7	4	0		

$p_w$  = Porni tlak v razpokah  $\sigma_1$  = Maksimalna glavna napetost

Slika 2.25. Tabela RMR klasifikacije (Bieniawski, 1989).

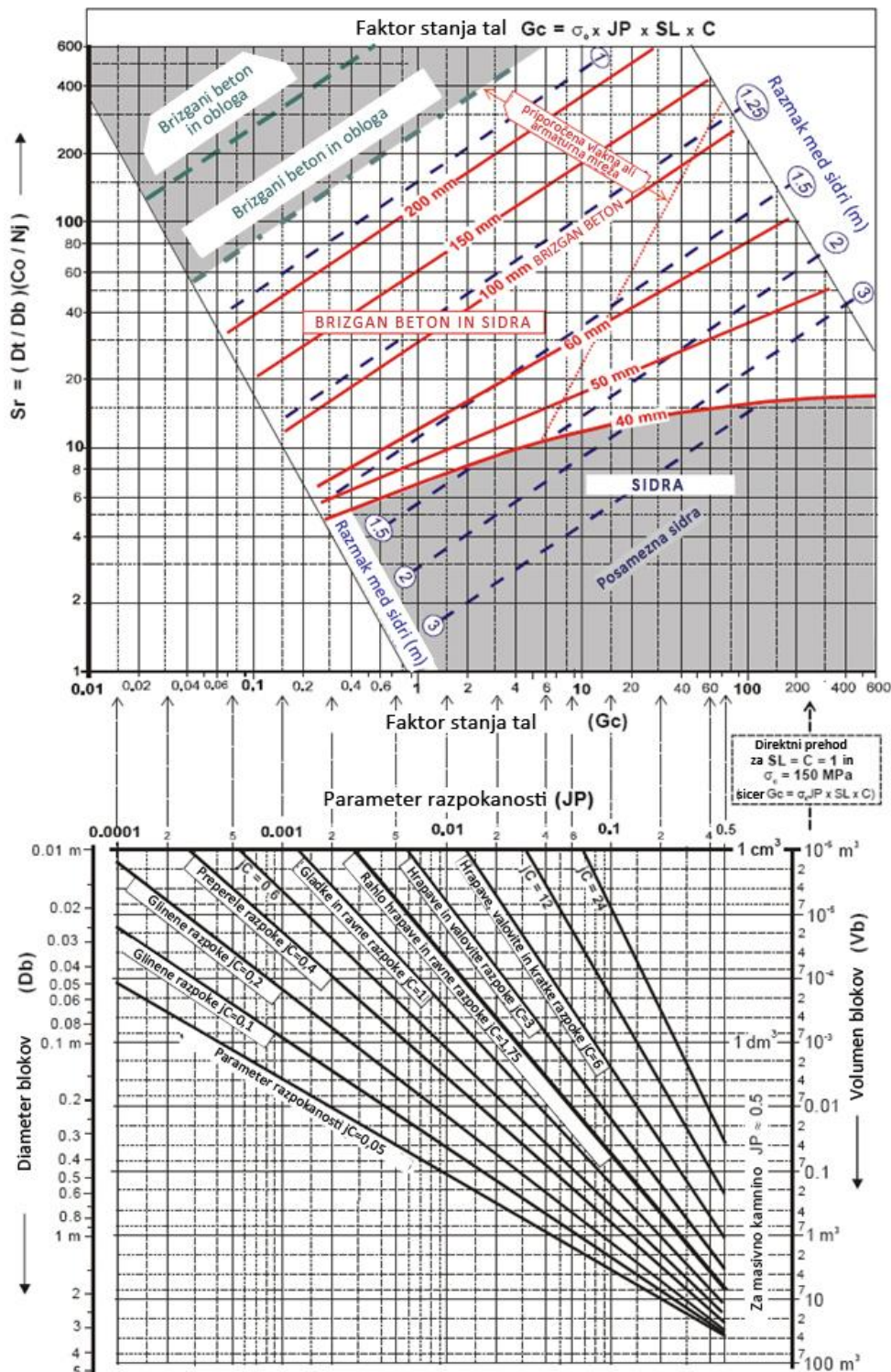
Figure 2.25. RMR chart (Bieniawski, 1989).

V sredini 90-ih let pr. stol. je bila razvita RMI klasifikacija (ang. *Rock Mass Index*; Palmstrom, 1995, 1996), ki izhaja iz tega, da so geomehanske lastnosti kamninske mase odvisne predvsem od geomehanskih lastnosti diskontinuitet ter od velikosti intaktnih blokov. Tako RMI klasifikacija temelji na redukciji enosne tlačne trdnosti intaktne kamnine  $\sigma_c$  z upoštevanjem vpliva prisotnosti diskontinuitet preko t.i. parametra razpokanosti  $JP$  (Palmstrom, 2000):

$$RMI = \sigma_c \cdot JP \quad (2.31)$$

Parameter razpokanosti je odvisen od velikosti blokov, dolžine, stanja in geomehanskih lastnosti diskontinuitet. Določimo ga s pomočjo empiričnih korelacij in z ustreznimi tabelami. Na podlagi poznavanja RMI vrednosti lahko s pomočjo ustreznih tabel predpišemo podporne ukrepe za razpokano ali masivno kamninsko maso (Slika 2.26).



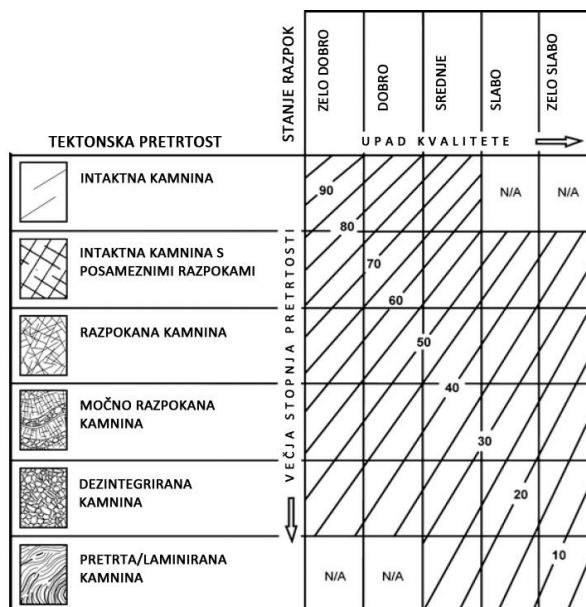


Slika 2.26. Določitev podpornih ukrepov preko RMI klasifikacije (Palmstrom, 2000).

Figure 2.26. Support chart based on RMI classification (Palmstrom, 2000).

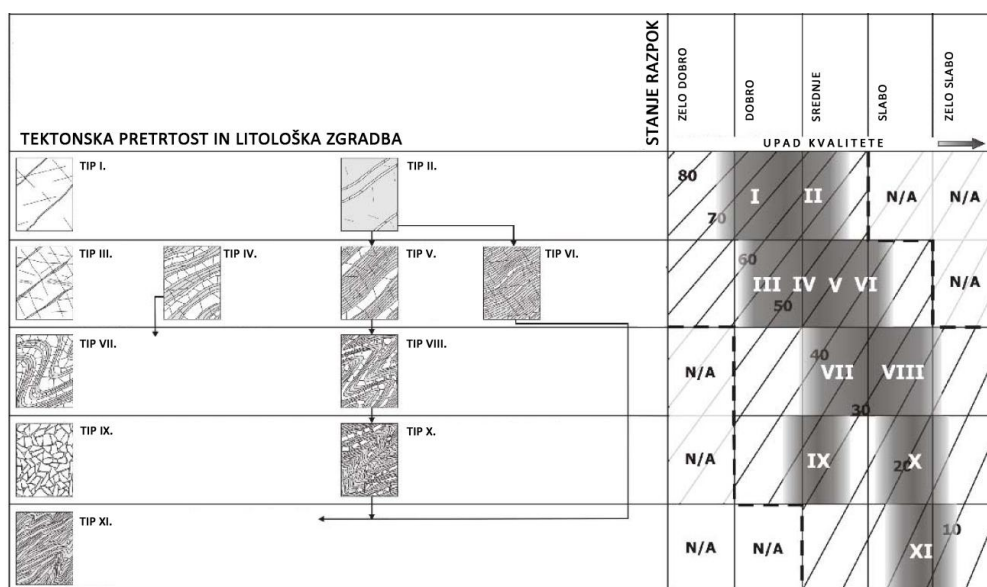
Z GSI klasifikacijo (ang. *Geological Strength Index*) klasificiramo razpokano (Hoek, 1994, 1995) in heterogeno kamninsko maso, kot je npr. fliš (Marinos in Hoek, 2001; Marinos, 2007) ali molasne kamnine (Hoek et al., 2005). GSI vrednost predstavlja stopnjo razpokanosti in redukcijo geomehanskih lastnosti v primerjavi z intaktno kamnino. Temelji na vizualnem opisu kamninske mase, saj upošteva njeno geološko stanje. Pri opisu razpokane kamninske mase je pomembna ugotovitev blokovne razpokanosti in stanje diskontinuitet. Pri opisu

heterogene kamninske mase pa tektonska prettost (npr. nagubanost), stanje razpok ter litološka sestava oziroma delež posameznih (litoloških) plasti. Ker je opis kamninske mase vizualen, na podlagi slikovne tabele (Slika 2.27, Slika 2.28) ji nekateri raziskovalci pripisujejo subjektivnost. Subjektivnost je zmanjšal Cai et al. (2004a) z uporabo preurejene GSI klasifikacije, kjer za posamezen razred pripisuje ustrezno velikost blokov in stanje diskontinuitet.



Slika 2.27. GSI klasifikacija za blokovno razpokano kamninsko maso (Hoek,1994).

Figure 2.27. GSI chart for blocky rock mas (Hoek,1994).



Slika 2.28. GSI klasifikacija za heterogeno kamninsko maso (Marinos, 2007).

Figure 2.28. GSI chart for heterogeneous rock mas (Marinos, 2007).

Kljub svojim prednostim imajo klasifikacije kamninske mase tudi svoje slabosti. Preprostost njihove uporabe, brez poznavanja natančnega ozadja posamezne klasifikacije, lahko vodi v neustrezno načrtovanje. S poenostavitvijo izgubimo veliki del informacij o kamninski masi (Leber in Schubert, 2010). Posledica tega pa je lahko visoka cena zaradi potrebnih

modifikacij med gradnjo, ali celo nastanek nesreč. Zato mora posameznik zelo dobro poznati ozadje ter se zavedati vseh omejitev in predpostavk uporabljene klasifikacije.

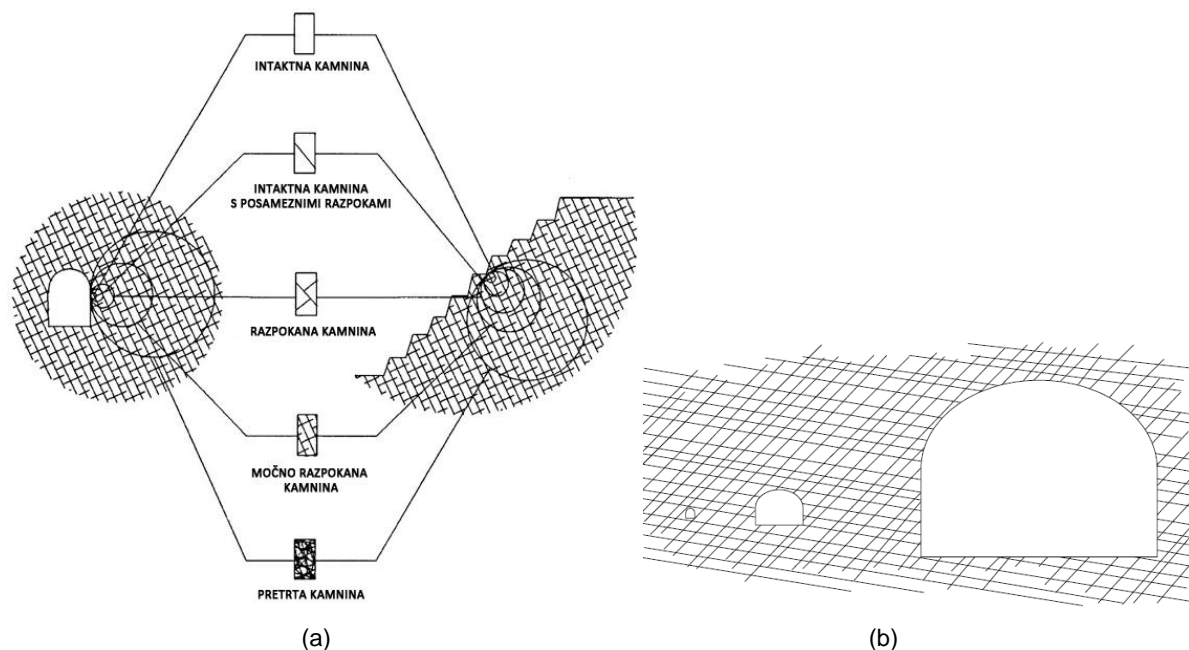
Poleg tega je pri ugotavljanju vhodnih parametrov, še vedno prisotna velika stopnja subjektivnosti, ko se posameznik odloča za uvrstitev kamnine v ta ali oni razred. Različni vhodni parametri lahko podajo enako vrednost kakovosti kamninske mase za popolnoma drugačne pogoje (Leber in Schubert, 2010). Klasifikacije tudi ne upoštevajo merila opazovanja, kako se kamninska masa odziva, če je npr. območje opazovanja ali pa 10-krat večjih dimenzij kot podzemni objekt (Leber in Schubert, 2010). Tudi anizotropnosti in rezidualnega obnašanja ne moremo definirati s klasifikacijami kamninske mase (Mas Ivars, 2010; Mas Ivars, 2011).

Klasifikacije kamninske mase je priporočljivo uporabljati v kombinaciji z drugimi klasifikacijami ali načini opisa kamninske mase. V zadnjem času se jih pogosto uporablja v tandemu z numeričnimi analizami (Stille in Palmstrom, 2003). Vendar kljub naprednim numeričnim analizam oziroma metodologijam (kot je npr. SRM, poglavje 2.6.5), klasifikacije kamninske mase, po mnenju nekaterih raziskovalcev (Jakubec, 2013), še vedno predstavljajo ključen element karakterizacije kamninske mase. Predvsem so učinkovite v začetnih fazah projekta (Edelbro, 2003), ko imamo na voljo (pre)malo podatkov o kamninski masi, ki so potrebne za napredne numerične analize.

#### **2.4.4 Vpliv merila in velikost intaktnih blokov na mehansko obnašanje kamninskih mas**

Princip vpliva velikosti vzorca na geomehansko obnašanje materiala, ki ga poznamo že pri testiranju intaktnih vzorcev (poglavje 2.2.3) in diskontinuitetah (poglavje 2.3.4), lahko razširimo na večja merila, in sicer na merila kamninske mase. Analogno z intaktnim vzorcem, lahko zrna in druge nehomogenosti v kamnini neposredno povežemo s sistemi razpok in ostalimi strižnimi conami v kamninski masi.

Merilo opazovanja oziroma obravnavanje izbranega območja kamninske mase določa v realtivnem smislu, kako se kamninska masa obnaša, ali kot zvezen ali kot nezvezen (diskretni) material. Primer je ponazorjen na spodnji sliki (Slika 2.29a). Kamninsko maso lahko obravnavamo kot zvezni material, če je merilo opazovanja majhno (intakten blok) ali večje (močno razpokana kamninska masa) v primerjavi z reprezentativnim elementarnim volumnom (REV) intaktnih blokov. Če je merilo opazovanja primerljivih velikosti kot REV intaktnih blokov je kamninsko maso potrebno obravnavati kot diskreten nezvezen material (Hudson in Harrison, 2005). Poleg tega je potrebno definirati razmerje velikosti med gostoto razpokanosti kamninske mase in velikostjo geotehničnega objekta. Če je geotehnični objekt manjši ali precej večji od REV, je priporočljivo, da geotehnični problem modeliramo s principi kontinuuma. V primeru, če je geotehnični objekt podobnih dimenzij kot REV, pa se je bolje posluževati metod diskontinuuma (Edelbro, 2003; Slika 2.29b).



Slika 2.29. Shematska diagrama, ki predstavljata prehod iz intaktne kamnine v močno razpokano kamninsko maso v odvisnosti od (a) merila opazovanja (Hoek in Brown, 1997) oziroma (b) velikosti geotehničnega objekta (Edelbro, 2003).

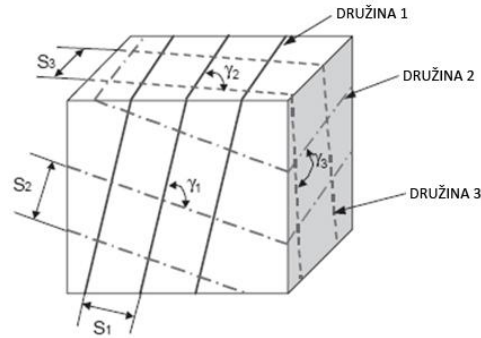
Figure 2.29. Idealized diagrams showing the transition from intact rock to a heavily jointed rock mass with increasing (a) sample size (Hoek and Brown, 1997) or (b) size of geotechnical object (Edelbro, 2003).

Pred modeliranjem izgradnje nekega geotehničnega objekta je smiselno opraviti študijo v kateri opazujemo, kako so geomehanske lastnosti kamninske mase (trdnost, togost) odvisne od merila opazovanja (poglavje 5.5.6). Na podlagi tega se lahko odločimo, kakšen princip modeliranja je najprimernejši za izbrani geotehnični objekt. Ko se geomehanski parametri testirane kamninske mase (t.i. sintetična kamnina) stabilizirajo, geotehnični objekt lahko obravnavamo z metodami kontinuuma, v nasprotnem pa raje uporabimo metode diskontinuuma.

Poleg tega, da REV intaktnih blokov neposredno narekuje obnašanje numeričnega modela, smo v poglavju 2.2.3 spoznali tudi, da velikost testiranega vzorca vpliva na trdnostne lastnosti intaktne kamnine, sistem diskontinuitet pa na trdnostne in deformacijske lastnosti kamninske mase (Hudson in Harrison, 2005). Ta dejstva narekujejo tudi, da je za poljubno geometrijo sistema diskontinuitet priporočljivo izračunati velikosti intaktnih blokov ter zanje definirati geomehanske lastnosti.

Velikosti intaktnih blokov (ang. *block size*) je lahko izražena v dolžinski enoti ( $m$ ) ali v volumski enoti ( $m^3$ ). Na njeno velikost in obliko vplivajo geometrijske lastnosti diskontinuitet, kot so oddaljenost med diskontinuitetami, orientacija in razprostranjenost diskontinuitet v kamninski masi (ISRM, 1977). REV intaktnih blokov lahko določamo na več načinov. Najbolj enostaven in učinkovit način je neposredno merjenje dimenzij reprezentativnih blokov na površju (izdanki). V primeru, da dimenzij blokov ni mogoče izmeriti, lahko uporabimo nekatere druge metode, ki temeljijo na empiričnih korelacijah. Na primer, če imamo na območju tri družine diskontinuitet in poznamo oddaljenosti med diskontinuitetami za vsako družino diskontinuitet  $S_1$ ,  $S_2$  in  $S_3$  ter poznamo tudi kot med družinami diskontinuitet  $\gamma_1$ ,  $\gamma_2$  in  $\gamma_3$ , lahko izračunamo volumen intaktnega bloka  $V_b$  ( $m^3$ ) (Slika 2.30, Palmström, 1996):

$$V_b = \frac{S_1 \cdot S_2 \cdot S_3}{\sin \gamma_1 \cdot \sin \gamma_2 \cdot \sin \gamma_3} \quad (2.32)$$



Slika 2.30. Shematični prikaz elementov za izračun volumna blokov (Kim et al., 2007).

Figure 2.30. Illustration of rock block volumes (Kim et al., 2007).

V premeru, da imamo na voljo samo podatek o oddaljenosti med diskontinuitetami za vsako družino diskontinuitet  $n$  z oznako  $S_1, S_2$  in  $S_3 \dots S_n$  merjene na dolžini 5 m ter število naključnih diskontinuitet  $N_r$  na enaki dolžini 5 m, lahko za opazovano območje površine  $A$  ( $m^2$ ) izračunamo število diskontinuitet na volumsko enoto  $J_V$  (ang. *Volumetric joint count*, Palmström, 1982; Palmström, 2005):

$$J_V = \frac{1}{S_1} + \frac{1}{S_2} + \frac{1}{S_3} + \dots + \frac{1}{S_n} + \frac{N_r}{5\sqrt{A}} \quad (2.33)$$

Tako dobimo stopnjo razpokanosti (ang. *degree of jointing*) kamninske mase (Palmström, 2005) ali nadalje ocenimo tipično obliko intaktnih blokov  $\beta$  (poglavje 2.3.2) ob poznavanju najdaljše  $a$  in najkrajše stranice  $b$  (Palmström, 1995):

$$\beta = 20 + 7a/b \quad (2.34)$$

ter izračunamo volumen intaktnih blokov  $V_b$  ( $m^3$ ) (Palmström, 1995):

$$V_b = \frac{\beta}{J_V^3} \quad (2.35)$$

Za hitro oceno lahko velikosti intaktnih blokov izračunamo preko empirične korelacije z RQD vrednostjo (Palmström, 1982), GSI klasifikacije (Cai et al., 2004a) ali preko frekvence razpok na dolžinsko enoto  $P_{10}$  (Dershowitz in Herda, 1992).

## 2.5 PORUŠNI KRITERIJI

### 2.5.1 Uvod

Porušni kriteriji poskušajo čim bolj realno predvideti konstitutivno obnašanje materiala v pogojih maksimalne nosilnosti kamninske mase oziroma pri njeni porušitvi. Ob poznavanju mehanskih parametrov materiala z njimi lahko napovemo obnašanje materiala pri želenem napetostnem stanju (npr. obnašanje kamninske mase pri izkopu predora).

Porušne kriterije se je včasih uporabljalo predvsem analitično (računsko), vendar se jih z razvojem numeričnih metod vedno bolj uporablja v numeričnih analizah.

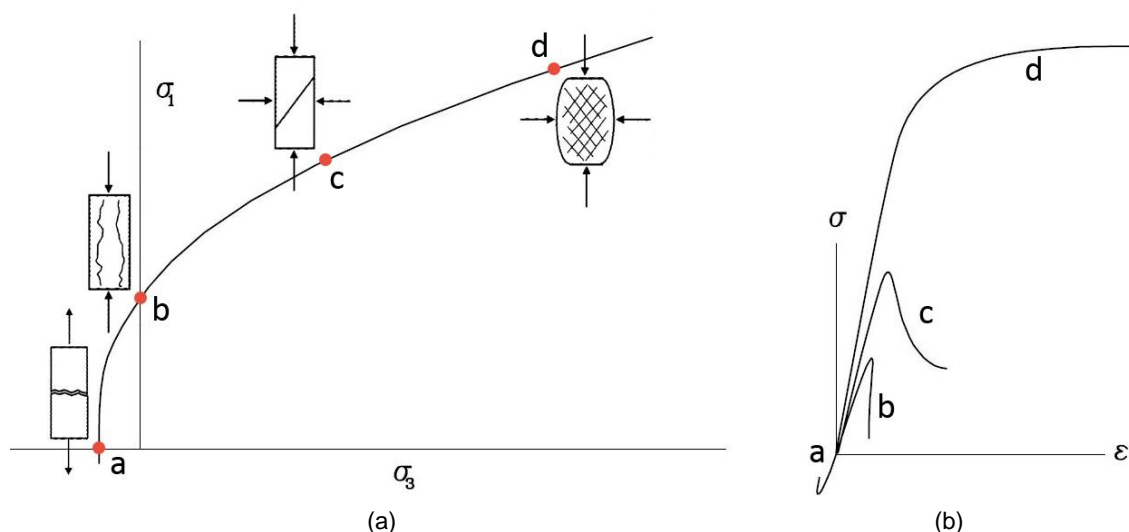
Da je obnašanje materiala napovedano čim bolj realno, moramo najprej poznati geomehansko obnašanje materiala in njegove mehanizme porušitve. Porušitev materiala se zgodi zaradi ustrezne kombinacije različnih dejavnikov, kot so napetostno in deformacijsko stanje, temperatura, čas ipd. (Edelbro, 2003). Tako se ustvarijo pogoji, ki ne vplivajo samo na to, pri katerih pogojih bo prišlo do porušitve, ampak tudi, kakšna bo porušitev. Poznani so trije mehanizmi porušitve kamnin:

- a) natezna porušitev,
- b) razkolna porušitev (ang. *axial splitting/spalling failure*) in
- c) strižna porušitev.

(a) Natezna porušitev nastane pri izvedbi direktne natezne preiskave (Slika 2.12a). Porušitev je krhka z nenadnim padcem napetosti. Ob porušitvi nastane ravna do približno ravna natezna oz. ekstenzijska razpoka (Slika 2.31, a), ki je pravokotna na minimalno glavno napetost (Diederichs, 2000; Edelbro, 2003; Jeager et al., 2007).

(b) Razkolna porušitev je krhka (Slika 2.31, b) z nastankom bolj ali manj ravne (vertikalne) razkolne razpoke, ki je vzporedna maksimalni glavni napetosti ter pravokotna na minimalno glavno napetost. Ob obremenjevanju se v kamnini ustvarijo lokalizirana območja s povečanim nateznim napetostnim stanjem, kjer pride do nastanka nateznih mikrorazpok. Smer raztezanja je tako vzporedna minimalni glavni napetosti oziroma pravokotna na os obremenjevanja, t.j. maksimalno glavno napetost (Edelbro, 2003). Ob napredovanju deformacije se mikrorazpoke združujejo in ustvarijo razkolno razpoko (Diederichs, 2000). Taka vrsta porušitve je značilna pri enoosni tlačni preiskavi in Brazilski preiskavi (Peng in Zhang, 2007).

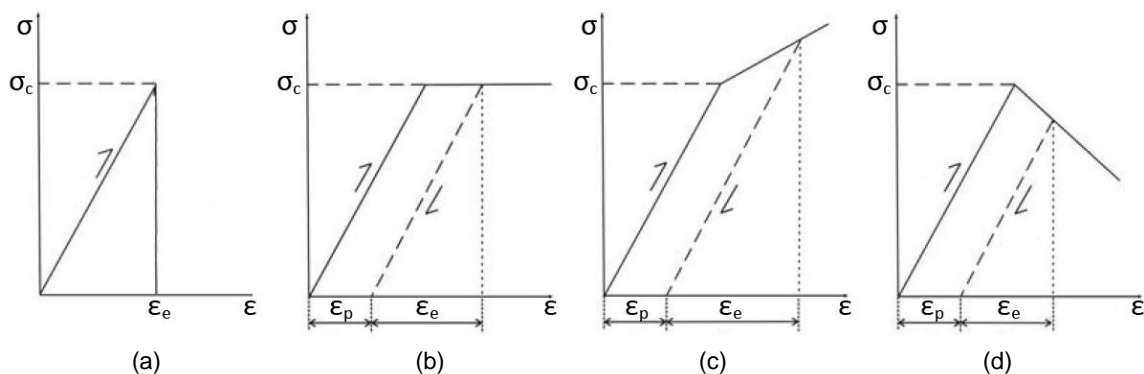
(c) Z naraščajočo bočno napetostjo razkolna porušitev preide v strižno porušitev, ki jo opazujemo pri izvedbi triosne tlačne preiskave. Zaradi bočne napetosti je napredovanje razpoke paralelno z glavno napetostjo omejeno, zato nastane strižna razpoka oziroma strižna cona pod nagnjenim kotom glede na tenzor napetosti (Slika 2.31, c). Strižna cona je sestavljena iz kratkih vertikalnih nateznih mikrorazpok, ki ležijo tesno ena ob drugi (Diederichs, 2000). Vzdlž strižne cone pride do strižnega pomika in z nadaljnjim obremenjevanjem tudi do rotacije blokov (Edelbro, 2003). S povečevanjem bočne napetosti se material obnaša vedno bolj duktilno, strižne razpoke pa se porazdelijo preko celega vzorca (Slika 2.31, d, Jeager et al., 2007).



Slika 2.31. (a) Porušna ovojnica v  $\sigma_1 - \sigma_3$  diagramu in (b) pripadajoče napetostno-deformacijske krivulje (prirejeno po Diederichs, 2000 in Jeager et al., 2007).

Figure 2.31. (a) Failure envelope in  $\sigma_1 - \sigma_3$  space and (b) corresponding stress-strain curves (after Diederichs, 2000 and Jeager et al., 2007).

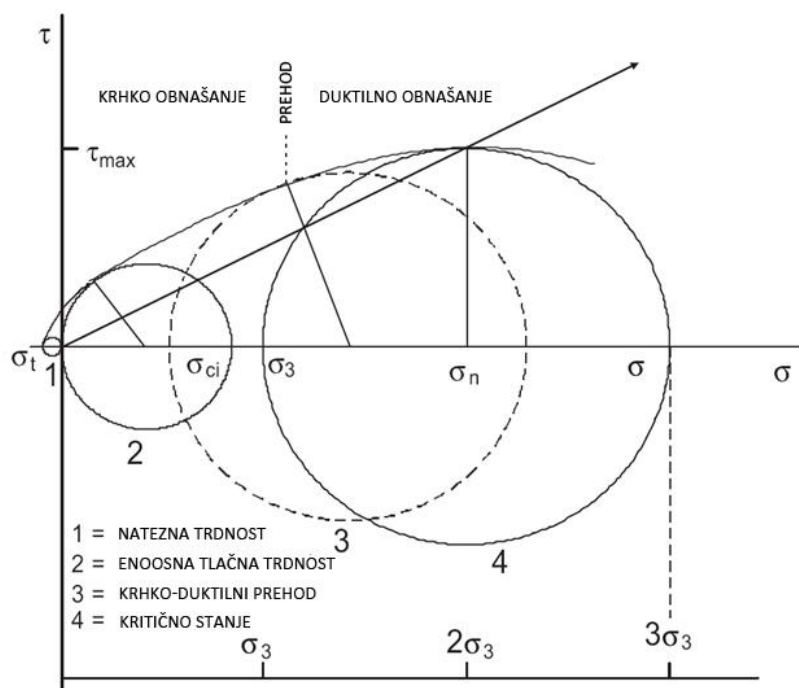
Porušni kriteriji opišejo konstitutivno obnašanje materiala s skupino oziroma sistemom matematičnih enačb, ki opisujejo napetostno stanje pri porušitvi. Tako smo prisiljeni, da je kompleksno obnašanje materialov poenostavljeno oziroma idealizirano. Na primer krhko obnašanje materiala v direktni natezni preiskavi lahko opišemo z idealno elastičnim krhkim modelom (Slika 2.32a). Pogosto se uporablja linearno elasto-plastični model, ki po razbremenitvi izgubi elastični del deformacije, ohrani pa plastični del deformacije (Slika 2.32b). Nekoliko bolj napredni modeli vključujejo utrjevanje (ang. *strain hardening*) oziroma mehčanje materiala (ang. *strain softening/weakening*). Pri prvem napetost narašča z napredujočo plastično deformacijo (Slika 2.32c), pri drugem pa napetost vpada z napredujočo plastično deformacijo (Slika 2.32d) po že doseženi vrhunski trdnosti (Mandl, 2005). Pri uporabi ustreznega modela se moramo zavedati vseh predpostavk, ki jih zajema. Če poznamo njegove omejitve, se lahko izognemo napačni napovedi geomehanskega obnašanja obravnavanega materiala.



Slika 2.32. Idealni elasto-plastični primeri: (a) idealno krhki material, (b) idealni linearno elastično-plastični material, (c) linearno elastični in utrjevanje materiala in (d) linearno elastični in mehčanje materiala (Elmo, 2006).

Figure 2.32. Examples of ideal elasto-plastic behaviour: (a) ideal brittle material, (b) ideal linear elasto-plastic material, (c) linear elastic material with strain hardening and (d) linear elastic material with strain softening (Elmo, 2006).

Preiskovanje materiala v triosnem aparatu do porušitve pri različni bočni napetosti poda pripadajočo trdnost materiala. Meritve lahko predstavimo v  $\sigma_1 - \sigma_3$  diagramu (Slika 2.31a) in/ali v  $\tau - \sigma_n$  diagramu (Slika 2.33) ter tako dobimo porušno ovojnico (ang. *failure envelope*) materiala. Zaradi prehajanja iz enega mehanizma porušitve v drugega ter posledično prehoda iz krhkega v duktilno obnašanje z naraščajočo bočno napetostjo (Diederichs, 2000; Paterson and Wong, 2004; Kaiser in Kim, 2008), se izkaže, da porušna ovojnica ni linearna (Stridevi in Sitharam, 2000; Blyth in Freitas, 2005; Singh et al., 2011; Barton, 2014). Pri nizki bočni napetosti je sprememba trdnosti materiala višja, kar pomeni, da ima material višji strižni kot, saj nizka bočna napetost omogoča materialu nastanek (nateznih) mikrorazpok in večjo dilatacijo. Ko se bočna napetost povečuje, je nastanek (nateznih) mikrorazpok vse bolj omejen, dilatacija nižja, trdnost počasneje napreduje, porušni mehanizem pa preide iz krhkega v duktilno obnašanje (Singh et al., 2011). T.i. krhko-duktilni prehod nastopi, ko je razmerje  $\sigma_1 : \sigma_3 = 3:1$  (Barton, 1977; Blyth in Freitas, 2005) oziroma nekje med 3 in 5 (Mogi, 1966). Drugače povedano, material se bo obnašal krhko, vse dokler bo bočni tlak nižji od enoosne tlačne trdnosti (Mogi, 1966). Ker so obstoječi porušni kriteriji v literaturi odvisni od napetostnega stanja (Edelbro, 2003), je poznavanje oblike porušne ovojnice materiala nujno.



Slika 2.33. Porušna ovojnica v  $\tau - \sigma_n$  diagramu (Barton in Choubey, 1977).

Figure 2.33. Failure envelope in  $\tau - \sigma_n$  space (Barton in Choubey, 1977).

V nadaljevanju so predstavljeni porušni kriteriji, ki so bistveni za numerično modeliranje mehanskih lastnosti kamninskih mas.

## 2.5.2 Mohr-Coulombov porušni kriterij

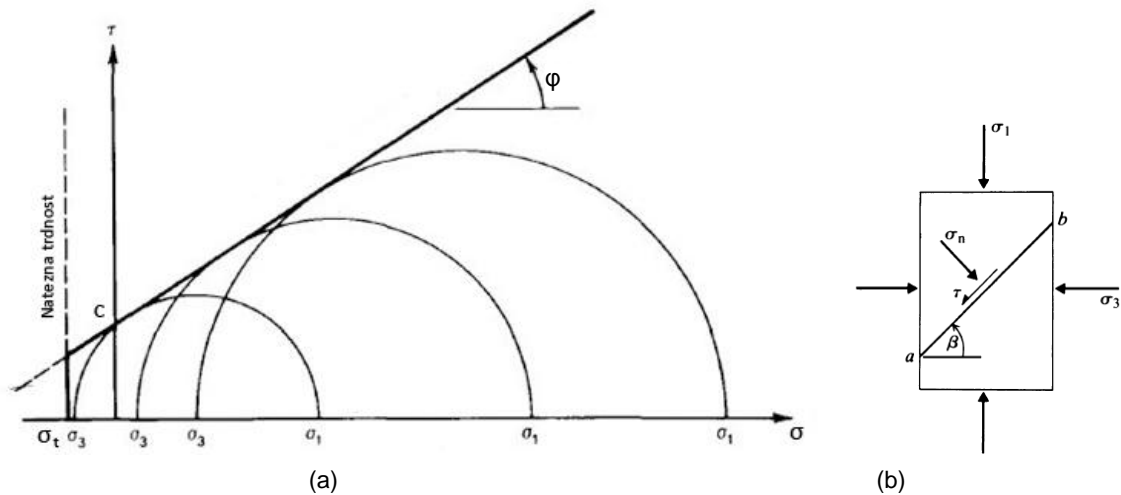
Mohr-Coulombov porušni kriterij je konvencionalni model, ki vsebuje niz linearnih enačb za opis stanja pri katerem se bo material porušil (Labuz in Zang, 2012). Izhaja iz izotropno elastičnega modela s to nadgradnjo, da vsebuje porušno ovojnico, ki definira stanje porušitve materiala. Ta pogoj lahko zapišemo kot funkcijo minimalne  $\sigma_3$  in maksimalne glavne napetosti  $\sigma_1$  (2.36) ali kot funkcijo normalne  $\sigma_n$  in strižne napetosti  $\tau$  na porušni ploskvi (2.37):

$$(\sigma_1 - \sigma_3) = (\sigma_1 + \sigma_3) \sin \varphi + 2 c \cos \varphi \quad (2.36)$$

$$\tau = c + \sigma_n \tan \varphi \quad (2.37)$$

Iz matematičnega vidika enačba (2.37) predstavlja enačbo premice v  $\tau - \sigma_n$  diagramu (Slika 2.34a), kjer je njen naklon definiran s strižnim kotom  $\varphi$ , presek z ordinatno osjo pa s kohezijo  $c$ . Natezno napetostno stanje je ponazorjeno na negativnem delu abscisne osi, tlačno napetostno stanje pa na pozitivnem delu abscisne osi tega diagrama.

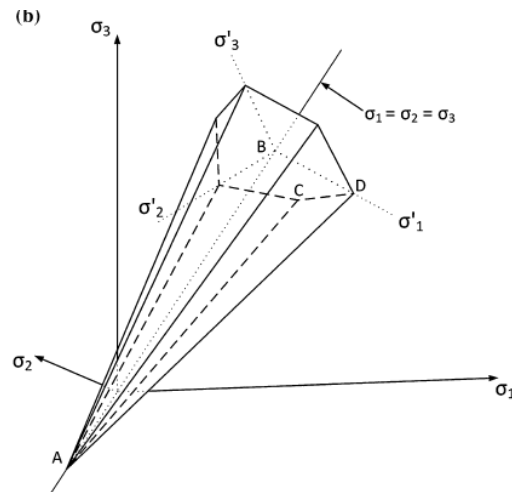




Slika 2.34. (a) Mohr-Coulombov kriterij v  $\tau - \sigma_n$  diagramu ter (b) pričakovan naklon nastanka porušne ravnine (povzeto po Brady in Brown, 2006).

Figure 2.34. (a) Mohr-Coulomb criterion in  $\tau - \sigma_n$  diagram and (b) shear failure on plane (after Brady and Brown, 2006).

Če izrišemo porušno ploskev v prostoru glavnih napetosti  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  in  $\sigma_3$ , dobimo šest enačb ploskev, ki se sekajo v šestih vogalih in tako skupaj tvorijo heksagonalno piramido (Slika 2.35). V posebnem primeru, ko je material v izotropnem napetostnem stanju, je presek piramide simetričen z enako dolgimi stranicami. Če v Mohr-Coulombovem kriteriju definiramo tudi natezno trdnost materiala, vrh heksagonalne piramide sekajo tri ploskve, pravokotne na osi glavnih napetosti.



Slika 2.35. Piramidna oblika porušne ploskve v prostoru glavnih napetosti v skladu z Mohr-Coulombovim porušnim kriterijem.

Figure 2.35. Pyramidal failure surface in principal stress space based on Mohr-Coulomb failure criterion.

Po Coulombovi teoriji bo porušitev nastala na konjugirani ravnini, ki je za kot  $\beta$  rotirana glede na maksimalno glavno napetost  $\sigma_1$  (Slika 2.34b):

$$\beta = 45^\circ \pm \frac{\phi}{2} \quad (2.38)$$

Normalna  $\sigma_n$  in strižna napetost  $\tau$  na porušni ploskvi sta:

$$\sigma_n = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} + \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \cos 2\varphi \quad (2.39)$$

$$\tau = \frac{-(\sigma_1 - \sigma_3)}{2} \sin 2\varphi \quad (2.40)$$

Enoosno natezno trdnost  $\sigma_t$  (2.41) in enoosno tlačno trdnost  $\sigma_c$  (2.42) materiala lahko predvidimo preko naslednjih zvez:

$$\sigma_t = 2 c \cot \beta \quad (2.41)$$

$$\sigma_c = 2 c \tan \beta \quad (2.42)$$

Iz česar lahko izračunamo razmerje med enoosno natezno in tlačno trdnostjo:

$$\sigma_c : \sigma_t = \tan^2 \beta \quad (2.43)$$

V primerjavi z laboratorijskimi rezultati Mohr-Coulombov kriterij slabo predvidi razmerje med natezno in tlačno trdnostjo (Jeager et al., 2007). V primeru nizkega strižnega kota sta enoosna natezna in tlačna trdnost podobnih velikosti. V primeru višjega strižnega kota pa je njuno razmerje nekoliko višje. Takšne vrednosti niso v skladu z laboratorijskimi rezultati. Poleg tega pa je enoosna natezna trdnost materiala z Mohr-Coulombovim kriterijem močno precenjena (Labuz in Zang, 2012). V izogib tem težavam je bila v Mohr-Coulombov kriterij vpeljana dodatna porušna ploskev - meja natezne trdnosti (ang. *tension cutoff*) (Paul, 1961), ki aproksimira natezno trdnost materiala (Slika 2.34b).

Največji omejitvi Mohr-Coulombovega kriterija sta dve, in sicer (a) predvideva linearno odvisnost med trdnostjo in normalno napetostjo oziroma bočno napetostjo ter (b) ne upošteva vpliva glavne napetosti  $\sigma_2$  (Singh et al., 2011). V resnici sta kohezija in strižni kot nelinearno odvisni z naraščajočo normalno napetostjo (Barton in Choubey, 1977). Vseeno Mohr-Coulombov kriterij solidno opiše obnašanje kamnine v tlačnem napetostnem stanju, ko je enoosna tlačna trdnost kamnine vsaj 10-krat večja od njene enoosne natezne trdnosti (Labuz in Zang, 2012). Zaradi linearne aproksimacije porušne ovojnice, je Mohr-Coulombov kriterij aplikativen le na določenem območju napetosti.

### 2.5.3 Griffithov porušni kriterij

Griffith je opazil, da materiali začnejo pokati že veliko prej, kot dosežejo porušno napetost (Zang in Stephansson, 2010). Griffithova teorija (Griffith, 1921) pravi, če krhek material obremenjujemo, se v že obstoječih mikrorazpokah ustvari natezna napetost, kar je povod za iniciacijo novih mikrorazpok. Če v teh mikrorazpokah ohranjamo potrebno energijo, se bodo mikrorazpoke začele širiti. Natezna napetost  $\sigma_t$  je torej definirana ob nastanku mikrorazpok preko poznavanja Youngovega modula  $E$ , površinske napetosti mikrorazpoke  $\alpha$  in polovične dolžine mikrorazpoke  $l$ :

$$\sigma_t = \sqrt{\frac{k\alpha E}{l}} \quad (2.44)$$

Parameter  $k$  določa pogoje preiskave, in sicer ravninsko napetostno stanje  $k = 2/\pi$  ali ravninsko deformacijsko stanje  $k = 2(1 - \nu^2)/\pi$ , kjer je  $\nu$  Poissonov količnik.

Zveza opisuje, da je natezna napetost obratno sorazmerna s kvadratom dolžine mikrorazpoke. Tak odnos je v skladu s pojavom vpliva merila (poglavje 2.2.3 in 2.3.4), saj bo

natezna napetost upadala s povečevanjem dolžine razpoke ter večji vzorci vsebujejo več in več daljših mikrorazpok v primerjavi z manjšimi vzorci (Hudson in Harrison, 2005).

Nadalje je Griffith nadgradil prvotni porušni kriterij iz česar lahko določimo razmerje med natezno in enoosno tlačno trdnostjo (Griffith, 1924):

$$(\sigma_1 - \sigma_3)^2 - 8 \sigma_t (\sigma_1 + \sigma_3) = 0 \quad (2.45)$$

Če izvajamo enoosno natezno ali enoosno tlačno preiskavo, velja  $\sigma_3 = 0$ , zato lahko izpeljemo:

$$\sigma_c = 8 \sigma_t \quad (2.46)$$

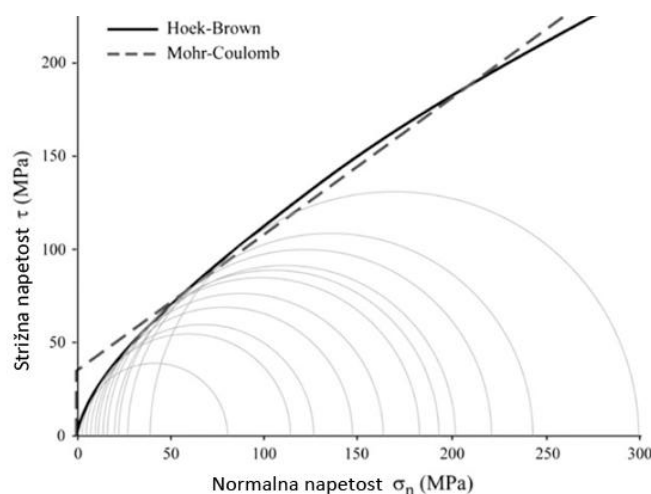
Vidimo, da Griffithov porušni kriterij predvideva razmerje med natezno in enoosno tlačno trdnostjo, in sicer v razmerju 1:8.

#### 2.5.4 Hoek-Brownov porušni kriterij

Hoek-Brownov porušni kriterij je empiričen kriterij, ki predvideva nelinearno porušno ovojnico (Slika 2.36) izotropnega materiala, natančneje kamnine oziroma kamninske mase (Hoek in Brown, 1980). Povod za njegov razvoj je bila ugotovitev geomehanskih lastnosti kamninske mase, saj do začetka 80-ih let pr. stol. ni bilo na voljo nobene druge metode (Hoek in Marinos, 2006). Na podlagi bogate baze podatkov o triosnih preiskavah, je leta 1980 nastal *originalni* Hoek-Brownov kriterij (Hoek in Brown, 1980). Kriterij zahteva poznavanje efektivne maksimalne  $\sigma'_1$  in minimalne glavne napetosti  $\sigma'_3$ , enoosne tlačne trdnosti intaktne kamnine  $\sigma_{ci}$  in empirična parametra  $m$  in  $s$ :

$$\sigma'_1 = \sigma'_3 + \sigma_{ci} \sqrt{m \frac{\sigma'_3}{\sigma_{ci}}} + s \quad (2.47)$$

Višja vrednost parametra  $m$  povzroči strm naklon porušne ovojnice pri nizkih bočnih napetostih, kar ustreza obnašanju krhkih kamnin. Nižja vrednost parametra  $m$  pa poda nižji naklon porušne ovojnice, kar ustreza obnašanju duktilnih kamnin (Hoek, 1983). Parameter  $s$  je merilo razpokanosti kamninske mase, saj ustreza intaktni kamnini, če je enak 1,0 oziroma močno razpokani kamninski masi, če je enak nič (Eberhardt, 2012).



Slika 2.36. Primerjava porušnih ovojnic nelinearnega Hoek-Brownovega kriterija in linearnega Mohr-Coulombovega kriterija (povzeto po Eberhardt, 2012).

Figure 2.36. Comparison of the non-linear Hoek-Brown and linear Mohr-Coulomb failure envelopes (after Eberhardt, 2012).

Kasneje se je izkazalo, da brez upoštevanja geološkega stanja kamninske mase, Hoek-Brownov kriterij ne daje prave uporabnosti. Podatek o geološki informaciji, ki zajema razpokanost oziroma tektonsko pretrtost ter litološko sestavo kamninske mase, naj bi bil enostavno določljiv na terenu, saj bi tako kriterij dobil večjo uporabnost (Hoek in Marinos, 2006). V tistem času je bila zelo priljubljena RMR klasifikacija (poglavje 2.4.3), zato se je zdela primerna za ta namen.

Hoek-Brownov kriterij se je množično začel uporabljati tudi v slabo kakovostni kamninski masi. Izkazalo se je, da zanje daje precenjene vrednosti natezne trdnosti, zato se je vpeljalo novi parameter  $a$ . Ta definira ukrivljenost porušne ovojnice, še posebej pri nizki normalni napetosti v nateznem napetostnem območju. Empirična parametra  $m$  in  $s$  pa se je nadomestilo z materialnim parametrom  $m_b$ , k se ga izračuna preko zvez RMR klasifikacije. Tako je nastal *modificiran* Hoek-Brownov kriterij (Hoek et al., 1992):

$$\sigma'_1 = \sigma'_3 + \sigma_{ci} \left( m_b \frac{\sigma'_3}{\sigma_{ci}} \right)^a \quad (2.48)$$

Vendar RMR klasifikacija ni bila nujno primerna, saj so bile napovedi pogosto konzervativne za dobro kakovost kamninske mase. Zato so bili avtorji kriterija prisiljeni, da razvijejo novo GSI klasifikacijo (poglavje 2.4.3). Trdnost kamninske mase se tako reducira z  $GSI$  vrednostjo, ki izhaja iz stopnje pretrtosti kamninske mase ter vrste posega v kamninsko maso. Po še nekaj modifikacijah kriterija, je tako nastal *generaliziran* Hoek-Brownov kriterij (Hoek, 1994; Hoek et al., 1993; Hoek et al., 2002):

$$\sigma'_1 = \sigma'_3 + \sigma_{ci} \left( m_b \frac{\sigma'_3}{\sigma_{ci}} + s \right)^a \quad (2.49)$$

Empirična parametra  $a$  in  $s$  ter materialni parameter  $m_b$  se izračunjo ob poznavanju  $GSI$  vrednosti in koeficienta poškodovanosti kamninske mase zaradi gradnje  $D$  ter materialnega parametra intaktne kamnine  $m_i$ :

$$a = \frac{1}{2} + \frac{1}{6} \left( e^{-GSI/15} - e^{-20/3} \right) \quad (2.50)$$

$$s = e^{(GSI-100)/(9-3D)} \quad (2.51)$$

$$m_b = m_i e^{(GSI-100)/(28-14D)} \quad (2.52)$$

Intaktno kamnino opišemo, če izberemo niz parametrov  $a = 0,5$ ,  $s = 1,0$ ,  $GSI = 100$ ,  $D = 0$  iz česar sledi  $m_b = m_i$ .

Kriterij lahko zapišemo tudi kot funkcijo normalne  $\sigma_n$  in strižne napetosti  $\tau$ , kjer poznamo parametra ukrivljenosti porušne ovojnice  $A$  in  $B$  ter izračunamo natezno trdnost materiala  $\sigma_{tm}$  (Hoek in Brown, 1997):

$$\tau = A \sigma_{ci} \left( \frac{\sigma'_n - \sigma_{tm}}{\sigma_{ci}} \right)^B \quad (2.53)$$

$$\sigma_{tm} = \frac{\sigma_{ci}}{2} \left( m_b - \sqrt{m_b^2 + 4s} \right) \quad (2.54)$$

Ker se Mohr-Coulombov kriterij (poglavje 2.5.2) pogosto uporablja pri obravnavi geoloških materialov, se je razvilo zvezi za izračun efektivne kohezije  $c'$  in efektivnega strižnega kota  $\varphi'$  za poljuben interval napetostnega stanja  $\sigma'_{3 \max}$  (Hoek in Brown, 1997; Hoek et al., 2002):

$$\varphi' = \sin^{-1} \left[ \frac{6 a m_b (s + m_b \sigma'_{3n})^{(a-1)}}{2(1+a)(2+a) + 6 a m_b (s + m_b \sigma'_{3n})^{(a-1)}} \right] \quad (2.55)$$

$$c' = \frac{\sigma_{ci} [(1+2a)s + (1-a)m_b \sigma'_{3n}] (s + m_b \sigma'_{3n})^{(a-1)}}{(1+a)(2+a) \sqrt{1 + (6 a m_b (s + m_b \sigma'_{3n})^{(a-1)}) / ((1+a)(2+a))}} \quad (2.56)$$

$$\sigma'_{3n} = \sigma'_{3 \max} / \sigma_{ci} \quad (2.57)$$

Nadalje se je razvilo še empirično zvezo za določitev deformacijskega modula kamninske mase  $E_{rm}$  in intaktne kamnine  $E_i$  (Hoek in Diederichs, 2006), kjer poznamo razmerje modulov  $MR$ :

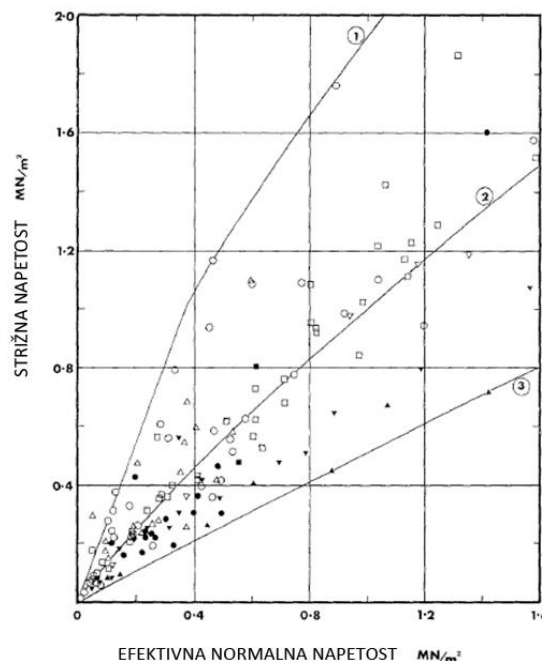
$$E_{rm} = E_i \left( 0,02 + \frac{1-D/2}{1+e^{((60+15D-GSI)/11)}} \right) \quad (2.58)$$

$$E_i = MR \sigma_{ci} \quad (2.59)$$

Ker Hoek-Brownov kriterij velja za izotropne kamninske mase, kjer so diskontinuitete enakomerno razporejene preko opazovanega območja, ga ni priporočljivo uporabljati na kamninskih masah, kjer je izražena anizotropnost (Eberhardt, 2012).

### 2.5.5 Bartonov kriterij

Barton in Choubey (1977) sta preiskovala večje število diskontinuitet in ugotovila, da je njihova porušitev odvisna predvsem od trenja na razkolni ploskvi ter, da je strižna trdnost nelinearno odvisna od normalne napetosti (Slika 2.37).



Slika 2.37. Razpon strižne trdnosti diskontinuitet preiskovane na 136 vzorcih na 8 različnih litologijah (Barton in Choubey, 1977).

Figure 2.37. Range of peak shear strength for 136 joints representing eight different rock types (Barton and Choubey, 1977).

Barton (1973) je strižni kot diskontinuitet kvantitativno opisal s tremi parametri, in sicer s tlačno trdnostjo diskontinuitete  $JCS$  (ang. *Joint wall compressive strength*), koeficientom hrapavosti diskontinuitete  $JRC$  in rezidualnim strižnim kotom diskontinuitete  $\varphi_r$ . Vse tri spremenljivke je združil v empirični zakon trenja za opis geomehanskega obnašanja diskontinuitet (Barton in Choubey, 1977):

$$\tau = \sigma_n \tan \left( JRC \log_{10} \left( \frac{JCS}{\sigma_n} \right) + \varphi_r \right) \quad (2.60)$$

Tako vse tri komponente posredno vplivajo na strižno trdnost diskontinuitete. Člen  $JRC \log_{10}(JCS/\sigma_n)$  v enačbi 2.60 predstavlja komponento valovitosti diskontinuitete  $i$  (ang. *asperity component*). Prednost Bartonovega kriterija je ta, da je vse parametre možno izmeriti v laboratoriju, s preprostimi laboratorijskimi preiskavami (Bandis, 1980).

$JCS$  izmerimo posredno s Schmidtovim kladivom, z merjenjem odbojne trdote neposredno na diskontinuiteti (Barton in Choubey, 1977, ISRM, 1977). Nadalje uporabimo korelacijo med tlačno trdnostjo in odbojno trdoto, ki so na voljo v literaturi (Deere in Miller, 1966; Sachpazis, 1990; Yilmaz in Sendir, 2002; Aydin in Basu, 2005; Fabjan in Vukadin, 2012 idr.) ter izračunamo  $JCS$  diskontinuitete.  $JCS$  lahko enačimo z enoosno tlačno trdnostjo kamnine, če je razpoka nepreperela, sicer pa je od nje vedno nižja.

Kot je bilo omenjeno že v poglavju 2.3.4, je  $JCS$  odvisen od dolžine (velikosti) diskontinuitete. Če želimo ugotoviti njegovo vrednost za poljubno dolžino  $L$  in ob tem poznamo trdnost  $JCS_{lab}$  in hrapavost  $JRC_{lab}$  diskontinuitete iz iste družine, vendar druge dolžine  $L_{lab}$  (običajno 10 cm dolge diskontinuitete, ki jo lahko preiskujemo v laboratoriju), lahko njeno  $JCS$  vrednost izračunamo s pomočjo naslednje empirične korelacije (Barton in Bandis, 1982):

$$JCS = JCS_{lab} \left( \frac{L}{L_{lab}} \right)^{-0.03JRC_{lab}} \quad (2.61)$$

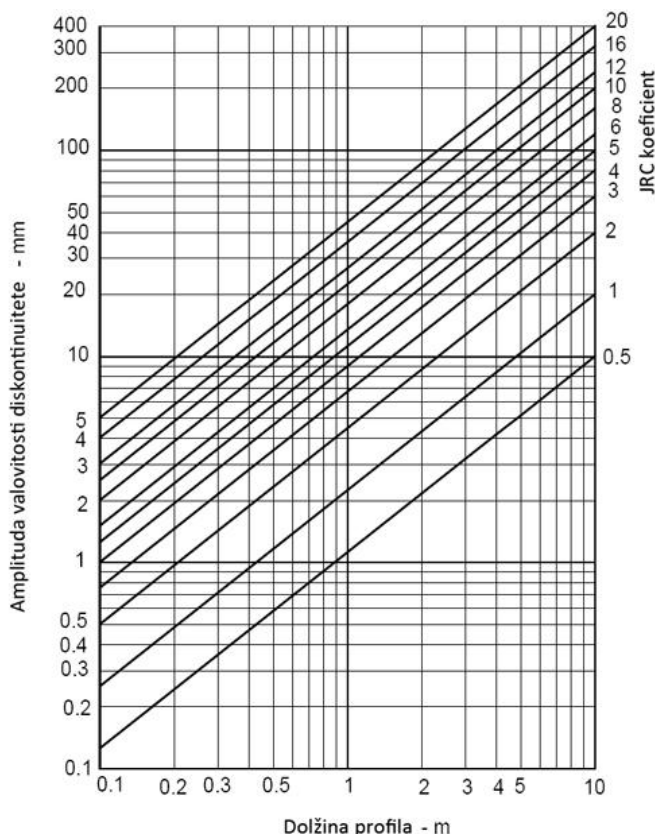
Drugi parameter, ki ga je potrebno poznati v Bartonovem kriteriju (2.60), je  $JRC$  koeficient. Ena od možnosti določitve  $JRC$  koeficienta je vizualna primerjava geometrije preiskovane diskontinuitete s standardnimi profili 10 cm dolgih diskontinuitet po Bartonu (Barton in Choubey, 1977). Druga možnost je računaska z izvedbo preiskave z nagibno ploščo (ang. *tilt test*). Preiskava poteka tako, da blok z diskontinuiteto nagibamo in zabeležimo zdrsni kot  $\alpha$  bloka nad diskontinuiteto. Tako  $JRC$  koeficient izračunamo, če poznamo še  $JCS$  in lastni kot  $\varphi_b$ :

$$JRC = \frac{\alpha - \varphi_b}{\log_{10}(JCS/\sigma_n)} \quad (2.62)$$

Tudi za  $JRC$  koeficient smo v poglavju 2.3.4 izvedeli, da je odvisen od dolžine diskontinuitete. Za poljubno dolžino diskontinuitete  $L$  ga lahko izračunamo s pomočjo naslednje empirične korelacije, če ob tem poznamo hrapavost  $JRC_{lab}$  diskontinuitete iz iste družine, vendar druge dolžine  $L_{lab}$  (običajno 10 cm dolge diskontinuitete, ki jo lahko preiskujemo v laboratoriju), (Barton in Bandis, 1982):

$$JRC = JRC_{lab} \left( \frac{L}{L_{lab}} \right)^{-0.02JRC_{lab}} \quad (2.63)$$

Alternativno  $JRC$  koeficient lahko za poljubno dolžino diskontinuitete ugotavljamo še preko tabele (Slika 2.38, Barton in Bandis, 1982), kjer poznamo amplitudo diskontinuitete.



Slika 2.38. Diagram za alternativno določitev JRC koeficienta (Barton in Bandis, 1982).

Figure 2.38. Chart for alternative JRC designation (Barton and Bandis, 1982).

Lastni kot  $\varphi_b$  ugotavljamo tudi z izvedbo preiskave z nagibno ploščo, vendar tokrat z zdrsom bloka po ravni površini kamnine. Če gre za preiskovanje preperele diskontinuitete, se v enačbi 2.60 rezidualni strižni kot  $\varphi_r$  lahko zamenja z lastnim kotom  $\varphi_b$  (Barton in Choubey, 1977). Rezidualni strižni kot  $\varphi_r$  določimo, ali z izvedbo direktne strižne preiskave, ali s pomočjo Schmidtovega kladiva, kjer izmerimo odbojno trdoto jedra vrtine  $R$  in diskontinuitete  $r$ :

$$\varphi_r = (\varphi_b - 20^\circ) + 20(r/R) \quad (2.64)$$

## 2.6 NUMERIČNO MODELIRANJE MEHANSKEGA OBNAŠANJA KAMNIN IN KAMNINSKIH MAS

### 2.6.1 Uvod

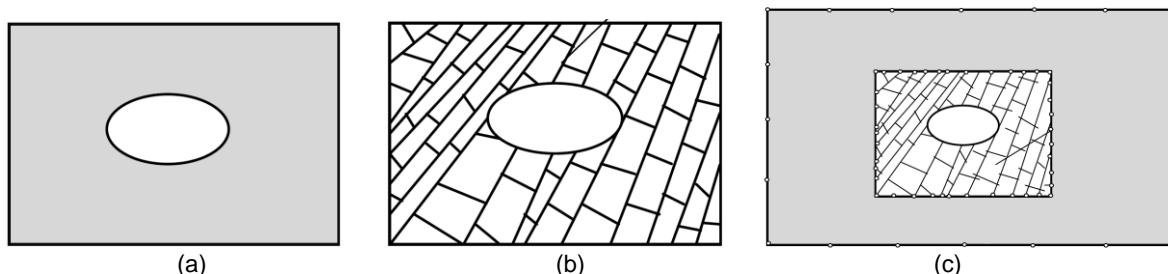
Kot smo spoznali že v uvodu disertacije, je skokovit razvoj računalništva povzročil izjemen napredek numeričnih metod, ki so tako pridobile na uporabnosti pri obravnavi inženirskih problemov v mehaniki kamnin. Prednost in priljubljenost pred ostalimi metodami (npr. empirične in analitične) so numerične metode pridobile, ker omogočajo pridobitev rešitve za diferencialne enačbe, ki definirajo osnovne napetostno deformacijske odnose med spremenljivkami, za različne robne pogoje. Poleg tega med ostalim omogočajo tudi (Jing, 2003):

- študijo procesov v kamninski masi v časovnem zaporedju,
- hitro izvedbo občutljivostnih analiz, ki kažejo odziv modela glede na spremembo vhodnih parametrov,
- rezultat je zvezno razporejen preko obravnavanega območja,
- kakovostno predstavitev procesov v kamninski masi ter

- analize potekajo v merilu 1:1.

Numerične metode lahko delimo v tri skupine, in sicer:

- a) numerične metode kontinuuma (Slika 2.39a),
- b) numerične metode diskontinuuma (Slika 2.39b) in
- c) hibridne numerične metode (Slika 2.39c).



Slika 2.39. Shematični prikaz različnih principov numeričnega modeliranja izkopa v kamninski masi: (a) princip kontinuuma, (b) princip diskontinuuma ter (c) združitev obeh v hibridni numerični model (prirejeno po Jing, 2003).

Figure 2.39. Schematic representation of an excavation in rock mass with different numerical methods: (a) continuum model, (b) discrete model and (c) hybrid model (after Jing, 2003).

(a) Numerične metode kontinuuma kamninsko maso obravnavajo kot zvezni material, ki je brez nehomogenosti ali nepravilnosti. Primerne so za uporabo takrat, ko diskontinuitete nimajo bistvenega vpliva na obnašanje kamninske mase, saj se morebitna kompleksna zgradba kamninske mase s postavitvijo modela poenostavi. Kot je bilo pojasnjeno v poglavju 2.4.4, relativno razmerje med stopnjo razpokanosti in merilom opazovanja določa ali se bo material obnašal zvezno ali ne.

Pri tem pristopu se obravnavano območje ustrezno diskretizira na elemente oziroma domene, kjer so dovoljeni le končni pomiki (Jing, 2003). Mednje prištevamo:

- metodo končnih elementov - MKE (ang. *Finite Element Method* - FEM),
- diferenčno metodo (ang. *Finite Difference Method* - FDM) in
- metodo robnih elementov (ang. *Boundary Element Method* - BEM).

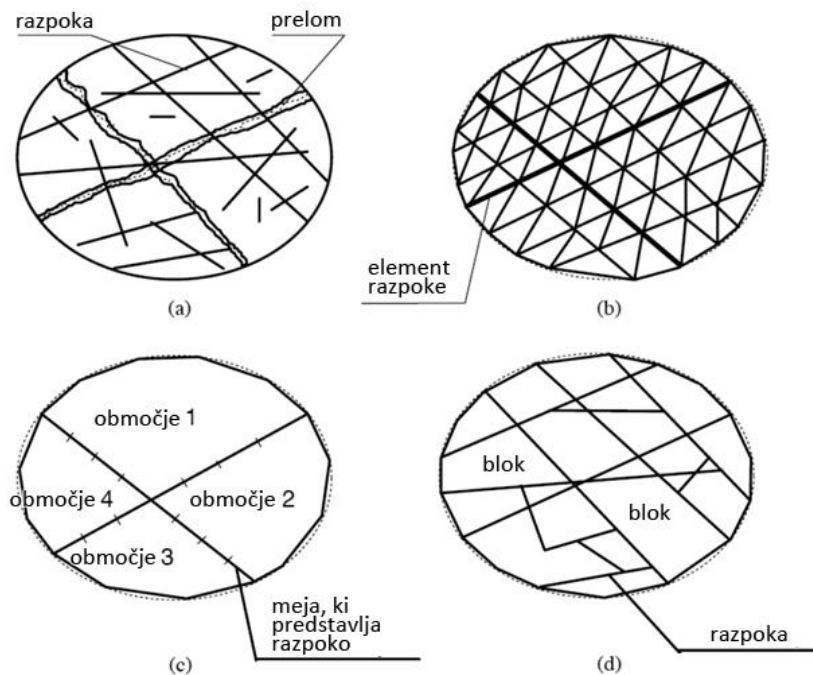
Pri MKE metodi se obravnavano območje z generiranjem mreže (ang. *mesh*) diskretizira na končno število manjših elementov, ki se medsebojno stikajo v vozliščih (Slika 2.40b). Vsakemu elementu se na podlagi izbranega konstitutivnega modela predpišejo ustrezne geometrijske lastnosti. Sistem diferencialnih enačb opisuje obnašanje materiala v gausovih točkah znotraj elementov. Iz napetosno-deformacijskih odnosov se izračunajo pomiki na vozliščih. Ko se na robovih modela definira robne pogoje, se preko enačb aproksimira napetosno-deformacijsko obnašanje na celotnem obravnavanem območju. Metoda je primerna tako za obravnavanje linearne ali nelinearne obnašanja, kjer ne prihaja do velikih pomikov (Jing, 2003; Bobet, 2010; Gao, 2013).

Podobno kot pri MKE se tudi pri diferenčni metodi obravnavano območje diskretizira na končno število manjših elementov (Slika 2.40b). Razlika med MKE in diferenčno metodo je v načinu izračuna. Pri (eksplicitni) diferenčni metodi je algoritem izračuna razdeljen na majhne časovne korake, znotraj katerega se rešuje sistem diferencialnih enačb. Tako je algoritem razdeljen na cikle, ki s časom dosežejo ravnotežje modela. FDM metoda je primerna pri obravnavanju ne-linearne obnašanja materiala, kjer lahko prihaja do velikih pomikov, saj eksplicitno računsko shema omogoča relativno hitro stabilnost modela (Bobet, 2010; Gao, 2013). Natančnost rešitev je odvisna od velikosti časovnega koraka, ki je neposredno povezan s časom trajanja analize.

Pri metodi robnih elementov so geometrijske meje (npr. diskontinuitete, obok predora ipd.) razdeljene na elemente, medtem ko je preostalo območje, znotraj robov, tretirano kot



neskončen kontinuum (Slika 2.40c). Izračun poteka s transformacijo diferencialnih enačb v integrale, kjer se napetosti in pomike izračuna direktno ali indirektno. Metoda je primerna takrat, ko lahko kamninsko maso obravnavamo kot elastičen material (Gao, 2013).



Slika 2.40. (a) Naravno razpokana kamninska masa ter njena predstavitev v modelih numeričnih metod z (b) MKE ali diferenčno metodo, (c) metodo robnih elementov in (d) DEM (Jing, 2003).

Figure 2.40. Representation of jointed rock mass in (a), by (b) FEM or FDM, (c) BEM and (d) DEM method (Jing, 2003).

Zgradba kamninske mase je običajno kompleksna ter pogosto vsebuje elemente (npr. prelomi, razpoke), ki se jih v modelu mora upoštevati. Predstavitev teh elementov se v metodah kontinuuma lahko vrši na dva načina (Bobet, 2010). Prvi način je impliciten, kjer se z implementacijo kompleksnih konstitutivnih modelov (npr. *Ubiquitous-Joint Model*, *Jointed rock model*, idr.) definira glavne elemente kamninske mase. V osnovnem materialu se generira ravnine, ki predstavljajo diskontinuitete. Obnašanje vseh ravnin je opisano z naborom Mohr-Coulombovih modelov, ki so orientirani v prostoru glede na smer diskontinuitet. Tak model je sicer napreden, vendar zahteva poznavanje številnih vhodnih parametrov diskontinuitet in osnovnega materiala, ki se jih težko neposredno ugotovi z laboratorijskimi preiskavami ali drugimi metodami.

Drugi način je ekspliciten, kjer z vpeljavo novih elementov (ang. *interface*) predstavi glavne elemente kamninske mase. Primer take metode je XFEM (ang. *enriched/extended FEM*), kjer novi element ne popači obstoječe mreže, ampak na lokalnem območju novega elementa generira gostejšo mrežo (Jing, 2003). Tak pristop je primeren vse dokler v model ni vpeljanih preveč novih elementov, ki bi dodatno obremenili izračun analize.

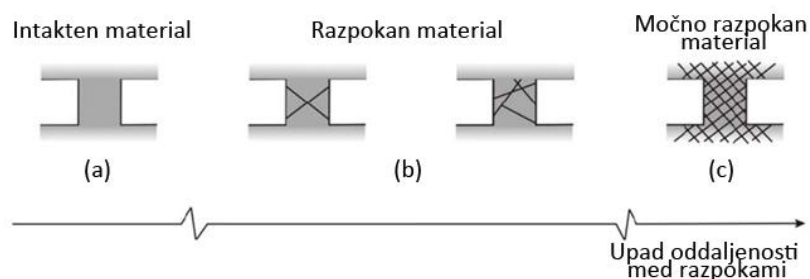
(b) Numerične metode diskontinuuma kamninsko maso opišejo kot blokovno zgrajen material, ki se nezvezno obnaša. V skladu s sistemom diskontinuitet, je območje razdeljeno na domene (t.i. bloke), znotraj katerih se privzame homogeno in zvezno obnašanje (kontinuum). Metoda omogoča premike in rotacije blokov ter ločitev dveh blokov in zaznavanje novih kontaktov (Cundall in Hart, 1992). Ker so diskontinuitete predstavljene eksplicitno, metode diskontinuuma zahtevajo poleg blokov, definiranje tudi konstitutivnega obnašanja diskontinuitet. Bloki so lahko togi ali deformabilni. V primeru slednjih je vsak blok diskretiziran na elemente, katerim pripišemo želeno konstitutivno obnašanje (Itasca, 2014).

Tak način modeliranja kamninske mase je primeren za modeliranje večjih meril, heterogenih materialov in materialov, ki se nelinearno obnašajo (Jing, 2003).

Numerične metode diskontinuum (pogosto jim pravimo tudi diskretne numerične metode - DEM, ang. *Discrete Element Method*) delimo v dve skupini, in sicer na eksplicitne in implicitne metode (Jing, 2003; Lisjak in Grasselli, 2014). Med prve uvrščamo metodo diskretnih elementov (ang. *Distinct Element Method*), ki za rešitev enačb premika blokov uporablja eksplicitno časovno iteracijsko shemo (poglavje 3.2.2). Bloki so lahko togi ali deformabilni, kontakti pa deformabilni. V primeru, da so bloki deformabilni, so diskretizirani z diferenčno mrežo FDM metode. Med implicitne metode uvrščamo DDA (ang. *Discontinuous Deformation Analysis*), kjer so bloki togi ali deformabilni, kontakti pa togi. V primeru, da so bloki deformabilni, so diskretizirani z mrežo končnih elementov MKE metode (Jing, 2003).

(c) Hibridne numerične metode v istem modelu združujejo dve numerični metodi (kontinuum in/ali diskontinuum). Primerne so za postavitev večjih modelov, kjer bi število elementov/blokov bilo tako veliko, da bi časovno otežilo izračun. Zato se v takih primerih metodo kontinuuma uporabi za modeliranje oddaljenega območja (ang. *far-field*), metodo diskontinuum, pa za območje, ki nas podrobneje zanima. Poznamo več različic hibridnih metod, kot so npr. FEM/BEM, DEM/BEM in DEM/FEM. Kombinacija numeričnih metod je izbrana tako, da izkoristi prednosti obeh metod in tako najustrezneje opiše obravnavani geotehnični problem.

Ker je geomehansko obnašanje kamninske mase odvisno predvsem od merila opazovanja (poglavje 2.4.4), geometrije diskontinuitet (poglavje 2.3.2), napetostnega stanja in načina izkopa geotehničnega objekta, je od tega odvisen tudi izbor numerične metode za obravnavo danega inženirskega problema (Jing in Hudson, 2002). Trenutno ni na voljo smernic ali kvantitativne določitve, kdaj uporabiti eno in kdaj drugo numerično metodo (Bobet, 2010). V izogib dvomom se običajno izvede analizo z dvema (ali več) različnima numeričnima metodama in nato primerja rezultate. Glede na diskusijo v poglavju 2.4.4, primerno numerično metodo lahko izberemo, če opazujemo relativno razmerje med velikostjo geotehničnega objekta in s tem povezano stopnjo razpokanosti. Ko kamninska masa ni preveč razpokana (Slika 2.41a) jo je priporočljivo obravnavati z metodami kontinuuma, srednje do močno razpokano kamninsko maso (Slika 2.41b) pa z metodami diskontinuum. Močno razpokano kamninsko maso (Slika 2.41c) se lahko obravnava tudi z metodami kontinuuma, vendar moramo pri tem v modelu uporabiti parametre za razpokano kamninsko maso (Elmo, 2006).



Slika 2.41. Stopnja razpokanosti kamninske mase (Elmo, 2006).

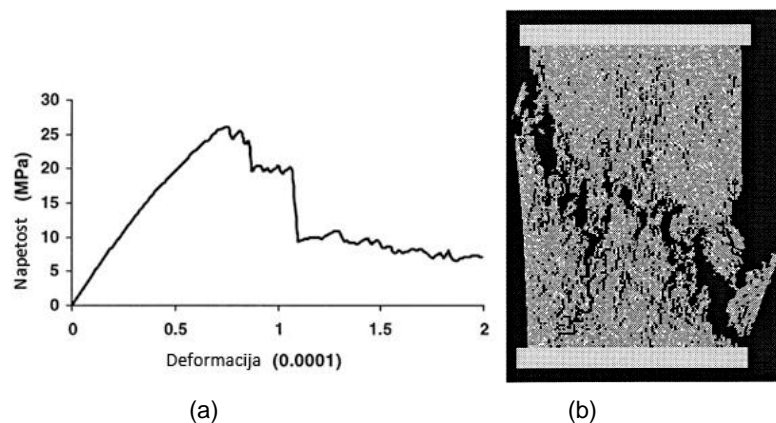
Figure 2.41. Degree of fracturing of rock mass (Elmo, 2006).

Izjemen napredek numeričnih metod tako omogoča obravnavo kamnin na mikro nivoju, kot tudi predstavitev kamninske mase od mezo do makro meril. V nadaljevanju so predstavljeni nekateri načini modeliranja geomehanskega obnašanja intaktne kamnine in kamninske mase, ki so najbolj uspešni pri modeliranju obnašanja kamninske mase v več različnih merilih.

## 2.6.2 Modeli z numeričnimi metodami kontinuuma

Simuliranje porušnih procesov v kamninah se je najprej začelo z uporabo numeričnih metod kontinuuma, ko je postalo mogoče simulirati porušne procese v heterogenih in intaktnih kamninah. Za simulirani material se prevzame, da je sestavljen iz elementov, kateri imajo vsak svoje materialne lastnosti (Wang et al., 2011). Tako se zagotovi heterogeno zgradbo simuliranega vzorca. Porazdelitev elastičnih in trdnostnih (lokalnih) lastnosti preko elementov sledi sholastični porazdelitvi (Wang et al, 2010; Mahabadi et al, 2012a). Metoda končnih elementov se uporabi za izračun napetostnega stanja v vseh elementih. Po poružitvi vzorca se definira reducirane materialne parametre in omogoči krhko obnašanje materiala (ang. *strain softening*). Ob poteku analize se beležijo t.i. dogodki ob nastajanju novih razpok (Liu, 2003).

Tak pristop simuliranja porušnih procesov materiala se lahko uporablja za simuliranje laboratorijskih preiskav (Slika 2.42), kot so enoosna tlačna preiskava (Tang et al., 2000; Xu et al., 2013), triosna preiskava (Liu, 2003; Liu et al., 2004), direktna natezna preiskava (Zhang et al., 2006) ipd. Simulacije so pokazale, da model lahko simulira nelinearno in krhko obnašanje materiala ter omogoča opazovanje napredovanja razpoke ob poružitvi. Slabost te metode pa je, da je izbira vhodnih parametrov subjektivna in odvisna od statistične porazdelitve (Mahabadi et al, 2012a).



Slika 2.42. Simulacija enoosne tlačne preiskave: (a) napetostno-deformacijska krivulja in (b) porušitev vzorca (Tang et al., 2000).

Figure 2.42. Simulation of uniaxial compressive test: (a) stress-strain curve and (b) failure (Tang et al., 2000).

Tak pristop simuliranja intaktne kamnine je tu predstavljen le informativno, saj ni bil predmet raziskovanja v okviru te doktorske disertacije.

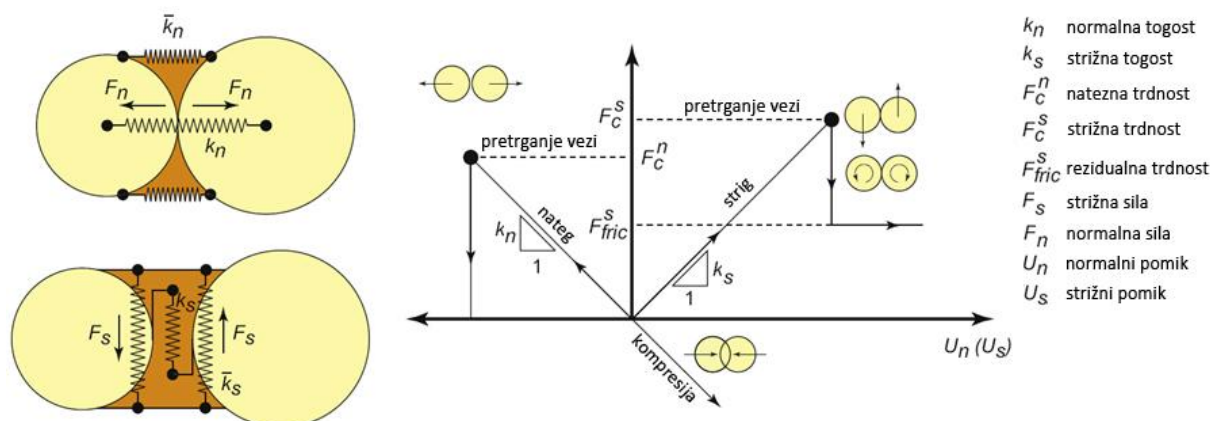
## 2.6.3 Modeli delcev

Model delcev (ang. *particle model*) je pristop numeričnega modeliranja diskontinuuma, ki temelji na metodi diskretnih elementov (ang. *Distinct Element Method*). Tovrstni modeli so se prvotno začeli razvijati z namenom izvajanja simulacij na nekohezivnih materialih (npr. kot je pesek), a se je kasneje izkazalo, da je njihova uporaba lahko širša. V zadnjih dveh desetletjih se postopek uporablja pri simuliranju porušnih procesov in napredovanja razpok v kamninah. Delce v modelu se običajno enači z zrnji ali nehomogenostmi (npr. mikrorazpoke), ki jih poznamo v kamninah. Tak princip tako omogoča simuliranje temeljnih procesov v kamninah in omogoča njihovo boljše razumevanje.

Največja prednost modelov delcev je preprosta matematična formulacija ter razvoj algoritma za opis obstoječih in zaznavanje novih kontaktov med delci. Vendar prav zaradi tega modeli delcev zahtevajo veliko validacije, njihova svojevrstna zgradba pa poznavanje in definiranje

t.i. mikroparametrov. Zaradi omejitev v merilu slednjih ne moremo neposredno izmeriti v laboratoriju s standardnimi laboratorijskimi preiskavami, ampak jih določimo v procesu kalibracije intaktnega materiala (Potyondy in Cundall, 2004; poglavji 3.9 in 6.3). Numerični postopek je zasnovan na tem, da se s ponavljanjem numeričnih analiz standardnih laboratorijskih preiskav poišče ustrezen niz mikroparametrov, ki uspešno opišejo obnašanje realnega materiala tako v nateznem kot v tlačnem napetostnem stanju (Kazerani, 2013a, 2013b; Lisjak in Grasselli, 2014).

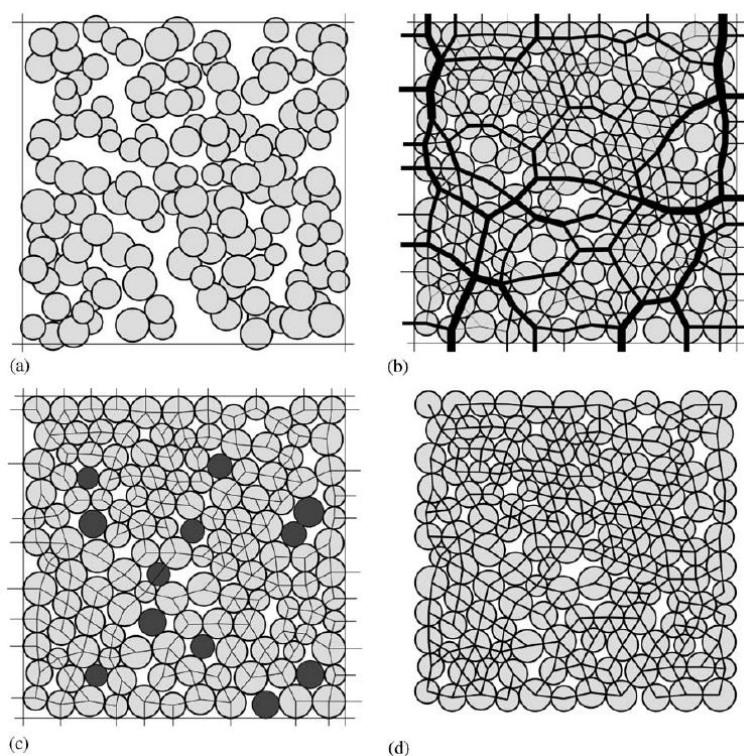
Programsko okolje PFC (ang. *Particle Flow Code*) omogoča generiranje simulacije mehanskega obnašanja okroglih (2D) oziroma sferičnih (3D) togih delcev, ki so medsebojno povezani v kontaktih. Obnašanje slednjih je definirano s kontaktnim modelom (npr. linearni model, Hertzov model, *Smooth-joint* model idr.) ter s tipom vezi med delci. Na voljo sta dva tipa vezi, in sicer (a) kontaktna vez (ang. *contact bond*) in (b) paralelna vez (ang. *parallel bond*). Kontaktna vez je predstavljena s parom elastičnih vzmeti, ki delujeta v kontaktni točki, ena v normalni smeri z normalno togostjo in druga v strižni smeri s strižno togostjo. Normalna in strižna sila, ki se ustvarita v kontaktu, sta limitirani z normalno in strižno trdnostjo kontaktne vezi. Paralelna vez ima enako funkcijo kot jo ima cement v kamnini. Med delcema, kjer se generira vez definiranega premera, je enakomerno porazdeljena normalna in strižna togost elastičnih vzmeti (Slika 2.43a). V vezi se poleg normalne in strižne sile, zaradi rotacije delcev, generira tudi normalni in strižni moment. Vez ima definirano normalno in strižno trdnost, ki se pretrga takoj, ko sta le-ti prekoračeni (Slika 2.43b). Z napredovanjem pretrganih vezi pride do modeliranja združevanja in napredovanja mikrorazpoke v makrorazpoko.



Slika 2.43. (a) Shematski prikaz paralelne vezi z normalno in strižno togostjo ter (b) njeno konstitutivno obnašanje (Cho et al., 2007; Lisjak in Grasselli, 2014).

Figure 2.43. (a) Presentation of the parallel bond with normal and shear stiffness and (b) its constitutive behaviour (Cho et al., 2007; Lisjak and Grasselli, 2014).

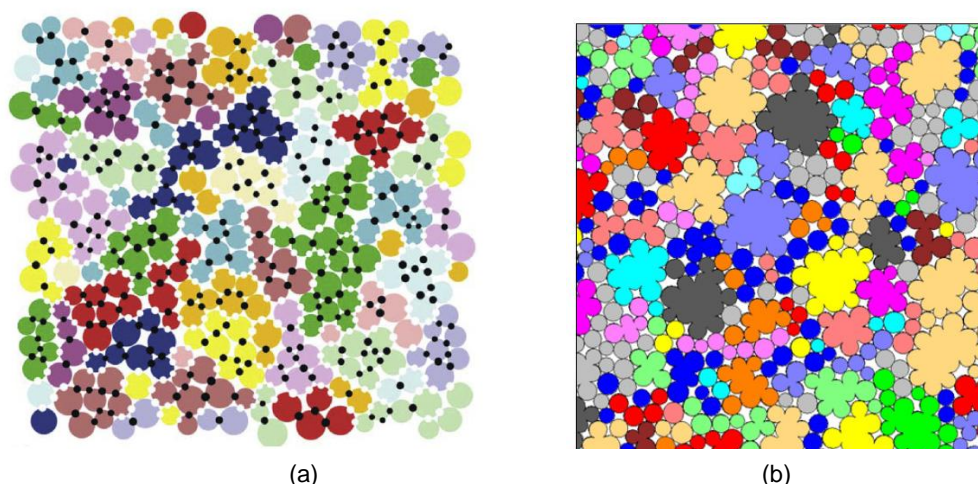
Zaradi analogije paralelne vezi v modelu s cementom v kamnini, se je razvil BPM model (ang. *Bonded Particle Model*; Potyondy in Cundall, 2004), ki neenakomerno velike delce formira v gosto pakiran model. Postopek generiranja materiala v BMP modelu je razvit s ciljem, da se generira realen nabor delcev in realistično stanje napetosti med njimi. Postopek zajema več korakov: (a) v prvem koraku se delce naključno porazdeli znotraj mej elementov zidov (Slika 2.44a) in (b) modelira zgostitev delcev v modelu tako, da ima model določeno poroznost. T.i. zidovi so posebni elementi (končne ali neskončne ravnine) v PFC okolju, ki definirajo meje modela. V drugem koraku sledi (c) vnos izotropnega napetostnega stanja, kjer se premer delcev prilagodi tako, da se generira izotropno napetostno stanje (Slika 2.44b). V nadaljevanju (d) se delci reorganizirajo z namenom, da se reducirajo velikosti notranjih sil (ang. *locked-in forces*). V tretjem koraku (d) se odstrani vse (t.i. plavajoče) delce, ki imajo manj kot tri kontakte (Slika 2.44c). Nato (f) se med delce vgradi paralelne vezi. V zadnjem koraku (e) pa se odstrani elemente zidov, kar omogoča sistemu, da se relaksira (Slika 2.44d).



Slika 2.44. Postopek generiranja materiala po principih BPM modela (Potyondy in Cundall, 2004).

Figure 2.44. Metarial-genesis procedure and generation of BPM model (Potyondy and Cundall, 2004).

Običajno formiranje BPM modela delcev, kot je opisan zgoraj, nima dovolj goste strukture, ki bi omogočala zatikanje delcev (ang. *interlocking*) in s tem posledično zvišanje trdnosti materiala, ki nastane pri deformiranju vzorca (Potyondy in Cundall, 2004, Lisjak in Grasselli, 2014). Če je modelirani material kalibriran za modeliranje enoosne tlačne trdnosti, ta postopek praviloma podceni triosno trdnost materiala (Diederich, 1999), preceni natezno trdnost ter izkazuje linearno porušno ovojnico (Potyondy in Cundall, 2004; Cho et al., 2007). Predvidevalo se je, da so vzroki teh nedoslednosti uporaba okroglih oziroma sferičnih delcev v običajnem BPM modelu, kar ni realno in povzroča, da je rezultat modela odvisen od napetostne poti. Zato se je model nagradilo z vpeljavo t.i. logike grupiranja delcev (ang. *cluster logic*; Potyondy in Cundall, 2004). V okviru tega postopka se delce grupira v skupine delcev (gruče) ter definira ustrezno trdnost vezi med gručami in posebej trdnost vezi med delci znotraj gruče (Slika 2.45a). Ta postopek omogoča, da ob prekoračitvi ustrezne trdnosti, pride do porušitve vezi med delci znotraj gruče. Rezultati tega pristopa pri nadgradnji modela so nekoliko izboljšali napovedi le naklona porušne ovojnice in tako podali nekoliko višjo triosno tlačno trdnost (Potyondy in Cundall, 2004).



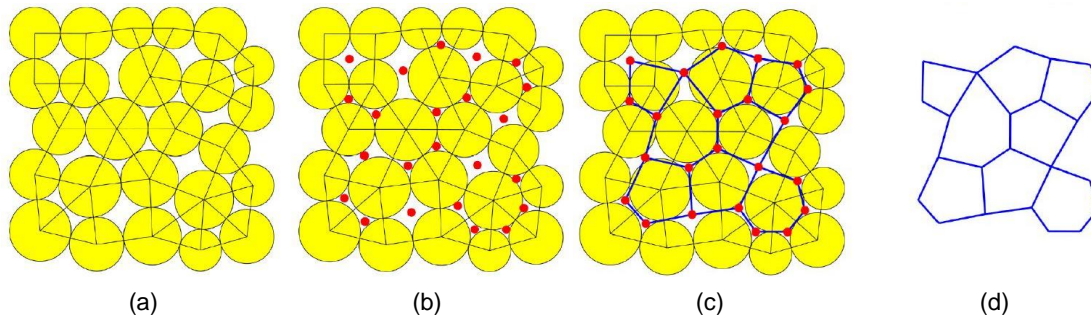
Slika 2.45. (a) Logika gručenja delcev, kjer črne pike predstavljajo vezi med delci, bele pike pa vezi med gručami (Potyondy in Cundall, 2004) ter (b) logika združevanja delcev (Yoon et al., 2012).

Figure 2.45. (a) Introducing of cluster logic where black points represent intra-cluster bonds and white points represent inter-cluster bonds (Potyondy in Cundall, 2004) and (b) introducing of clump logic (Yoon et al., 2012).

Ker oblika delcev igra glavno vlogo pri simuliranju mehanskega obnašanja materiala, se je nadalje v BPM model vpeljalo logiko združevanja delcev (ang. *clump logic*; Cho et al., 2007). Pri tem postopku pride do spojitve skupine delcev ter nastanka nepravilne oblike skupine togih delcev (Slika 2.45b). Model z logiko združevanja je nekoliko bolj uspešen pri simulaciji realnega obnašanja kamnine, pri čemer rezultati niso odvisni od napetostne poti in se uspešno simulira nelinearno porušno ovojnico modeliranega materiala. S takim pristopom lahko z enakimi vhodnimi mikroparametri simuliramo 20-krat višjo enoosno tlačno trdnost materiala in od 2 do 3-krat višjo natezno trdnost v primerjavi z običajnim BPM modelom (Cho et al., 2007). Kljub napredkom pri modeliranju je slabost tega pristopa, da se vsaka posamezna skupina združenih delcev obnaša kot togo telo. Če enačimo združene delce z zrni, njihovo obnašanje ni v skladu z realnim obnašanjem zrn v tlačnem napetostnem stanju (Mosher et al., 1975).

Kljub uspešnem razvoju, noben predstavljeni model ni dosegel razmerja med enoosno tlačno trdnostjo in natezno trdnostjo, ki je praviloma zabeleženo pri realnem obnašanju kamnin, oziroma modeli praviloma napovedo previsoko trdnostno razmerje med enoosno tlačno trdnostjo in natezno trdnostjo. V običajnem BPM modelu je najnižje doseženo razmerje trdnosti 1/4, z logiko gručenja 1/8 ter z logiko združevanja 1/14 (Cho et al., 2007; Bahrani, 2012). Kot smo videli v poglavju 2.2.5, je lahko razmerje trdnosti v realnih kamninah tudi 1/3, kar ni bilo mogoče doseči s predhodno omenjenimi modeli.

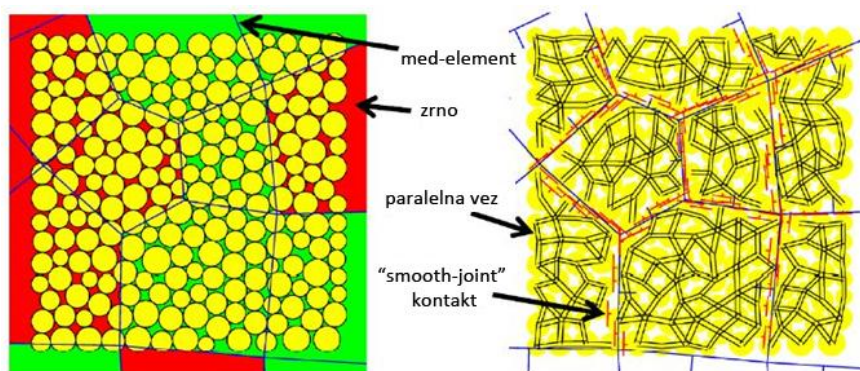
Z namenom, da bi končno rešili tudi to neskladje, je nastal GBM model (ang. *Grain-based model*; Potyondy, 2010), ki omogoča generiranje zrn in skupine zrn, ki niso direktna posledica sferične oblike delcev. Ta postopek omogoča generiranje poligonalnih deformabilnih zrn. Taka struktura zrn se generira po sledečem postopku. Najprej se generira delce, ki se dotikajo v najmanj dveh kontaktnih. Vsak kontakt je nato povezan z linijo, ki povezuje dva sosednja delca (Slika 2.46a). Na vsako stran linije sta dve sosednji (notranji) praznini (Slika 2.46b) ter ena zunanja praznina, ki obkroža celoten model. Notranje delce z manj kot tremi kontakti se odstrani. Če povežemo (notranje) praznine (Slika 2.46c), dobimo mrežo, ki predstavlja strukturo poligonalnih zrn (Slika 2.46d) (Potyondy, 2010; Bahrani, 2012).



Slika 2.46. Generiranje GBM modela (Potyondy, 2010).

Figure 2.46. GBM model generation (Potyondy, 2010).

Prostor med strukturo poligonalnih zrn se nato zapolni z manjšimi delci po principih BPM modela (Slika 2.47). Manjši delci so povezani s paralelno vezjo, poligonalna mreža pa s SJM modelom (ang. *Smooth-Joint Contact Model*, poglavje 2.6.5). Taka struktura omogoča zamik med zrn v skladu s smerjo kontakta in ni odvisna od smeri kontaktov med manjšimi delci. Tako delci na nasprotnih smereh kontakta zrn, lahko drsijo eden poleg drugega in ne eden okrog drugega (Potyondy, 2010).

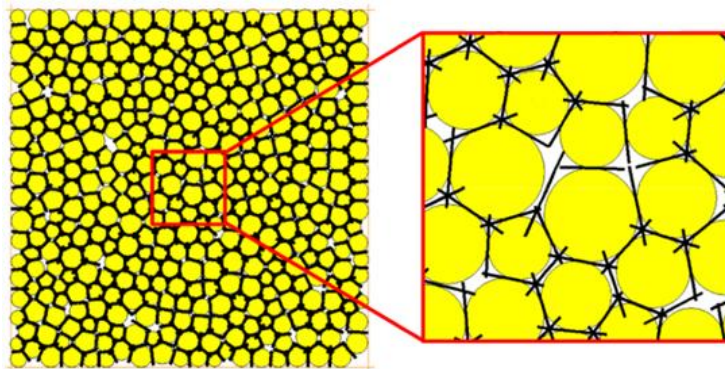


Slika 2.47. Umeščanje SJM po principih GBM modela (Potyondy, 2010).

Figure 2.47. Inserting SJM according to GBM model logic (Potyondy, 2010).

Simulacije mehanskega obnašanja kamnine z GBM modelom so pokazale, da ta model lahko poda realno razmerje med direktno natezno trdnostjo in enoosno tlačno trdnostjo (Potyondy, 2010; Bahrani et al., 2011; Bahrani et al. 2012). Vendar, če z enakimi vhodnimi mikroparametri simuliramo še Brazilsko preiskavo, dobimo praviloma precenjeno Brazilsko trdnost, neobičajno obliko porušitve ter duktilno obnašanje modela tam, kjer je praviloma pričakovana krhka porušitev. Rezultat se izboljša, če se zniža vrednost natezne trdnosti paralelne vezi, a je potem simulirana enoosna tlačna trdnost podcenjena ter razmerje med trdnostima je 1/4 (Bahrani et al. 2012). Očitno je, da kljub napredku pri modeliranju kontaktov med delci ostanejo še določeni pojavi, ki niso zajeti in je bil potreben nadaljnji razvoj.

V nadaljevanju se je BPM nadgradilo z vpeljavo ravnih elementov v kontakte med delci (Slika 2.48), kjer njihovo konstitutivno obnašanje sledi FJM (ang. *flat-joint model*) kontaktnemu modelu (Potyondy, 2012). Model je zelo podoben običajnemu BPM modelu s paralelno vezjo, vendar je razlika pri FJM modelu ta, da se ob porušitvi vezi le-ta ne odstrani, ampak deluje naprej z njenimi rezidualnimi strižnimi lastnostmi. Prednost tega modela je, da je časovno bolj učinkovit v primerjavi z ostalimi modeli delcev ali blokov (poglavje 2.6.4) ter naj bi bolje napovedal realno razmerje med direktno natezno trdnostjo in enoosno tlačno trdnostjo (Potyondy, 2012).



Slika 2.48. Generiranje FJM modela (Potyondy, 2012).

Figure 2.48. Generation of FJM model (Potyondy, 2012).

Alternativa modelom delcev, postavljenih v PFC okolju, je programsko okolje Yade (Kozicki in Donzé, 2008, 2009; Šmilauer et al., 2010). Teoretični princip v Yade okolju je v osnovi enak kot je v okolju PFC. Elastična deformacija sledi Hookovem zakonu za vzmet, porušitev vezi pa je kontrolirana z natezno oziroma s strižno silo. Po natezni porušitvi, je togost med delci kontrolirana s parametrom blaženja, ki kontrolira sproščeno energijo ob porušitvi. Po strižni porušitvi pa le-ta nenadno vpade na vrednost trenja med delci (Lisjak in Grasselli, 2014).

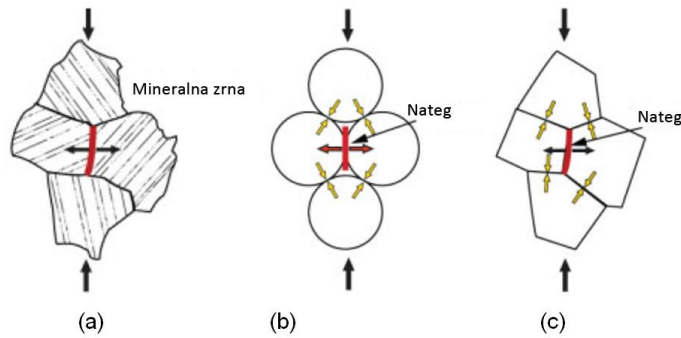
V programsko okolju Yade uveljavljamo implementacijo koeficienta interakcije delcev, ki omogoča povezavo delcev na ožjem območju. Na tak način se nekoliko spremeni struktura, ki omogoča zatikanje delcev (ang. *degree of interlocking*), kar posledično omogoča doseči višje razmerja med enoosno tlačno trdnostjo in natezno trdnostjo ter simuliranje nelinearne porušne ovojnice. Tak pristop je analogen logiki združevanja v PFC okolju. Poleg tega lahko v model eksplicitno vpeljemo diskontinuitete, katerih obnašanje sledi modelu, ki je analogen SJM v PFC okolju.

#### 2.6.4 Modeli blokov

V zadnjem času se za simuliranje porušnih procesov intaktne kamnine, poleg modelov delcev, vedno bolj uporablja modele blokov (ang. *block/grain-based models*). Ti ravno tako temeljijo na metodi diskretnih elementov (*Distinct Element Method*) vendar s to razliko, da so postavljeni v programskem okolju UDEC (*Universal Distinct Element Code*). UDEC namreč omogoča generiranje posebne blokovne strukture, s t.i. Delanuayjevimi trikotniki ali Voronoijevimi poligoni, ki predstavlja zrna ali druge nehomogenosti (npr. mikrorazpoke) v kamnini (Martin, 2014). Več o teoretičnem ozadju tega postopka diskretizacije bo napisano v nadaljevanju (poglavje 3), saj se je modele blokov uporabljalo v raziskavah te disertacije.

Oblike blokov v modelih blokov so v obliki nepravilnih trikotnih (Delaunay trikotniki) ali poligonalnih oblik (Voronoijev mozaik). To nedvomno omogoča boljšo predstavitev naravne mikrostrukture kamnin (Slika 2.49), v primerjavi s sferičnimi oziroma okroglimi delci v modelih delcev (Lemos, 2011; Kazerani in Zhao, 2012; Kazerani, 2013ab). Kontakti med bloki so lahko ploskovni (Damjanac et al., 2007), če potekajo po celotni meji bloka ter tako, podobno kot pri naravni kamnini, omogočajo večjo stopnjo zatikanja blokov (ang. *interlocking*). Poleg tega so bloki lahko deformabilni ali tudi togi. Vendar modeli blokov zahtevajo časovno nekoliko bolj dolgotrajne analize v primerjavi z modeli delcev (Gao in Stead, 2014). Podobno kot pri modelih delcev, zahtevajo veliko validacije, ki jo izvajamo v procesu kalibracije intaktnega materiala.



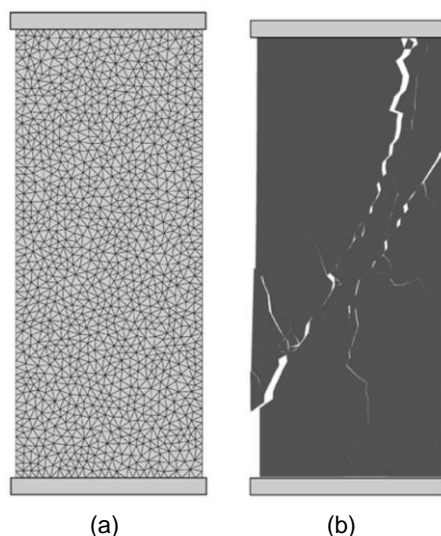


Slika 2.49. Primerjava strukture (b) modela delcev in (c) blokov z (a) realno strukturo v kamninah (Martin, 2014).

Figure 2.49. Comparison of microstructure between (b) particle model and (c) block model to (a) real rock microstructure (Martin, 2014).

V slabem preteklem desetletju je tako nastalo že nekaj raziskav z uporabo modela blokov. Christanson et al. (2006) je simuliral triosne preiskave na poroznem tufu ter ugotovil, da z naraščajočim bočnim tlakom prehaja odziv materiala iz krhkega v duktilno obnašanje. Damjanac et al. (2007) je pokazal, da z modeli blokov lahko dobimo podobne rezultate kot jih z logiko združevanja v BPM modelu. Yan (2008) je simuliral nastanek in razvoj krilate razpoke (ang. *wing crack*) v vzorcu z obstoječimi razpokami (ang. *pre-existing joints*). Lin et al. (2010) je simuliral heterogeno strukturo in mineralno zgradbo Lac du Bonnet granita in Åspö diorita ter ugotovil, da ima struktura večji vpliv na enoosno tlačno trdnost; mineralna sestava pri tem igra le sekundarno vlogo. Shin et al. (2010) je za Lac du Bonnet granit pokazal, da lahko z enim nizom mikroparametrov, ki jih dobimo v procesu kalibracije intaktnega materiala, opišemo celotno porušno ovojnico, ki se sklada z laboratorijskimi rezultati. Do podobnih ugotovitev sta prišla tudi Kazerani in Zhao (2010) ter simulirala realno razmerje med enoosno in natezno tlačno trdnostjo. Ugotovila sta tudi, da na obnašanje simuliranega materiala ne vpliva samo oblika blokov, kot se je prvotno predvidevalo, ampak imajo pomembno vlogo pri tem tudi geomehanske lastnosti kontaktov. Alzo'ubi (2012) je simuliral razvoj razpoke pri direktni strižni preiskavi ter dobil nelinearno porušno ovojnico. Kazerani et al. (2012), Kazerani (2013a, 2013b) in Kazerani in Zhao (2013) so simulirali porušne procese v magmatskih in sedimentnih kamninah. Ugotovili so, da model solidno opiše tako kvantitativno kot kvalitativno obnašanje realnega materiala (Slika 2.50). Model trikotnih blokov sta uporabila tudi Gao in Stead (2014) in rezultate primerjala z Voronoijevim modelom. Ugotovila sta, da Voronoijev model poda zelo podoben način porušitev neglede na velikost bočnega tlaka, kar ni običajno za model s trikotnimi bloki. Oblika razpoke, ki se formira ob porušitvi Voronoijevega mozaika, pri enaki velikosti blokov, je bolj groba in ostra, v primerjavi z modelom s trikotnimi bloki. Poleg tega z enakimi vhodnimi mikroparametri dosežemo višjo enoosno tlačno trdnost in precenjen strižni kot, kot v modelu s trikotnimi bloki.

Kot bo pozneje pojasnjeno (poglavje 3.4), je bil model blokov uporabljen tudi v tej disertaciji, kjer Voronoijevi poligoni predstavljajo intaktne bloke v modelih sintetične kamninske mase.

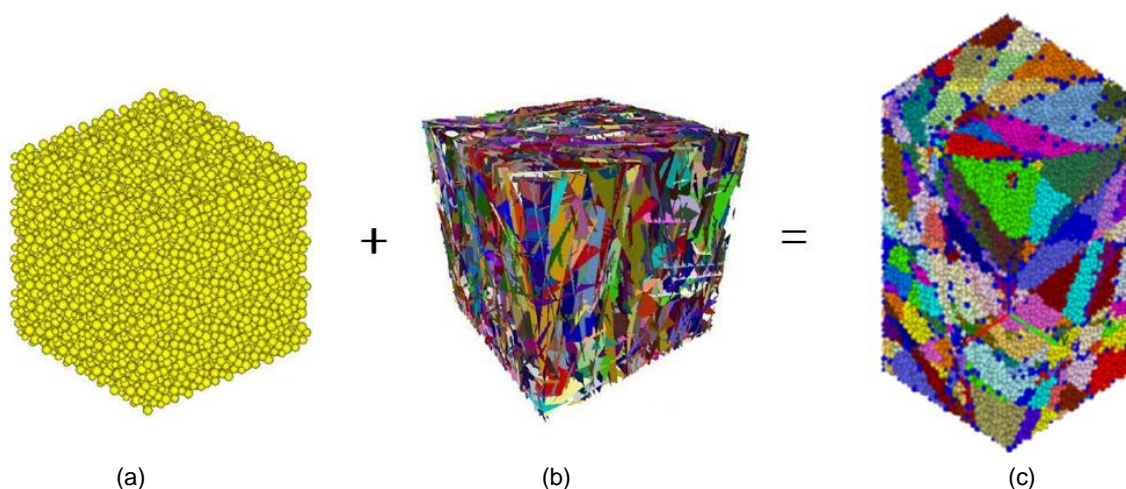


Slika 2.50. (a) Model blokov z Delaunay trikotniki in (b) njegova porušitev v modelu enosne tlačne preiskave (Kazerani et al., 2012).

Figure 2.50. (a) Block based model with Delaunay triangulation and (b) uniaxial compressive model test failure (Kazerani et al., 2012).

## 2.6.5 Sintetična kamninska masa

Sintetična kamninska masa ali krajše SRM (ang. *Synthetic Rock Mass*; Pierce et al., 2007, Mas Ivars et al., 2007) je numerični model – SRM model – s katerim lahko preko numeričnih simulacij napovemo geomehanske lastnosti kamninske mase v naravi. SRM model je razvit v programskem okolju PFC, ki temelji na metodi diskretnih elementov (ang. *Distinct element method*). Izhaja iz enakega načela, kot je definicija zgradbe kamninske mase, torej da SRM model gradijo intaktni bloki in diskontinuitete. Kot je predstavljeno na spodnji sliki (Slika 2.51), so intaktni bloki v SRM modelu predstavljeni z BPM modelom (Potyondy in Cundall, 2004; poglavje 2.6.3), diskontinuitete pa z DFN modelom (ang. *Discrete Fracture Network*). Osnovni princip SRM je izvajanje numeričnih standardnih laboratorijskih preiskav v virtualnem numeričnem laboratoriju. Tako se s pomočjo numeričnih analiz kvantitativno in kvalitativno opiše geomehansko obnašanje realne kamninske mase. Simulacije se lahko izvaja v 2D, kot tudi v 3D numeričnem okolju, kjer je mogoče testiranje sintetičnih blokov dimenzij od 10 m do 100 m (Mas Ivars, 2010; Mas Ivars et al., 2011).



Slika 2.51. Komponente sintetične kamninske mase: (a) BPM model, (b) DFN model in (c) SRM model (Mas Ivars et al., 2011; Pierce et al., 2009).

Figure 2.51. Synthetic rock mass components: (a) BPM model, (b) DFN model in (c) SRM model (Mas Ivars et al., 2011; Pierce et al., 2009).

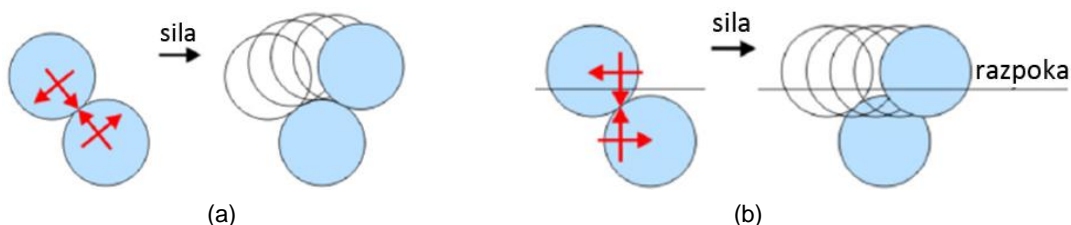
Postavitev SRM modela, kot ga opisujemo tukaj ni neposredna, ampak sledi metodologiji, kjer se upošteva temeljne principe mehanike kamnin. Zaradi tega SRM model lahko postavimo samo v posebnem numeričnem orodju, ki omogoča eksplicitno predstavitev diskontinuitet in definiranje konstitutivnega obnašanja intaktnih blokov.

Kot rečeno, je v SRM modelu geometrija diskontinuitet v 3D prostoru predstavljena z DFN modelom. DFN model se generira z ustrežno programsko opremo (npr. Fracman, 3FLO, MOVE ipd.). Osnova oziroma vhodni podatki za DFN model so geometrijski podatki diskontinuitet (poglavje 2.3.2). Postopek generiranja DFN modela zajema več korakov. V prvem koraku (a) se izvede analizo strukturnih podatkov, katere grupiramo v družine, glede na njihove geometrijske lastnosti. Postopek analize strukturnih podatkov je pojasnjen v poglavju 3.5.1. V drugem koraku (b) se definira območje (volumen), v katerem se bo generiral DFN model. V tretjem koraku (c) se definira geometrijske lastnosti posameznih družin diskontinuitet na izbranem volumnu modela tako, da ustrezajo podatkom, izmerjenim na terenu. Lega, orientacija, gostota (intenziteta) ter oblika oziroma velikost diskontinuitet se ugotavlja na podlagi statistične porazdelitve, ki najbolj ustreza realnemu stanju diskontinuitet v naravi. V zadnjem koraku (d) se generira DFN model glede na definirane vhode parametre.

Za poljubno območje DFN modela se izračuna povprečna velikost intaktnih blokov. Glede na izračunano velikost intaktnega bloka se, v skladu s pojavom vpliva merila (poglavje 2.2.3), reducira karakteristične vrednosti intaktnih vzorcev kamnin iz standardnih laboratorijskih preiskav, kot so enoosna tlačna trdnost in natezna trdnost, na ustrezno vrednost.

Nato se generira BPM model, ki predstavlja intaktno kamnino in je dimenzije izračunane povprečne velikosti intaktnega bloka. Kalibracije intaktnega materiala poteka z iskanjem enega niza mikroparametrov, ki se ujema z reduciranimi karakterističnimi vrednostmi intaktnih vzorcev kamnin iz standardnih laboratorijskih preiskav. To so hkrati mikroparametri, ki definirajo geomehansko obnašanje intaktnih blokov DFN modela, v nateznem in tlačnem napetostnem stanju.

Po definiranju geomehanskega obnašanja intaktnih blokov se lahko generira SRM model (Slika 2.51c). Ker je bil BPM model kalibriran na povprečno velikost intaktnega bloka, sam SRM model pa je običajno nekajkrat večji, je potrebno BPM model reproducirati (Slika 2.51a) na velikost SRM modela. Nato se vanj uvozi DFN model, ki eksplicitno predstavlja diskontinuitete. Konstitutivno obnašanje diskontinuitet je opisano s SJM modelom (ang. *Smooth-joint contact model*; Mas Ivars et al., 2008a). Ta model omogoča, da se delci gibljejo vzdolž elementa diskontinuitete (Slika 2.52b), ne pa okrog sosednjega delca, kot se to zgodi pri standardnem kontaktu (Slika 2.52a).



Slika 2.52. Gibanje delcev pri (a) standardnem kontaktu in (b) SJM modelu (Mas Ivars, 2010).

Figure 2.52. Particle displacement across (a) standard contact model and (b) SJM model (Mas Ivars, 2010).

Posredno, preko izvajanja simulacij standardnih numeričnih laboratorijskih preiskav (kot so npr. triosna preiskava, enoosna tlačna preiskava ipd.) na SRM modelu, lahko napovemo geomehanske lastnosti kamninske mase. Pri tem ne dobimo samo podatka o deformacijskih in trdnostnih lastnosti kamninske mase, ampak tudi o krhkem oziroma duktilnem obnašanju le-te (Pierce et al., 2007; Mas Ivars et al., 2007). Poleg tega, če SRM model obremenjujemo

pod različnimi nakloni, dobimo podatek še o anizotropnih lastnostih kamninske mase ter, če testiramo različne dimenzije SRM modela, lahko opazujemo pojav vpliva merila. Krhkost/duktilnost, anizotropnost in vpliv merila kamninske mase trenutno ne moremo natančno določiti z uporabo empiričnih metod ali s klasifikacijami kamninske mase. Prednost SRM modela je v tem, da predstavlja numerično orodje, ki to omogoča (Mas Ivars et al., 2011; Lisjak in Grasselli, 2014).

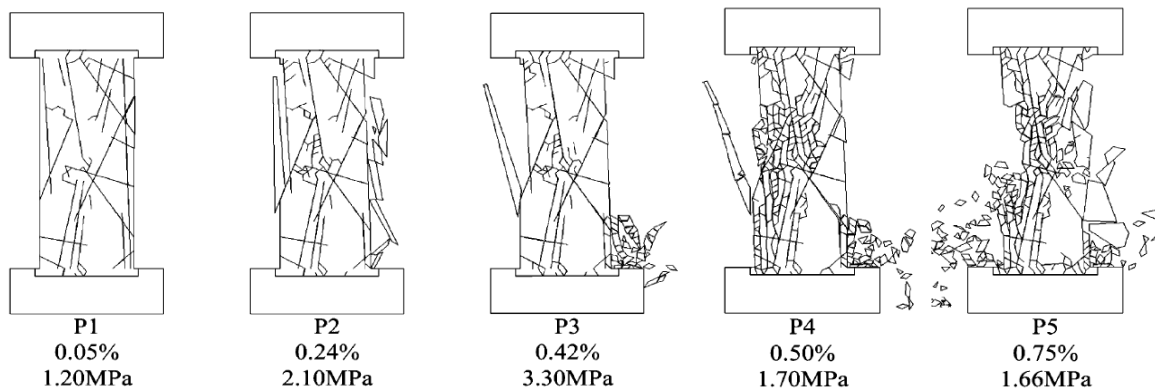
Aplikacije SRM se trenutno izvajajo predvsem za potrebe rudarjenja, zaradi česar je bila SRM metodologija tudi razvita. Pierce et al. (2007) je apliciral SRM metodologijo na večjem številu domen v rudniku Northparkes Lift 2. Pokazal je, da za ustrezno napetostno stanje lahko napovemo anizotropne lastnosti kamninske mase, trdnost, krhkost/duktilnost ter fragmentacijo (ang. *fragmentation*) kamninske mase. Cundall et al. (2008) je s SRM kvantitativno raziskoval pojav vpliva merila na različnih kamninskih masah ter ugotovil, da lahko napovemo trdnostne lastnosti kamninske mase glede na velikost inženirskega objekta oziroma merilo inženirskega posega v prostor. Mas Ivars et al. (2008b) je simuliral izbrano domeno rudnika Palabora ter ugotovil, da je tamkajšnja kamninska masa blago anizotropna ter ne kaže več vpliva merila, ko je SRM blok velik vsaj 80 x 40 x 40 m. Pierce et al. (2009) je SRM uporabil za opazovanje pojava vpliva merila intaktne kamnine, ki nastane zaradi različnih nehomogenosti. Ugotovil je, da bi SRM lahko pripomogla k izboljšanju dosedanjih empiričnih korelacij vpliva merila intaktnih kamnin. Deisman et al. (2010) je apliciral SRM na plastovitem in razpokanem premogu. Simulacije so pokazale, da z naraščajočim bočnim tlakom, narašča tudi deformacijski modul kamninske mase. Esmaili et al. (2010) je določil REV kamninske mase v rudniku Bunswick. Na SRM blokih različnih dimenzij je izvajal simulacije enoosne tlačne preiskave ter opazoval pojav vpliva merila. Simulirani rezultati so se solidno ujemali z intenziteto diskontinuitet na volumen vzorca, ki je bila določena za različne dimenzije DFN modelov. Mas Ivars (2010) in Mas Ivars et al. (2011) je za rudnik Rio Tinto Northparkes za štiri različne litologije simuliral SRM blok na 19 različnih domenah. Ugotovil je, da s SRM lahko simuliramo začetke dilatiranja kamninske mase, predvidimo obliko porušne ovojnice vključno z natezno trdnostjo, opazujemo razvoj porušitve (nastanek novih diskontinuitet) kamninske mase tekom simulacije, simuliramo proces fragmentacije, predvidimo krhkost/duktilnost kamninske mase, vpliv merila in anizotropnost kamninske mase. Vallejos et al. (2013), Brzovic et al. (2014) in Vallejos et al. (2014) so aplicirali SRM na rudniku El Teniente in rezultate primerjali s povratnimi analizami ter s konvencionalnimi metodami ugotavljanja geomehanskih lastnosti kamninske mase, kot je GSI klasifikacija. Rezultati (porušne ovojnica kamninske mase) so pokazali odlično ujemanje SRM metodologije in povratnih analiz, medtem ko so konvencionalne metode podale močno precenjen rezultat.

Ker smo s PFC okoljem omejeni na modele manjših dimenzij, je Sainsbury et al. (2008) uporabila SRM metodologijo v programskem okolju FLAC, ki omogoča modeliranje geotehničnih problemov večjih dimenzij. V FLAC model je implementirala UJRM model diskontinuitet (*Ubiquitous Joint Rock Mass*), ki omogoča definiranje geometrije poljubnih družin diskontinuitet znotraj kontinuuma. Postavljen model se je kalibriral na ujemanje SRM rezultatov v treh napetostnih stanjih (enoosna tlačna preiskava, triosna preiskava in direktna natezna preiskava). Ugotovila je, da se z zgoraj opisanimi simulacijami v programskem okolju FLAC lahko opazuje vpliv merila in napove anizotropno obnašanje kamninske mase. S t.i. SRM-UJRM materialom je nato postavila numerični model Palabora rudnika in simulirala napredovanje izkopa.

### 2.6.6 Hibridni modeli

Končno-diskretna numerična metoda, skrajšano imenovana FDEM (Munjiza et al., 1995; Munjiza, 2004), združuje metodo končnih elementov (FEM) ter diskretno numerično metodo (DEM). Metoda temelji na nekoliko drugačnem pristopu kot običajne hibridne numerične metode, ki oddaljeno območje prevzamejo za kontinuum, območje interesa pa za diskontinuum. FDEM namreč omogoča prehod iz kontinuuma v diskontinuum. Model intaktnega materiala je najprej postavljen kot kontinuum. Ko simulacija napreduje in se izračunava preko eksplicitne integracije enačb gibanja (II. Newtonov zakon), se glede na kriterij razpok lahko v modelu formirajo diskretni bloki oziroma diskontinuitete. Posebna mreža (ang. *adaptive re-meshing*) omogoča nastanek razpok znotraj kontinuuma (Gao, 2013). FDEM vsebuje algoritem zaznavanja novih kontaktov, ki omogoča interakcijo med novo nastalimi bloki (Lisjak in Grasselli, 2014). Metoda je primerna za simuliranje obnašanja porušitev intaktnih kamnin. Tak pristop je implementiran v programsko okolje ELFEN (Rockfield Software Ltd. 2003) in Y-Geo (Munjiza, 2004; Mahabadi, 2012b).

Klerck (2000) je ugotovil, da z modeli, ki so generirani v ELFEN okolju, lahko v tlačnem napetostnem stanju simuliramo tako razkolno (ang. *axial splitting*) kot tudi strižno porušitev. Klerck et al. (2004) je simulacije enoosne tlačne preiskave izvedel na peščenjaku ter pri tem opazoval razvoj razpoke. To raziskavo je nadgradil Cai (2008) ter opazoval vpliv druge glavne napetosti. Pine et al. (2006) je uporabil FDEM metodo za generiranje nekoliko bolj naprednih modelov. V ELFEN model je uvozil DFN model diskontinuitet za študijo porušnih procesov v podzemnih stebrih (ang. *pillar*). Simuliral je razvoj novih diskontinuitet ob napredovanju obremenitve (Slika 2.53). Rezultate je primerjal z izračuni z obstoječimi empiričnimi zvezami ter dobil primerljive rezultate za trdnost, nekoliko večje odstopanje pa za togost stebrov. Podobne naloge sta se lotila tudi Elmo in Stead (2010). Ugotovila sta, da je trdnost podzemnih stebrov prvovrstno odvisna od že obstoječih diskontinuitet ter da je anizotropno obnašanje le-teh odvisno od gostote in stanja diskontinuitet, kot tudi od njihove razprostranjenosti oziroma prekinjenosti.



Slika 2.53. Razvoj diskontinuitet ob različnih stopnjah obremenjevanja (od P1 od P5) za steber širine 2,8 m (Pine et al., 2006).

Figure 2.53. Fracture evolution in several stages of loading (P1 to P5) for a 2.8 m wide pillar (Pine et al., 2006).

Mahabadi et al. (2009, 2010a) je v numeričnem okolju Y-Geo simuliral Brazilsko preiskavo ter opazoval vpliv hitrosti obremenjevanja na rezultat. Simulacije so podale solidno ujemanje rezultatov z eksperimentalnimi (laboratorij) pri hitrem obremenjevanju, tako v porušni trdnosti, času in načinu porušitve. Mahabadi et al. (2010b) je pokazal tudi, da simulacije dvoosne preiskave lahko simulirajo temeljne procese kot jih poznamo iz laboratorija (npr. nastanek in razvoj razpoke, naraščanje porušne trdnosti z naraščajočo bočno napetostjo ter krhkoduktilni prehod). Mahabadi et al. (2012a) je razvil postopek za simuliranje heterogene zgradbe materiala v Y-Geo. Izkazalo se je, da pravilna vpeljava mikromehanskih parametrov poda realen odziv materiala v simulacijah Brazilske preiskave.

Prednost SRM metodologije (poglavje 2.6.5) pred opisanim hibridnim modelom je predvsem v konceptu intaktnih blokov. Ti so v SRM modelu (poglavje 2.6.5) opisani z modelom delcev, katerega obnašanje se definira z izvedbo kalibracije intaktnega materiala na laboratorijske rezultate. Obnašanje intaktnih blokov v SRM modelu je tako odvisno predvsem od geometrije modela delcev in lokalnega napetostnega stanja v njih, medtem ko se v omenjenih hibridnih modelih obnašanje intaktnih blokov definira z Mohr-Coulombovim konstitutivnim modelom, katerih porušitev je vnaprej znana.



### 3 METODOLOGIJA RAZISKOVALNEGA DELA

#### 3.1 UVOD

Modeliranje mehanskega obnašanja realne kamninske mase s pomočjo metodologije sintetične kamninske mase (SRM) je bila zaradi svojih prednosti, ki smo jih pojasnili v poglavju 2.6.5, izbrana kot metodologija tega raziskovalnega dela. SRM metodologija je bila prvotno razvita za programsko okolje PFC, kjer SRM model združuje model delcev (BPM) in model diskontinuitet (DFN). V okviru te raziskave se je prvotno metodologijo razvilo za programsko okolje UDEC, s ciljem, da novo razviti SRM model združuje model blokov in model diskontinuitet. Model blokov je bil razvit kot model z Voronoijevimi elementi. Namen tega postopka je bil tudi, da se SRM metodologijo prvič testira na heterogenih materialih, kot je npr. fliš.

V tem poglavju bo podrobno predstavljena metodologija SRM, ki je bila razvita v programskem okolju UDEC. Najprej bosta predstavljeni dve teoretični poglavji, ki bosta pojasnili osnovne koncepte poteka numeričnih analiz v programskem okolju UDEC ter prikazali konstitutivne materialne modele, ki so bili uporabljeni za opis konstitutivnega obnašanja komponent SRM modela. Temu bodo sledila poglavja, ki nas bodo po korakih vodila po posameznih fazah metodologije SRM.

Samo SRM metodologijo bi lahko razdelili na dve fazi, in sicer na prvo fazo, kjer se analizira podatke in na drugo fazo, kjer se izvaja numerične simulacije. V sklopu tega bo najprej predstavljena zgradba oziroma sestavne komponente SRM modela, nato pa se bomo posvetili prvemu delu, ki je posvečen pripravi in analizi podatkov. Temu bosta posvečeni poglavji o izračunu velikosti intaktnih blokov ter o ugotavljanju njihovih trdnostnih lastnosti.

V drugem delu tega poglavja se bomo posvetili izvedbi numerični simulaciji standardnih laboratorijskih preiskav. Pomemben segment tega predstavlja prikaz razvoja virtualnega numeričnega laboratorija. V virtualnem numeričnem laboratoriju se lahko kalibrira intaktno kamnino ter simulira standardne laboratorijske preiskave na SRM modelu. V zaključku bo v skladu s SRM metodologijo predstavljen postopek numeričnih simulacij v virtualnem numeričnem laboratoriju.

#### 3.2 TEORETIČNA IZHODIŠČA PROGRAMSKEGA OKOLJA UDEC

##### 3.2.1 Uvod

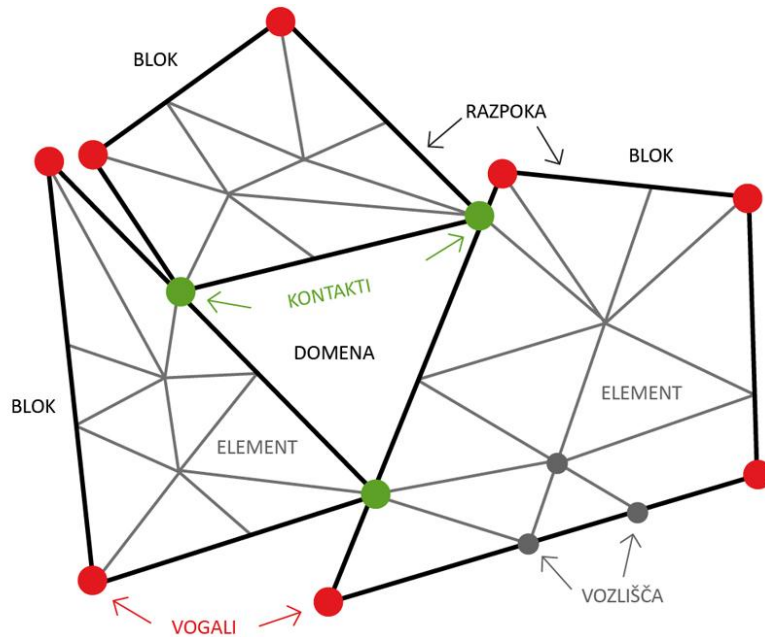
UDEC (*Universal Distinct Element Code*) je programsko okolje, ki temelji na metodi diskretnih elementov (ang. *distinct element method*). Dvodimenzionalni (2D) numeričen model je sestavljen iz dveh komponent, in sicer iz (a) diskontinuitet (kontaktov) in (b) intaktnih kosov (bloki). Diskontinuitete so predstavljene eksplicitno in za opis njihovega mehanskega obnašanja zahtevajo definiranje ustreznega konstitutivnega modela razpok. Z generiranjem sistema diskontinuitet v modelu definiramo geometrijo blokov. V modelu se običajno generira več blokov, kateri se stikajo v kontaktih, prazne prostore med njimi pa imenujemo domene. V izogib nastanka koncentracije napetosti v vogalih blokov, zaradi zatikanja blokov, je po UDEC navodilih priporočljivo, da so bloki zaobljeni na 1 % dolžine bloka. Tako je zaobljenost bloka definirana preko dolžine stranice bloka, sama pa nato definira dolžino ukrivljenosti vogalov bloka.

Bloki so lahko togi ali deformabilni. Togi bloki pod vplivom obtežbe lahko rotirajo ali se premikajo (translirajo) ter imajo lastnost, da obdržijo svojo obliko ne glede na velikost obremenitve. Tudi deformabilni bloki lahko rotirajo in se premikajo ter se deformirajo v skladu s fizikalnimi zakoni izbranega konstitutivnega modela. Deformabilni bloki so zgrajeni iz trikotnih elementov diferenčne mreže (elementi oz. diferenčni elementi), ki se stikajo v



vozliščih in tvorijo model. Dolžina stranice diferenčnega elementa je v okolju UDEC definirana kot najdaljša stranica diferenčnega elementa trikotne oblike. Diferenčni elementi se nato v modelu generirajo tako, da ustrezajo velikosti bloka in/ali definirani dolžini stranice diferenčnega elementa. Na primer, če je blok večkrat večji od stranice diferenčnega elementa, bo povprečna velikost generiranih diferenčnih elementov ustrezala njihovi definirani stranici. Če pa bo blok manjši od definirane stranice diferenčnega elementa, se bodo generirali diferenčni elementi s stranico dolžine, ki ustreza velikosti tega bloka.

Vsi omenjeni pojmi v tekstu so grafično predstavljeni na spodnji sliki (Slika 3.1). V nadaljevanju bomo spoznali teoretične osnove na katerem temelji programsko okolje UDEC.

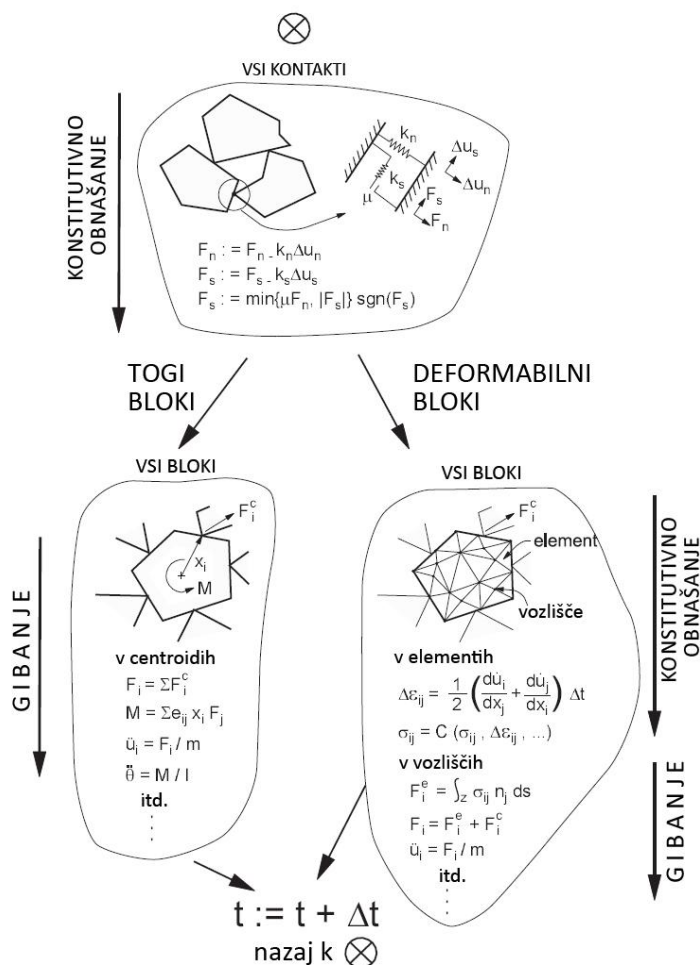


Slika 3.1. Osnovni pojmi modela v programskem okolju UDEC.

Figure 3.1. General nomenclature used in UDEC.

### 3.2.2 Algoritem izračuna

Postopek izračuna je podoben eksplicitni shemi diferenčne metode (FDM, ang. Finite Difference Method), kjer je potek analize razdeljen na končno majhne časovne korake, znotraj katerih se dogajajo fizične interakcije med delci. Znotraj vsakega časovnega koraka (cikla) se po fazah izvede jasno definiran algoritem interakcij (Slika 3.2). Takemu načinu izračuna pravimo eksplicitno-dinamično iskanje rešitve (ang. *explicit dynamic solution scheme*).



Slika 3.2. Shematični prikaz enega časovnega koraka za metodo diskretnih elementov (Itasca, 2014).

Figure 3.2. Schematic presentation of one calculation cycle for the distinct element method (Itasca, 2014).

V primeru delovanja zunanje obtežbe oziroma sile na diskretni sistem, algoritem izzove, da se na začetku vsakega časovnega koraka, na podlagi znanih lokacij blokov  $x$ , izračunajo lokacije novih kontaktov  $u$ . Nato se za vsak kontakt po Hookovem zakonu za vzmet (ang. *force-displacement law*), ob poznavanju normalne  $k_n$  in strižne togosti kontaktov  $k_s$ , izračunajo nove kontaktne sile  $F$ :

$$F_n^i = k_n \Delta u_n^i \quad (3.1)$$

$$F_s^i = k_s \Delta u_s^i \quad (3.2)$$

Z uporabo drugega Newtonovega zakona se iz rezultante sil  $F_i$  in momentov  $M_i$ , ob poznavanju gravitacijskega pospeška  $g$  in vztrajnostnega momenta bloka  $I$ , v centru vsakega bloka izračuna njegova hitrost  $\dot{u}$  in kotna hitrost  $\dot{\theta}$ :

$$\dot{u}_i^{(t+\Delta t/2)} = \dot{u}_i^{(t-\Delta t/2)} + \left( \frac{\sum F_i^{(t)}}{m} + g_i \right) \Delta t \quad (3.3)$$

$$\dot{\theta}_i^{(t+\Delta t/2)} = \dot{\theta}_i^{(t-\Delta t/2)} + \left( \frac{\sum M_i^{(t)}}{I} \right) \Delta t \quad (3.4)$$

Iz poznavanja obeh komponent hitrosti lahko z odvajanjem izračunamo še linearni  $\ddot{u}$  in kotni pospešek  $\ddot{\theta}$ :

$$\ddot{u} = \frac{d\dot{u}}{dt} = \frac{\dot{u}^{(t+\Delta t/2)} - \dot{u}^{(t-\Delta t/2)}}{\Delta t} \quad (3.5)$$

$$\ddot{\theta} = \frac{d\dot{\theta}}{dt} = \frac{\dot{\theta}^{(t+\Delta t/2)} - \dot{\theta}^{(t-\Delta t/2)}}{\Delta t} \quad (3.6)$$

Za prehod v novi cikel pa hitrosti uporabimo za izračun novih lokacij  $x$  in rotacij bloka  $\theta$ :

$$x_i^{(t+\Delta t/2)} = x_i^{(t)} + \dot{x}_i^{(t-\Delta t/2)} \Delta t \quad (3.7)$$

$$\theta_i^{(t+\Delta t/2)} = \theta_i^{(t)} + \dot{\theta}_i^{(t-\Delta t/2)} \Delta t \quad (3.8)$$

V primeru, da so bloki deformabilni, je njihovo gibanje, ob poznavanju površine elementa  $s$ , z maso  $m$ , normalnega enotskega vektorja  $n_j$ , rezultantne sile  $F_i$  in gravitacijskega pospeška  $g_i$ , definirano v vozliščih vsakega trikotnega elementa:

$$\ddot{u}_i = \frac{\int_s \sigma_{ij} n_j ds + F_i}{m} + g_i \quad (3.9)$$

Rezultanta sil  $F_i$ , ki deluje v vozlišču elementa, je vsota zunanje obtežbe  $F_i^l$ , kontaktnih sil  $F_i^c$ , če je vozlišče elementa locirano na robu bloka in vozliščnih sil znotraj elementa  $F_i^z$ :

$$F_i = F_i^z + F_i^c + F_i^l \quad (3.10)$$

Vozliščna sila znotraj bloka  $F_i^z$  je izračunana preko integracije napetostnega tenzorja  $\sigma_{ij}$  trikotnega elementa in poznavanja enotske normale  $n_j$  na konturo  $c$  trikotnega elementa:

$$F_i^z = \int_c \sigma_{ij} n_j ds \quad (3.11)$$

Vsota vseh vozliščnih sil bloka predstavlja mrežno silo bloka  $\sum F_i$ , kjer je upoštevana tudi gravitacijska sila ob znani vozliščni masi  $m_g$ :

$$F_i^{(g)} = g_i m_g \quad (3.12)$$

Vozliščna masa je izračunana kot vsota 1/3 mase elementov, ki se spajajo v istem vozlišču. Če je sistem v ravnotežju, bo mrežna sila bloka enaka nič, sicer pa se v vsakem časovnem koraku gibanje (hitrost) bloka izračuna preko drugega Newtonovega zakona:

$$\dot{u}_i^{(t+\Delta t/2)} = \dot{u}_i^{(t-\Delta t/2)} + \sum F_i^{(t)} \frac{\Delta t}{m} \quad (3.13)$$

Deformacije  $\varepsilon_{ij}$  in rotacije  $\theta_{ij}$  se izračunajo preko vozliščnih deformacij:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2}(\dot{u}_{i,j} + \dot{u}_{j,i}) \quad (3.14)$$

$$\theta_{ij} = \frac{1}{2}(\dot{u}_{i,j} - \dot{u}_{j,i}) \quad (3.15)$$

Preko zvez izbranega konstitutivnega obnašanja se izračunajo še napetosti trikotnega elementa.

### 3.2.3 Časovni korak

Izbrani časovni korak zgoraj opisanega postopka mora biti dovolj majhen, saj je predpostavka, da sta znotraj časovnega koraka hitrost in pospešek konstantna. Poleg tega se tako izognemo tudi dinamičnim učinkom diskretnega sistema, analiza pa se izvaja v kvazi-statičnih pogojih. Za izvedbo analize tako potrebujemo veliko število časovnih korakov, ki se jih ponavlja vse dokler diskretni sistem ne doseže ravnotežja. V ravnotežju so pospeški in hitrosti v sistemu zanemarljivo nizki.

Numerično stabilnost sistema dosežemo, če zagotovimo stabilnost deformiranja blokov ter stabilnost relativnih premikov med bloki. Stabilnost znotraj blokov dosežemo, če ob poznavanju vozliščne mase  $m_i$  in togosti  $k_i$ , zadovoljimo naslednji stabilnostni kriterij:

$$\Delta t_n = 2 \min \left( \frac{m_i}{k_i} \right)^{1/2} \quad (3.16)$$

Vozliščna togost  $k_i$  je vsota obeh, togosti razpoke  $k_{ji}$  in togosti elementa  $k_{zi}$ , ki obdaja vozlišče:

$$k_i = \sum (k_{zi} + k_{ji}) \quad (3.17)$$

Togost elementa  $k_{zi}$  je izračunana preko strižnega  $G$  in kompresijskega modula togosti  $K$ , ob poznavanju njenega največjega elementa  $b_{max}$  ter minimalne višine trikotnega elementa  $h_{min}$ :

$$k_{zi} = \frac{8}{3} \left( K + \frac{3}{4} G \right) \frac{b_{max}^2}{h_{min}} \quad (3.18)$$

Gostota diferenčne mreže vpliva na časovni korak, saj je upoštevana v enačbi (3.18). Togost razpoke  $k_{ji}$  se izračuna kot produkt normalne ali strižne togosti in vsote dveh dolžin stranic blokov ob izbranem vozlišču.

Stabilnost premikov med bloki je dosežena, če poznamo maso najmanjšega bloka v sistemu  $M_{min}$  in maksimalno vrednost togosti v kontaktu  $K_{max}$ :

$$\Delta t_b = (frac) 2 \left( \frac{M_{min}}{K_{max}} \right)^{1/2} \quad (3.19)$$

Parameter  $frac$  definira koliko blokov je v kontaktu z obravnavanim blokom. Končni časovni korak je potem najmanjši časovni korak izmed  $\Delta t_n$  in  $\Delta t_b$ :

$$\Delta t = \min(\Delta t_n, \Delta t_b) \quad (3.20)$$

Težnja pri modeliranju je, da diskretni sistem pride čim prej v ravnotežje. Hitrost opravljene analize lahko zvišamo, če povečamo dolžino časovnega koraka. Da pri tem ne povečamo tudi napake modeliranja, je ena od najprimernejših rešitev spremeniti (zvišati) vrednost mase ali gostote materiala, saj je časovni korak sorazmeren s korenem gostote ( $\Delta t \propto \sqrt{\rho}$ ). Ob pogoju, da ohranimo enake gravitacijske sile, je vpliv na rezultat analize neznaten.

### 3.2.4 Zaznavanje novih kontaktov

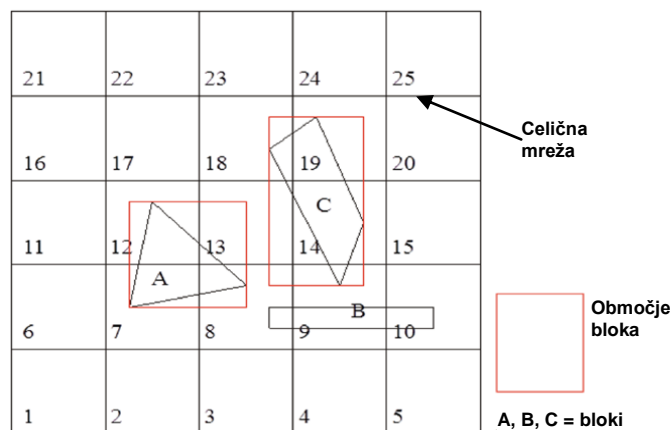
Zaznavanje kontaktov je eno od glavnih analitičnih procesov diskretnih numeričnih metod. Iz izračuna novih lokacij blokov se zaznajo vsi kontakti ter se definirajo tipi kontaktov (vogal-vogal, stranica-stranica, ali vogal-stranica). Če kontaktov med bloki ni, je potrebno vedeti, kakšen je razmik med bloki (ang. *gap* ali *overlap*) oziroma izračuna se odmik med njimi. V primeru deformabilnih blokov se kontakti lahko formirajo samo na mestih, kjer so vozlišča trikotnih elementov.

V programskem okolju UDEC lahko uveljavljamo dva načina zaznavanja novih kontaktov, in sicer:

- a) zaznavanje kontaktov znotraj domene in
- b) celično zaznavanje.

(a) Metoda zaznavanja kontaktov znotraj domene temelji na tem, da se kontakti zaznavajo avtomatsko, medtem ko se bloki gibljejo. Novi kontakti se lahko formirajo le med vogali blokov znotraj iste domene. Takoj ko je zaznan novi kontakt, se stari izbriše. Formulirano je, da se novi kontakti zaznajo takrat, ko je velikost pomika bloka v sosednji blok večji od 35 % zaobljenosti bloka (poglavje 3.2.1). Slabost takega zaznavanja kontaktov je, da se ga ne da uporabiti v primeru neveznih diskretnih sistemov.

(b) Pri celičnem zaznavanju kontaktov je območje modela razdeljeno v kvadratne celice z namenom, da se zaznavanje kontaktov nekoliko poenostavi (Slika 3.3). Metoda temelji na tem, da zazna in zabeleži lokacije blokov znotraj teh celic. Ko so enkrat zaznane vse lokacije blokov, je nadaljnje zaznavanje novih lokacij blokov enostavno in bolj hitro, saj je iskanje novih kontaktov izvedeno le za bloke, ki se premikajo. Sicer je čas zaznavanja blokov tesno odvisen od tega, kakšne velikosti in oblike so bloki in ne toliko od tega, koliko blokov je v modelu. Optimalna gostota celične mreže je, če je velikost celice podobna velikosti blokov. Vendar je težava metode v tem, da v primeru blokov različnih velikosti težko izberemo optimalno gostoto celične mreže. S povečanjem gostote celične mreže, pa se poveča tudi čas iskanja lokacij blokov. Metoda je uporabna za diskretne modele, kjer pride do razmikanja med bloki ali do (ponovnega) zlepljenja blokov.



Slika 3.3. Shematični prikaz metode celičnega zaznavanja kontaktov (Itasca, 2014).

Figure 3.3. Principles of cell space detection logic (Itasca, 2014).

### 3.2.5 Mehansko dušenje

Mehansko dušenje je v numerično okolje vpeljeno zaradi boljše predstavitve naravnega obnašanja materialov. Tako mehansko dušenje omogoča rešitev dveh vrst problemov: (a) kvazi-statične probleme in (b) dinamične probleme. Diskretni sistem, ki se giblje v skladu z enačbami gibanja drugega Newtonovega zakona, z uporabo dušenja doseže ravnotežje v najhitrejšem možnem času. Sile, ki nastanejo zaradi dušenja, so proporcionalne hitrostim gibanja blokov. Odziv sistema postane bolj realen in primerljiv z mehanskim obnašanjem, ki ga poznamo v naravi. Vpeljava mehanskega dušenja je nujna, saj bi v nasprotnem primeru diskretni sistem nihal v nedogled in ne bi dosegel ravnotežja.

Za celoten numerični model lahko uporabimo dve vrsti dušenja, in sicer (a) prilagodljivo dušenje ali (b) lokalno dušenje. Prilagodljivo ali tudi viskozno dušenje (ang. *adaptive damping*) avtomatsko prilagaja koeficient dušenja glede na kinetično energijo diskretnega sistema. Pri lokalnem dušenju je sila dušenja sorazmerna z velikostjo vozliščne sile. Sistem bo dosegel ravnotežje, ko bo razmerje neuravnoteženih vozliščnih sil in zunanjih sil manjše od  $10^{-5}$  oziroma, če ni definirano drugače.

### 3.2.6 Načini modeliranja

Kot dvodimenzionalno programsko okolje, UDEC omogoča modeliranje materiala v ravninskem napetostnem stanju (ang. *plane stress*), v ravninskem deformacijskem stanju (ang. *plane strain*) ter v osnosimetričnih pogojih. Vsak izmed teh načinov modeliranja ima svojo predpostavko, zato je odvisno od izbranega numeričnega problema oziroma robnih pogojev, ki jih želimo modelirati, kateri način bomo izbrali.

Predpostavka ravninskega napetostnega stanja je, da ima napetostno stanje v ravnini  $x - y$  normalno komponento napetosti  $\sigma_{zz}$  in strižne napetosti  $\sigma_{xz}$  in  $\sigma_{yz}$  na tej ravnini, enake nič. Napetostni tenzor je torej definiran tako:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & 0 \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} e_x \\ e_y \\ e_z \end{Bmatrix} \quad (3.21)$$

Tak način modeliranja je priporočljiv v primerih, kjer lahko privzamemo, da je modeliran objekt veliko tanjši v smeri  $z$ , torej pravokotni na ravnino  $x - y$ , kot v primerjavi z ostalima dvema smerema  $x$  in  $y$ . Modeliranje v ravninskem napetostnem stanju je bilo uporabljeno v razvitem numeričnem laboratoriju, ki je predstavljen v nadaljevanju (poglavje 3.8).

Drugače je v primeru modeliranja v ravninskem deformacijskem stanju. Tu je predpostavka ta, da ima deformacijsko stanje v ravnini  $x - y$  normalno komponento deformacije  $\varepsilon_{zz}$  in strižne deformacije  $\varepsilon_{xz}$  in  $\varepsilon_{yz}$  na tej ravnini, enake nič. Deformacijski tenzor je torej definiran tako:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} & \varepsilon_{xy} & 0 \\ \varepsilon_{yx} & \varepsilon_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} e_x \\ e_y \\ e_z \end{Bmatrix} \quad (3.22)$$

Tak način modeliranja je priporočljiv v primerih, kjer lahko privzamemo, da je modeliran objekt veliko daljši v smeri  $z$ , torej pravokotni na ravnino  $x - y$ , kot v primerjavi z ostalima dvema smerema  $x$  in  $y$ . Tak način modeliranja se najpogosteje uporablja na objektih kot je npr. predor.

V osnovi modeliranje v programskem okolju UDEC temelji na ravninskem deformacijskem stanju. Če želimo (pravilno) modelirati v ravninskem napetostnem stanju in izmeriti deformacijske lastnosti take, kot jih material v resnici ima ( $E'$ ,  $\nu'$ ), moramo vhodne togostne parametre ustrezno korigirati ( $E$ ,  $\nu$ ) (Itasca, 2014):

$$E = \frac{1+2\nu'}{(1+\nu')^2} E' \quad (3.23)$$

$$\nu = \frac{\nu'}{1+\nu'} \quad (3.24)$$

Predstavljeni zvezi je potrebno, za pravilen izračun deformacijskih lastnosti materiala, upoštevati v vseh implementiranih konstitutivnih modelih v okolju UDEC pri simulacijah v ravninskem napetostnem stanju. Le v primeru modeliranja v elastičnem konstitutivnem modelu te korekcije togosti ni potrebno upoštevati, saj model poda pravilno togost materiala ne glede na način modeliranja.

V osnosimetričnih pogojih lahko modeliramo modele, ki so simetrični in želimo, da postanejo cilindrični. Tako se model s kartezijskim koordinatnim sistemom  $(x, y, z)$  transformira v cilindrični koordinatni sistem  $(r, \varphi, z)$ . Os simetrije je privzeta za  $x = 0$ , okrog katere se vse prezrcali v skladu s cilindričnim koordinatnim sistemom. Tako je prva koordinata, radialna koordinata, ki definira oddaljenost točke od izhodišča. Druga koordinata je osna koordinata, ki definira višino na kateri je opazovana točka. Tretja koordinata pa definira za kolikšen kot je opazovana točka rotirana okrog osi simetrije. Tak način modeliranja ni bil uporabljen, ker v modelih, ki vsebujejo Voronoijeve elemente in/ali sisteme razpok, ne zagotovijo osnosimetričnega modela.

### 3.2.7 Generator Voronoijevih elementov

Voronoijev mozaik (ang. *Voronoi tessellation*) je zaradi svoje poligonalne strukture pogosto poimenovan tudi kot Voronoijevi poligoni ali Voronoijevi elementi. To je že zelo dolgo poznana poligonalna geometrijska struktura, saj jo je leta 1644 vpeljal Rene Decartes, uporabljala in raziskovala pa sta jo matematika Dirichlet (1950) in Voronoi (1907). Voronoijev mozaik je še posebej priljubljen zaradi svojevrstne strukture, ki jo pogosto najdemo v naravi (Aurenhammer, 1991). Zato Voronoijev mozaik ni (bil) zanimiv samo za matematike, ampak ga pogosto uporabljajo tudi v raziskavah drugih ved, kot so npr. meteorologija, geologija, topologija, arheologija, ekologija, kemija, računalništvo idr. (Zheng et al, 2011).

Z razvojem numeričnih metod se je hitro pokazalo, da je Voronoijev mozaik lahko učinkovita struktura za generiranje mreže v numeričnih metodah kontinuuma, kot so FDM in MKE. Kasneje pa se je pokazala tudi njegova uporabnost v numeričnih metodah diskontinuuma (npr. programsko okolje UDEC), za generiranje blokov v diskretnem sistemu. Tak pristop s tvorbo t.i. modela blokov (poglavje 2.6.4), je bil uporabljen tudi v okviru te raziskave.

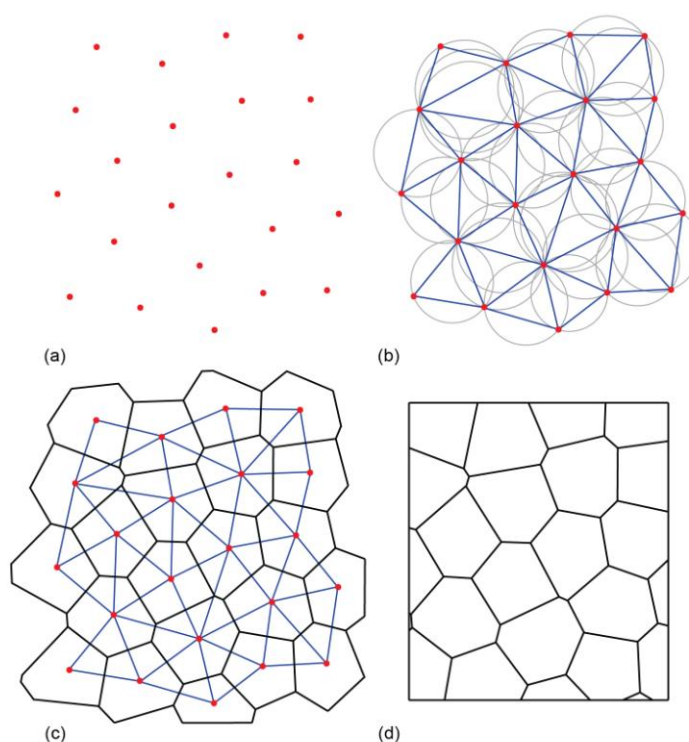
Generator Voronoijevih mozaika, ki generira poligonalno strukturo elementov, sledi matematičnemu algoritmu, za katerega mora veljati naslednje:

Naj  $S$  definira množico točk  $n$  v prostoru  $\mathbb{R}^2$ , kjer dve izbrani točki  $p, q \in S$  definirata Voronoijevo stranico poligona  $V$ . Voronoijev poligon je generiran, če Evklidova razdalja  $d$  med točko  $p$  in ostalimi točkami  $x$  ni večja od razdalje med točko  $q$  in ostalimi točkami  $x$  (Aurenhammer, 1991):

$$V = \{x \in \mathbb{R}^2 \mid d(x, p) \leq d(x, q)\} \quad (3.25)$$

Poljubna točka na poljubni Voronoijevi stranici predstavlja ekvidistančno razdaljo do točno dveh točk množice  $S$ . Vsako poljubno vozlišče Voronoijevega poligona (t.j. vogal poligona) predstavlja ekvidistančno razdaljo do vsaj treh točk te iste množice (Aurenhammer, 1991).

Algoritem generiranja Voronoijevega mozaika se tako začne z naključno porazdelitvijo točk (ang. *seeds, sites*) na definiranem območju (Slika 3.4a). Točke se nato povežejo z linijami tako, da tvorijo očrtane trikotnike, imenovane Delaunay trikotniki (Slika 3.4b). Nadalje se vsaka linija (t.j. stranica trikotnika) razpolovi s pravokotnico, ki tvori stranico poligona. Skupek vseh pravokotnic tvori Voronoijev poligonalni mozaik (Slika 3.4c). Model je generiran, ko so vse stranice poligonov, ki segajo čez definirano območje, odstranjene (Slika 3.4d) (Itasca, 2014).



Slika 3.4. Shematični prikaz generiranja Voronoijevega mozaika v programskem okolju UDEC: (a) naključna porazdelitev točk, (b) generiranje Delaunayjevih trikotnikov, (c) generiranje Voronoijevih poligonalnih elementov in (d) Voronoijevega mozaik v modelu.

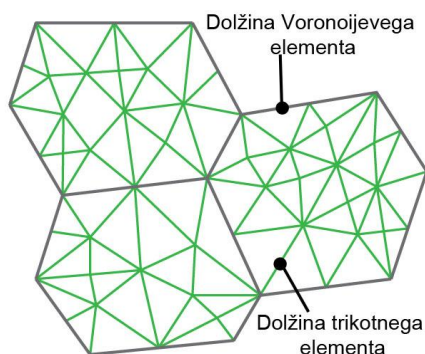
Figure 3.4. Schematic presentation of Voronoi tessellation generator logic used in UDEC: (a) random generation of points controlled by seed number, (b) generation of Delaunay triangulation, (c) generation of Voronoi tessellation and (d) Voronoi polygons model block.

Generiranje Voronoijevega mozaika v programskem okolju UDEC zahteva predhodno definiranje nekaterih vhodnih (mikro)parametrov, in sicer:

- Dolžino stranice Voronoijevega poligona, ki mora biti najmanj 20-krat večja od zaobljenosti poligonov.
- Zaobljenost poligona (poglavje 3.2.1), za katero je priporočljivo, da je 1 % dolžine stranice Voronoijevega poligona.
- Porazdelitveno število (ang. *seed no.*), s katerim vplivamo na naključno porazdelitev točk v začetni fazi algoritma (Slika 3.4).
- Število iteracij omogoča iteriranje lokacije točk in tako vpliva na mikro porazdelitev točk v začetni fazi algoritma. Nižje število iteracij generira neenakomerno porazdelitev točk, medtem ko višje število iteracij generira točke, ki so medsebojno vedno bolj podobnih oddaljenosti. Število iteracij tako posledično vpliva na končen izgled in urejenost Voronoijevega mozaika.



V kolikor so bloki deformabilni, moramo definirati še dolžino stranice trikotnega elementa diferenčne mreže. Način diskretizacije Voronoijevih elementov je prikazan na spodnji sliki (Slika 3.5). Kot je bilo predstavljeno v poglavju 3.2.1, je ta definirana kot najdaljša stranica diferenčnega elementa trikotne oblike. Natančnejši vpliv posameznih parametrov na obnašanje modela z Voronoijevimi elementi je podrobneje predstavljen v poglavju 4.3.



Slika 3.5. Shematični prikaz dolžine Voronoijevih poligonov, ki so diskretizirani z diferenčno mrežo trikotnih elementov.

Figure 3.5. Schematic representation of Voronoi polygon blocks discretized into deformable triangular finite-difference zones.

### 3.3 KONSTITUTIVNI MODELI BLOKOV IN RAZPOK

#### 3.3.1 Uvod

Konstitutivni modeli so eden od ključnih segmentov numeričnega modeliranja, saj napovedujejo materialno (konstitutivno) obnašanje numeričnega modela. Njihov glavni cilj je, da skušajo s pomočjo matematičnih postopkov čim bolj približati realnemu obnašanju naravnega materiala. Posebnost programskega okolja UDEC je, da kljub temu, če blokom in diskontinuitetam predpišemo linearen konstitutivni model, bo obnašanje celotnega modela, zaradi diskretnega načina modeliranja, lahko močno nelinearno. Odziv diskretnega modela je namreč odvisen od geometrijske usmerjenosti diskontinuitet glede na vrsto in smer delovanja obtežbe.

Konstitutivno obnašanje materiala se v poljubnem času analize izračunava preko numeričnega algoritma prirastka in sledi teoriji plastičnega tečenja. Princip algoritma prirastka je takšen, da napetost ob času  $t$  in deformacija, ki se zgodi v časovnem koraku  $\Delta t$ , poda novo napetost ob času  $t + \Delta t$ . Teorija plastičnega tečenja pa pogojuje pet pogojev, in sicer:

- (a) Definiranje porušnega kriterija:

$$f(\underline{\sigma}_n) = 0 \quad (3.26)$$

kjer je  $f$  funkcija ploskve plastičnega tečenja (ang. *yield function*), ki definira mejno napetostno stanje, kjer se poleg elastičnih deformacij pojavijo še plastične deformacije, pri čemer je  $\underline{\sigma}_n$  napetostni vektor s komponentami  $\sigma_i, i = 1, n$ .

- (b) Celotna deformacija je vsota elastične  $\underline{\varepsilon}_i^e$  in plastične deformacije  $\underline{\varepsilon}_i^p$ :

$$\Delta \underline{\varepsilon}_i = \Delta \underline{\varepsilon}_i^e + \underline{\varepsilon}_i^p \quad (3.27)$$

(c) Obstaja zveza med prirastkom elastične deformacije  $\underline{\epsilon}_n^e$  in prirastkom napetosti  $\Delta\underline{\sigma}$ :

$$\Delta\underline{\sigma}_i = \mathbf{S}_i(\Delta\underline{\epsilon}_n^e) \quad i = 1, n \quad (3.28)$$

kjer je  $\mathbf{S}_i$  linearna funkcija prirastka elastične deformacije  $\underline{\epsilon}_n^e$ .

(d) Velja pravilo tečenja (ang. *flow rule*), ki definira smer plastične deformacije:

$$\underline{\epsilon}_i^p = \lambda \frac{\partial g}{\partial \underline{\sigma}_i} \quad (3.29)$$

kjer je  $g$  funkcija plastičnega potenciala in  $\lambda$  konstanta, ki kontrolira velikost deformacij; za elastično obnašanje je enak nič, za plastično obnašanje pa je pozitivna. V primeru, ko sta funkcija plastičnega potenciala in funkcija tečenja enaki ( $f \equiv g$ ), govorimo o asociativnem modelu, ko sta različni ( $f \neq g$ ), pa o neasociativnem modelu. V primeru asociativnega modela je smer plastične deformacija enaka smeri normalnega vektorja na ploskev tečenja.

(e) Prirastek napetosti  $\Delta\underline{\sigma}_n$  zadovolji pogoj funkcije tečenja  $f$ :

$$f(\underline{\sigma}_n + \Delta\underline{\sigma}_n) = 0 \quad (3.30)$$

Na podlagi teorije plastičnosti je razvitih veliko konstitutivnih modelov, med katerimi ima vsak svoj namen, svoje prednosti, kot tudi slabosti. Zato moramo za ustrezno modeliranje nekega problema izbrati primeren konstitutivni model, ki bo zadostil svojemu namenu. V nadaljevanju so predstavljeni konstitutivni modeli, ki so bili uporabljeni v okviru te raziskave za generiranje SRM modela.

### 3.3.2 Izotropno-elastični konstitutivni model

Izotropno elastični model izhaja iz teorije elastičnosti, kjer se predpostavlja, da je material izotropen, homogen in se elastično obnaša. Izotropni material ima enake mehanske lastnosti v vseh smereh opazovanja. Elastično obnašanje materiala je pogojeno z elastično deformacijo, kar pomeni, da se po razbremenitvi zunanje sile material spet povrne v prvotno velikost in obliko. Tako so napetostno-deformacijske zveze linearne in obnašanje materiala je neodvisno od izbrane napetostne poti.

Omenjen model opisuje napetosti in deformacije v materialu po Hookovem zakonu. Model je v okolju UDEC definiran za oba načina, za ravninsko deformacijsko in ravninsko napetostno stanje. V ravninskem deformacijskem stanju je Hookov zakon definiran tako:

$$\begin{aligned} \Delta\sigma_{xx} &= \alpha_1 \Delta\epsilon_{xx} + \alpha_2 \Delta\epsilon_{yy} \\ \Delta\sigma_{yy} &= \alpha_2 \Delta\epsilon_{xx} + \alpha_1 \Delta\epsilon_{yy} \\ \Delta\sigma_{xy} &= 2G \Delta\epsilon_{xy} & (\Delta\sigma_{yx} = \Delta\sigma_{xy}) \\ \Delta\sigma_{zz} &= \alpha_2 (\Delta\epsilon_{xx} + \Delta\epsilon_{yy}) \end{aligned} \quad (3.31)$$

Kompresijski  $K$  in strižni modul  $G$  določata parametra  $\alpha_1$  in  $\alpha_2$ :

$$\alpha_1 = K + \frac{4}{3}G \quad (3.32)$$

$$\alpha_2 = K - \frac{2}{3}G \quad (3.33)$$

Prirastek deformacijskega tenzorja  $\Delta\varepsilon_{ij}$  je definiran preko pomičnega koraka  $u_i$  (ang. *displacement rate*) znotraj vsakega časovnega koraka  $\Delta t$ :

$$\Delta\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left[ \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right] \Delta t \quad (3.34)$$

Hookov zakon za ravninsko napetostno stanje pa je definiran tako:

$$\begin{aligned} \Delta\sigma_{xx} &= \beta_1 \Delta\varepsilon_{xx} + \beta_2 \Delta\varepsilon_{yy} \\ \Delta\sigma_{yy} &= \beta_2 \Delta\varepsilon_{xx} + \beta_1 \Delta\varepsilon_{yy} \\ \Delta\sigma_{xy} &= 2G \Delta\varepsilon_{xy} \quad (\Delta\sigma_{yx} = \Delta\sigma_{xy}) \\ \Delta\sigma_{zz} &= 0 \end{aligned} \quad (3.35)$$

kjer parametra  $\beta_1$  in  $\beta_2$  pomenita:

$$\beta_1 = \alpha_1 - (\alpha_2^2 / \alpha_1) \quad (3.36)$$

$$\beta_2 = \alpha_2 - (\alpha_2^2 / \alpha_1) \quad (3.37)$$

Kot je razbrati, moramo za opis materiala z elastičnim modelom poznati le dva vhodna materialna parametra, to sta kompresijski  $K$  in strižni modul  $G$  oziroma Youngov modul  $E$  in Poissonov količnik  $\nu$ , saj veljata zvezi (2.9) in (2.10).

Obstajajo tudi bolj kompleksni modeli, ki izhajajo iz teorije elastičnosti, vendar niso bili uporabljeni v tej raziskavi. Eden takih je prečno izotropen model (ang. *transverse isotropic elasticity*), ki predpostavlja, da ima material enake mehanske lastnosti v točno določeni ravnini, vendar drugačne pravokotne na to ravnino. V tem primeru moramo poznati pet mehanskih parametrov. Devet mehanskih parametrov potrebujemo za opis ortotropnega materiala. V tem primeru so mehanske lastnosti materiala različne v treh medsebojno pravokotnih ravninah. Če opisujemo material kot popolnoma anizotropen, moramo definirati 21 mehanskih parametrov (Hudson in Harrison, 2005).

### 3.3.3 Mohr-Coulombov konstitutivni model

V programskem okolju UDEC je Mohr-Coulombov konstitutivni model definiran v prostoru glavnih napetosti  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  in  $\sigma_3$ . Skladno z njihovimi smermi izračunamo prirastke glavnih deformacij  $\Delta\varepsilon_i$  kot vsoto prirastkov plastične  $\Delta\varepsilon_i^e$  in elastične deformacije  $\Delta\varepsilon_i^p$ :

$$\Delta\varepsilon_i = \Delta\varepsilon_i^e + \Delta\varepsilon_i^p \quad i = 1, 2, 3 \quad (3.38)$$

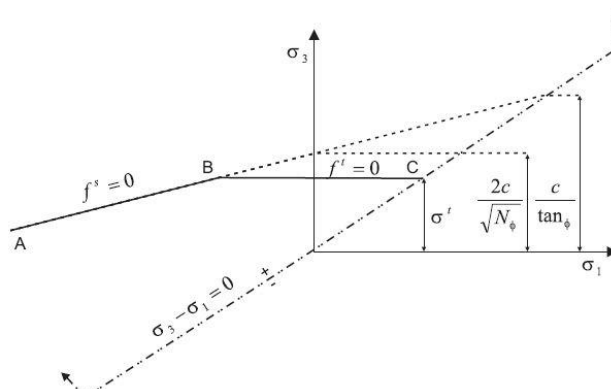
V primeru plastičnega tečenja je plastična komponenta deformacije različna od nič. Ob poznavanju prirastkov deformacijskega tenzorja ter strižnega  $G$  in kompresijskega modula  $K$ , lahko z vpeljavo Hookovega zakona, izračunamo še prirastke glavnih napetosti  $\Delta\sigma_i$  za napetostna stanja znotraj ploskve plastičnega tečenja:

$$\begin{aligned} \Delta\sigma_1 &= \frac{K+4G}{3} \Delta\varepsilon_1^e + \frac{K-2G}{3} (\Delta\varepsilon_2^e + \Delta\varepsilon_3^e) \\ \Delta\sigma_2 &= \frac{K+4G}{3} \Delta\varepsilon_2^e + \frac{K-2G}{3} (\Delta\varepsilon_1^e + \Delta\varepsilon_3^e) \\ \Delta\sigma_3 &= \frac{K+4G}{3} \Delta\varepsilon_3^e + \frac{K-2G}{3} (\Delta\varepsilon_1^e + \Delta\varepsilon_2^e) \end{aligned} \quad (3.39)$$

Porušna ovojnica oziroma ploskev plastičnega tečenja Mohr-Coulombovega konstitutivnega modela je sestavljena iz dveh komponent, in sicer iz strižne funkcije tečenja  $f^s$  in natezne funkcije tečenja  $f^t$ . Funkcija strižnega tečenja (3.40) poteka po porušni premici med točkama A in B, ki sta prikazani na spodnji sliki (Slika 3.6). Funkcija natezne porušitve (3.41), ki jo definiramo preko vpeljave (meje) natezne trdnosti materiala  $\sigma^t$ , pa poteka po porušni premici med točkama B in C (Slika 3.6). Funkciji tečenja sta definirani tako:

$$f^s = \sigma_1 - \sigma_3 \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} + 2c \sqrt{\frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi}} \quad (3.40)$$

$$f^t = \sigma^t - \sigma_3 \quad (3.41)$$



Slika 3.6. Mohr-Coulombov model v ravninskem napetostnem stanju (Itasca, 2014).

Figure 3.6. Mohr-Coulomb model in plane stress state (Itasca, 2014).

Način porušitve numeričnega modela je odvisen od tega, katere funkcije tečenja se dotakne Mohrov krog v ustreznem napetostnem stanju. V primeru dotika natezne funkcije tečenja, se bodo v vozliščih pojavile natezne plastične točke. V primeru dotika strižne funkcije tečenja, pa se bodo v vozliščih pojavile strižne točke tečenja.

V Mohr-Coulombovom modelu, ki je definiran v programskem okolju UDEC, plastični potencial strižne porušitve  $g^s$  sledi neasociativnemu pravilu tečenja in je definiran preko kota razmikanja  $\psi$  (3.42). Plastični potencial natezne porušitve  $g^t$  (3.43), pa sledi asociativnemu pravilu tečenja. Definirana sta tako:

$$g^s = \sigma_1 - \sigma_3 \frac{1 + \sin \psi}{1 - \sin \psi} \quad (3.42)$$

$$g^t = \sigma_3 \quad (3.43)$$

V primeru, da strižnega kota ne definiramo, bo model privzel, da je natezna trdnost materiala enaka nič. Če pa material ima strižni kot  $\varphi \neq 0$ , bo material lahko dosegel maksimalno natezno trdnost  $\sigma_{max}^t$  enako:

$$\sigma_{max}^t = \frac{c}{\tan \varphi} \quad (3.44)$$

Če (vhodna) definirana natezna trdnost  $\sigma^t$  prekorači maksimalno natezno trdnost  $\sigma_{max}^t$ , bo model privzel  $\sigma^t = \sigma_{max}^t$ . Ko minimalna glavna napetost  $\sigma_3$  prekorači natezno trdnost (3.41), bo natezna trdnost v vozlišču diferenčne mreže enaka nič in pojavila se bo natezna plastična točka.

Ko je material v stanju strižne (3.45) oziroma natezne porušitve (3.46), se glavne napetosti ob pojavu plastičnih deformacij izračunajo preko pravila tečenja:

$$\Delta \varepsilon_i^p = \lambda^s \frac{\partial g^s}{\partial \sigma_i} \quad i = 1, 2, 3 \quad (3.45)$$

$$\Delta \varepsilon_i^p = \lambda^t \frac{\partial g^t}{\partial \sigma_i} \quad i = 1, 2, 3 \quad (3.46)$$

Skalarja,  $\lambda^s$  in  $\lambda^t$  ter glavne napetosti ob porušitvi definiramo preko parcialnega odvajanja zgornjih enačb (3.45) in (3.46) ter izpeljave preko enačb (3.38) in (3.39).

Opisan Mohr-Coulombov model ne opisuje mehčanja materiala, zato ga je potrebno za ta namen nadgraditi ali uporabiti ustrezeni konstitutivni model plastičnega mehčanja (ang. *strain-softening model*), ki tako obnašanje omogoča.

### 3.3.4 Coulombov zdrsni model razpok

Princip Coulombovega zdrsnega modela razpok (ang. *Coulomb slip model*) je podoben kot pri Mohr-Coulombovem konstitutivnem modelu blokov, le da je model tukaj prilagojen za opis mehanskega obnašanja razpok oziroma kontaktov.

V normalni smeri razpoke se izračuna normalno napetost  $\sigma_n$  glede na poznavanje njene normalne togosti  $k_n$  in prirastka normalnega pomika  $u_n$ , ki sledi navadnemu Hookovem zakonu vzmeti:

$$\Delta \sigma_n = -k_n \Delta u_n \quad (3.47)$$

Razpoki lahko definiramo tudi njeno natezno trdnost  $\sigma_t$ . Takoj, ko je le-ta prekoračena ( $\sigma_n < -\sigma_t$ ), velja  $\sigma_n = 0$  (Slika 3.7). Podobno kot normalna napetost razpoke je, ob poznavanju prirastka elastičnega pomika v strižni smeri  $u_s^e$ , opisana tudi strižna napetost razpoke  $\tau_s$ :

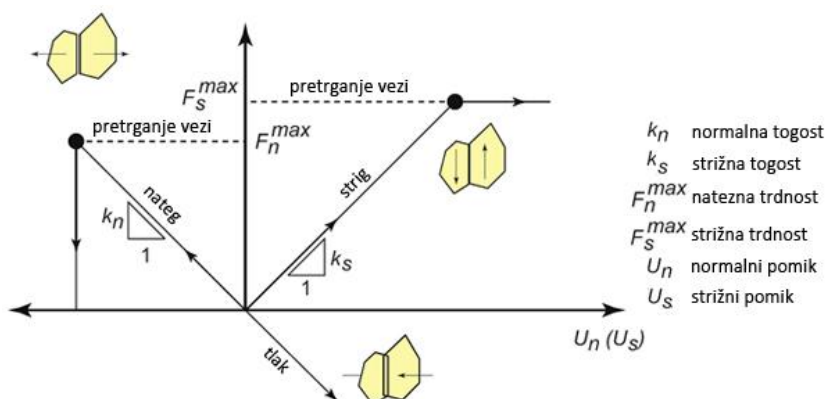
$$\Delta \tau_s = -k_s \Delta u_s^e \quad (3.48)$$

Prekoračitev strižne napetosti  $\tau_s$  je kontrolirana s Coulombovim zakonom (Slika 3.7), kjer je poznana kohezija  $c$  in strižni kot razpoke  $\varphi$ :

$$|\tau_s| \leq c + \sigma_n \tan \varphi = \tau_{max} \quad (3.49)$$

V primeru, ko je strižna napetost prekoračena, velja  $|\tau_s| \geq \tau_{max}$ , nova strižna napetost pa se izračuna s poznavanjem celotnega strižnega pomika  $\Delta u_s$  (elastičnega in plastičnega):

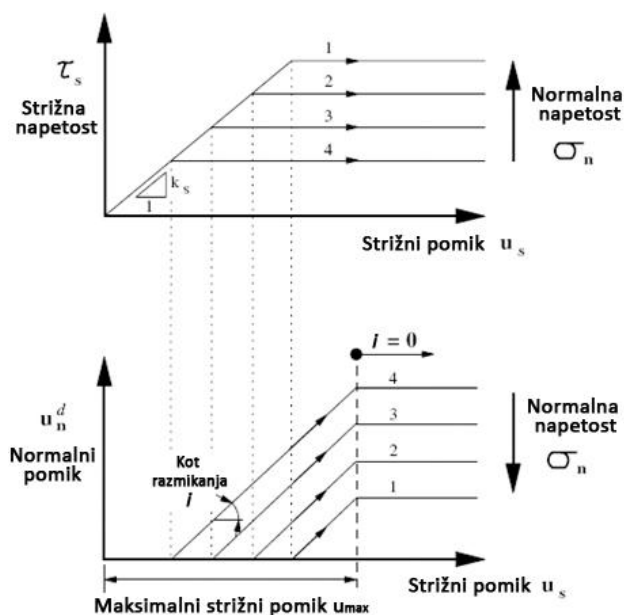
$$\tau_s = \pm(\Delta u_s) \tau_{max} \quad (3.50)$$



Slika 3.7. Shematični prikaz porušitve mikro kontaktov (Kazerani in Zhao, 2010; Lisjak in Grasselli, 2014).

Figure 3.7. Yielding process in micro-contacts (Kazerani and Zhao, 2010; Lisjak and Grasselli, 2014).

Če želimo opisati še obnašanje razpoke po zdrsu, lahko definiramo kot razmikanja  $i$ . Takrat bo drsenje bloka po razpoki neelastično. Kot razmikanja je odvisen od normalne napetosti in od strižnega pomika, kdaj le-ta prekorači maksimalno vrednost  $u_{max}$ , t.j. strižni pomik, ko je  $i = 0^\circ$ . Kot razmikanja je enak nič ( $i = 0^\circ$ ), dokler velja tudi  $|\tau_s| \leq \tau_{max}$  ali hkrati  $|\tau_s| = \tau_{max}$  in  $|u_s| \geq u_{max}$  (Slika 3.8). Torej, kot razmikanja vpliva na obnašanje razpoke po zdrsu (porušitvi) in definira razmerje med normalnim in strižnim pomikom razpoke. Privzeto je, da kot razmikanja ne vpliva na vrednost strižne trdnosti.



Slika 3.8. Konstitutivnega obnašanje diskontinuitete s strižno krivuljo in potekom kota razmikanja (Itasca, 2014).

Figure 3.8. Constitutive behaviour of joint presented in shear stress curve and dilatancy diagram (Itasca, 2014).

Osnovni Coulombov model razpok definira samo mejo strižne trdnosti. Nadaljnje obnašanje (rezidualni del) je opisano z linearno funkcijo kota razmikanja, ki je odvisna od mejne vrednosti strižnega pomika. Z definiranjem rezidualnih vrednosti kohezije, strižnega kota in natezne trdnosti, lahko aproksimiramo še rezidualno obnašanje razpoke. Tak model nato poimenujemo Coulombov rezidualni zdrsni model razpok. Tipična strižna krivulja takega modela je predstavljena na sliki zgoraj (Slika 2.16).

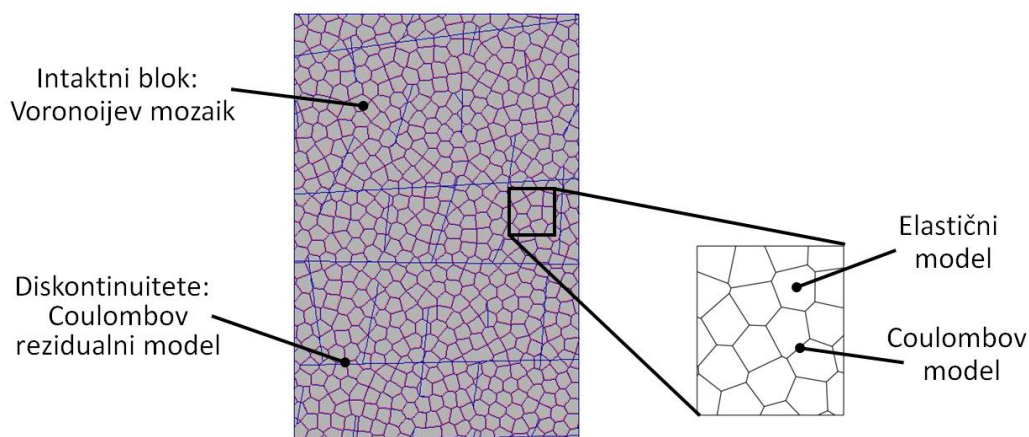
### 3.4 KOMPONENTE SINTETIČNE KAMNINSKE MASE

Kot smo videli v poglavju 2.6.5, je bila metodologija sintetične kamninske mase (SRM) prvotno razvita v programskem okolju PFC. Zaradi omejitev oziroma boljše rečeno, drugačnih možnosti modeliranja, ki so pojasnjeni v poglavju 2.6.3, v omenjenem programskem okolju, se je v okviru te raziskave razvil nov pristop generiranja SRM modela, ki je prikazan v nadaljevanju.

Podobno kot SRM model v PFC okolju, je tudi SRM model v UDEC okolju zgrajen iz (a) intaktnih blokov in (b) diskontinuitet. Komponente SRM modela so prikazane na sliki spodaj (Slika 3.9).

(a) Intaktni bloki so v SRM modelu predstavljeni s poligonalnimi Voronoijevimi elementi (poglavje 3.2.7), s katerimi poskušamo modelirati mikrostrukturo ter mehansko obnašanje intaktne kamnine. Poligonalna geometrija Voronoijevega mozaika predstavlja razporeditev zrn ali nepravilnosti, kot so npr. mikrorazpoke v realni intaktni kamnini.

Voronoijevi elementi oziroma poligoni so deformabilni, saj so diskretizirani s trikotnimi elementi diferenčne mreže (Slika 3.5). Njihovo obnašanje je opisano z izotropno-elastičnim konstitutivnim modelom (poglavje 3.3.2), kontaktni med njimi pa s Coulombovim zdrsnim modelom razpok (poglavje 3.3.4). V tako postavljenem modelu se porušitev intaktnih blokov lahko zgodi samo na kontaktnih poligonov/elementov, medtem ko so znotraj njih mogoče samo deformacije. Tovrstni princip omogoča postopno iniciacijo in razvoj mikro razpok ter posreden vpliv na obnašanje in končno porušitev modeliranega materiala ob obremenjevanju.



Slika 3.9. Komponente sintetične kamninske mase v UDEC okolju.

Figure 3.9. Synthetic rock mass components in UDEC environment.

Tovrsten model zahteva definiranje številnih mikroparametrov, ki jih pridobimo v procesu kalibracije intaktnega materiala (poglavji 3.9 in 6.3). Pridobljeni mikroparametri tako definirajo geometrijske lastnosti Voronoijevega mozaika ter mehansko obnašanje materiala znotraj poligonov in kontaktov med poligoni. Mikroparametre za generiranje geometrije Voronoijevega mozaika smo spoznali v poglavju 3.2.7, medtem ko so materialni mikroparametri konstitutivnih modelov materiala znotraj poligonov in kontaktov naslednji:

- gostota materiala znotraj poligonov,  $\rho$ ,
- Youngov modul materiala znotraj poligonov,  $E$ ,
- Poissonov količnik materiala znotraj poligonov,  $\nu$ ,
- normalna togost kontaktov,  $k_n$ ,
- strižna togost kontaktov,  $k_s$ ,
- kohezija kontaktov,  $c$ ,
- strižni kot kontaktov,  $\varphi$ ,

- natezna trdnost kontaktov,  $\sigma^t$  in
- kot razmikanja kontaktov,  $i$ .

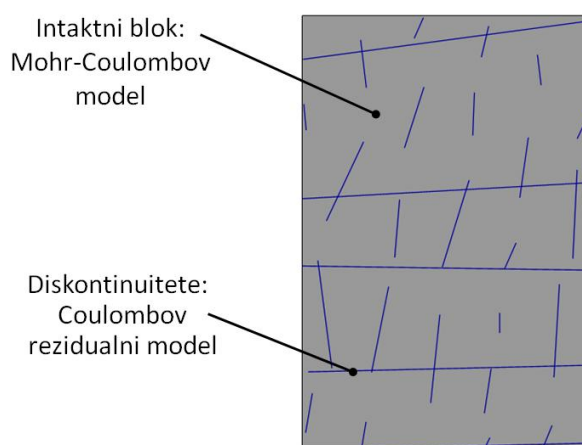
Vpliv posameznih mikroparametrov na odziv intaktnega modela z Voronoijevimi elementi je predstavljen v poglavju parametričnih in občutljivostnih analiz (poglavje 4.3).

(b) Druga komponenta SRM modela so diskontinuitete. Postopek generiranja geometrije diskontinuitet v UDEC okolju je opisan v poglavju 3.5.2. Njihovo obnašanje pa je opisano s Coulombovim rezidualnim zdrsni modelom razpok (poglavje 3.3.4). Ta omogoča simuliranje vrhunskih in rezidualnih lastnosti diskontinuitet. Vhodni parametri diskontinuitet konstitutivnega modela so:

- normalna togost diskontinuitet,  $k_n$ ,
- strižna togost diskontinuitet,  $k_s$ ,
- kohezija diskontinuitet,  $c$ ,
- strižni kot diskontinuitet,  $\varphi$ ,
- natezna trdnost diskontinuitet,  $\sigma^t$ ,
- kot razmikanja diskontinuitet,  $\psi$ .
- strižni pomik,  $u_s$ ,
- rezidualna kohezija diskontinuitet,  $c_{res}$ ,
- rezidualni strižni kot diskontinuitet,  $\varphi_{res}$  in
- rezidualna natezna trdnost diskontinuitet,  $\sigma^t_{res}$ ,

Ko združimo *Voronoijev model* intaktnih blokov z diskontinuitetami, dobimo SRM model. Tako generiran model ne vsebuje samo oslavitve na mestih diskontinuitet, ampak tudi znotraj intaktnih blokov, kjer lahko pride do razpiranja blokov vzdolž Voronoijevih kontaktov. Na takem SRM modelu se nato izvaja poljubne numerične laboratorijske preiskave (poglavje 3.8) ter posredno ugotovi geomehanske parametre realne kamninske mase. V naslednjih poglavjih je opisana metodologija sintetične kamninske mase (poglavja 3.5, 3.6, 3.7 in 3.9).

Paralelno z opisanim modelom – SRM modelom z Voronoijevimi elementi – je bil postavljen še *numerični model kontinuuma*. Pri slednjem je konstitutivno obnašanje diskontinuitet prav tako opisano s Coulombovim rezidualnim zdrsni modelom razpok, intaktni bloki pa so opisani z Mohr-Coulombovim konstitutivnim modelom (poglavje 3.3.3). Komponente numeričnega modela kontinuuma so prikazane na sliki spodaj (Slika 3.10). Namen tega modela je bila izvedba primerjalne analize oziroma primerjava obeh modelov ter zabeležiti morebitne prednosti enega modela pred drugim (poglavje 6.5).



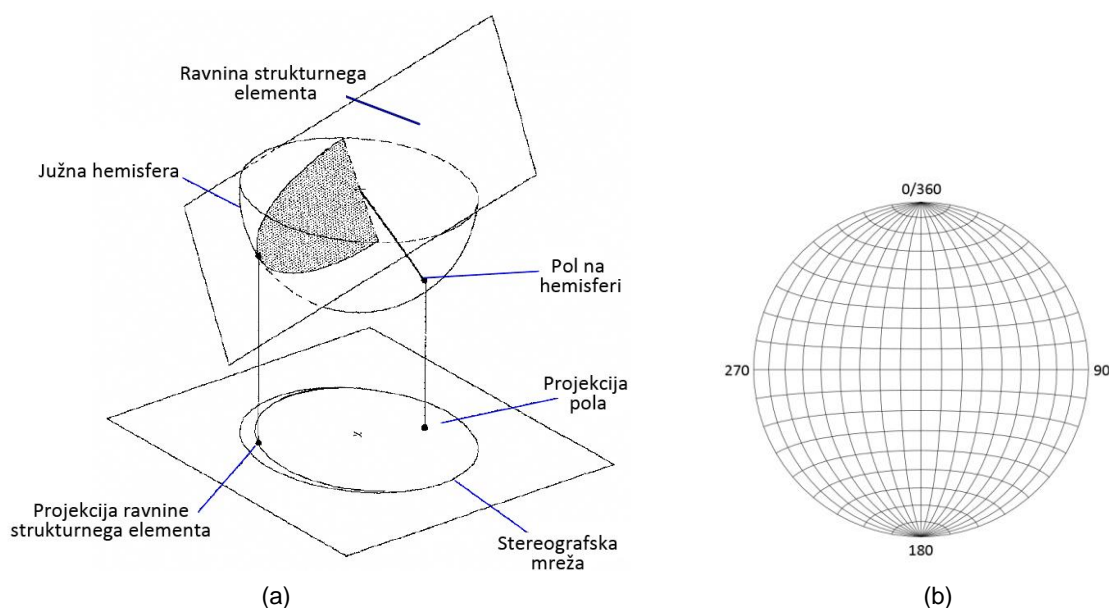
Slika 3.10. Komponente numeričnega modela kontinuuma.  
Figure 3.10. Components of continuum numerical model.



### 3.5 DOLOČITEV GEOMETRIJSKIH LASTNOSTI SISTEMA DISKONTINUITET

#### 3.5.1 Analiza strukturnih podatkov

V analizi strukturnih podatkov pridobimo podatke o geometrijskih lastnostih sistema diskontinuitet (poglavje 2.3.2). V obdelavi obravnavamo strukturne podatke kot so: prelomi, razpoke, klivaž, žile, lezike ipd. in imajo svojo prostorsko orientacijo definirano z vpadom oziroma natančneje s smerjo vpada in naklonom vpada. Analiza strukturnih podatkov se izvede v primernih programskih okoljih (npr. TectonicsFP, Dips ipd.), ki omogočajo projekcijo tridimenzionalno orientiranih podatkov na dvodimenzionalno stereografsko mrežo t.i. Schmidtovo mrežo (Slika 3.11).



Slika 3.11. (a) Prikaz projekcije strukturnih podatkov na stereografsko mrežo (Hoek et al., 1993) in (b) Schmidtova mreža.

Figure 3.11. (a) Projection of structural data into stereonet (Hoek et al., 1993) and (b) Schmidt net.

Analiza strukturnih podatkov poteka tako, da najprej (a) na stereografsko mrežo izrišemo vse vpadne strukturne podatke oziroma diskontinuitet. Predstavimo jih lahko v diagramu vpadov (Slika 5.13a), ki predstavljajo projekcijo ravnin strukturnih elementov, ali v diagramu polov (Slika 5.13b), kjer pol predstavlja pravokotnico na ravnino strukturnega elementa. Lahko pa jih predstavimo z izrisom rozetnega diagrama (Slika 5.13c), ki predstavlja frekvenco oziroma gostoto podatkov glede na smer ali naklon vpada. (b) Iz takih vizualnih predstavitev strukturnih podatkov jih grupiramo v skupine z enakimi geometrijskimi lastnostmi, ki definirajo posamezne družine diskontinuitet. (c) Ko imamo definirane družine diskontinuitet, ustrezen program avtomatsko izračuna vpad in druge statistike vsake družine diskontinuitet.

Pri tem se pogosto uporablja Fisherjev raztros  $k$ , ki je primeren za določanje usmerjenosti unimodalnih<sup>1</sup> in simetričnih<sup>2</sup> podatkov v prostoru (Davis, 2002; Midland Valley, 2012). Vrednost  $k$  je merilo koncentracije oziroma raztrosa vseh izmerjenih podatkov  $n$  z rezultanto enotskega vektorja  $R$  in je definirana kot:

$$k = \frac{n-1}{n-R} \quad (3.51)$$

<sup>1</sup> Unimodalni podatki ustrezajo porazdelitvi podatkov z enim vrhom (pik).

<sup>2</sup> Porazdelitev podatkov okrog povprečne vrednosti je simetrična.

Aproximacija Fisherjevega raztrosa je zanesljiva, če je  $k$  vrednost večja od 10 (Davis, 2002). V splošnem pa za gručast sistem diskontinuitet lahko pričakujemo  $k$  vrednost med 40 in 120 (Midland Valley, 2012).

Primer analize strukturnih podatkov je predstavljen v poglavju 5.5.2.

### 3.5.2 Generiranje geometrije sistema diskontinuitet

Na podlagi pridobljenih rezultatov iz analize strukturnih podatkov se lahko generira geometrijo sistema diskontinuitet v modelu, ki predstavlja približek dejanskega stanja kamninske mase v naravi. Geometrija sistema diskontinuitet je v programskem okolju UDEC mogoča na dva načina, in sicer preko statističnega generatorja ali preko ročnega izrisa.

(i) Statistični generator porazdeli družine diskontinuitet glede na vhodne parametre, kot so naklon diskontinuitet, dolžina diskontinuitet, dolžina prekinitve diskontinuitet, oddaljenost med diskontinuitetami in prostorska porazdelitev diskontinuitet, preko zelenega območja modela.

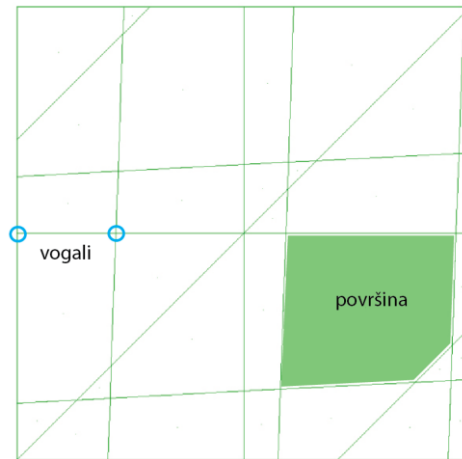
(ii) Drugi način je ročni, kjer ročno definiramo (izrišemo) vse zgoraj našteje parametre in za vsako diskontinuiteto posebej. Ker izris geometrije sistema diskontinuitet temelji na geometrijskih lastnostih družin diskontinuitet (poglavje 2.3.2), kot so oddaljenost med diskontinuitetami, razprostranjenost ipd., ni rezultat subjektivnih odločitev, ampak predstavlja stohastično naravno sistema diskontinuitet. Ta način je bil uporabljen tudi v tej raziskavi, saj je omogočal vizualno najbolj naravno in realno predstavitev sistema diskontinuitet, kot je bil kartiran v naravi.

### 3.6 IZRAČUN REPREZENTATIVNE VELIKOSTI INTAKTNIH BLOKOV

Geometrija sistema diskontinuitet določa obliko in velikosti intaktnih blokov v kamninski masi. To posredno vpliva na geomehanske lastnosti intaktnih blokov oziroma diskontinuitet. Poznavanje reprezentativne velikosti intaktnih blokov je pomembno in mora biti zajeto v SRM modelu, in sicer zaradi pojava vpliva merila (poglavje 2.2.3), kjer vemo, da imajo manjši vzorci enakega materiala višjo trdnost v primerjavi z večjimi vzorci. Zato moramo najprej določiti reprezentativno velikost intaktnih blokov ter zanjo ugotoviti ustrezne trdnostne lastnosti (poglavje 3.7).

Običajno se velikosti intaktnih blokov določa po metodah, ki so opisane v poglavju 2.4.4, saj kamninske mase v naravi praktično nikoli nimamo v celoti razgaljene. V našem numeričnem modelu so diskontinuitete eksplicitno predstavljene v obliki linij, ki razmejujejo bloke, zato si lahko privoščimo, da velikost intaktnih blokov določimo na podlagi celotnega modela in tako zagotovimo boljšo reprezentativnost.

Izračun reprezentativne velikosti intaktnega bloka je bil izveden v programskem okolju UDEC. V modelu se je najprej generiralo poljuben sistem diskontinuitet, ki je čim bolj ustrezal realnemu stanju v naravi. Nato se je izračunala velikost intaktnega bloka s pomočjo FISH funkcije. Izračun je bil izveden na dva načina, ki sta pojasnjena v nadaljevanju, kar omogoča medsebojno primerjavo enega in drugega načina izračuna (Slika 3.12). Za oba primera je rezultat izračuna eno-dimenzijska enota dolžine, ki kasneje predstavlja najdaljšo stranico (višino oziroma premer) našega numeričnega laboratorijskega vzorca (poglavje 3.8).



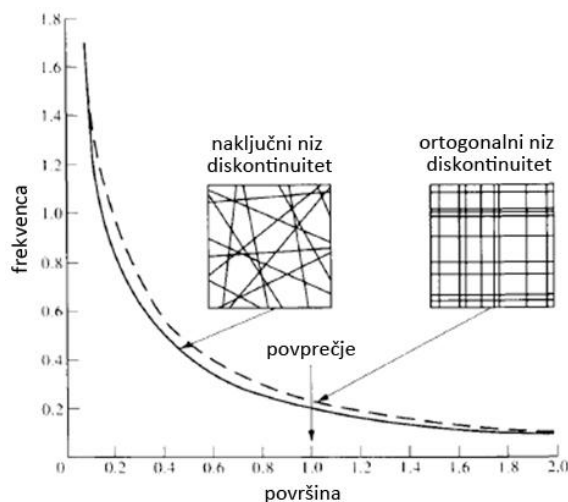
Slika 3.12. Shematični prikaz dveh načinov izračuna intaktnega bloka.

Figure 3.12. Scheme of two approaches for calculation of block size.

(i) Prvi način izračuna reprezentativne velikosti intaktnega bloka s pomočjo FISH funkcije se izvede posredno, preko računanja površine posameznih blokov  $A$  v celotnem modelu (Slika 3.12). Model je kvadratne oblike in hkrati predstavlja opazovalno okno v zgradbo kamninske mase. Izračun predpostavlja, da so bloki kvadratne oblike, zato je izračun stranice vsakega bloka enak:

$$d_{bl} = \sqrt{A} \quad (3.52)$$

Iz pridobljenih podatkov se lahko izriše histogram površine blokov in določi gostoto verjetnosti (ang. *probability density function*). Njena funkcija oblike je odvisna od primera do primera, vendar najpogosteje solidno opisana z eksponentno, log-normalno ali potenčno porazdelitvijo (Slika 3.13; Kim et al, 2007; Wyllie in Mah, 2004). V primeru, da je porazdelitev površine blokov najboljše prilegana z eksponentno funkcijo, bo povprečna površina blokov enaka standardni deviaciji (Hudson in Harrison, 2005; Brady in Brown, 2006; Wyllie in Mah, 2004; Kim et al, 2007; Wines et al., 2002). Iz povprečne vrednosti površine blokov lahko s pomočjo enačbe 3.52 hitro izračunamo povprečno velikost intaktnih blokov. To velja v primeru, če porazdelitev velikosti intaktnih blokov ustreza normalni Gaussovi obliki porazdelitve, ki je zvonaste oblike. Da se prepričamo, če to res velja, je priporočljivo izrisati histogram velikosti intaktnih blokov. V primeru, če je ta histogram asimetričen (ang. *skewness*), je bolje za reprezentativno velikost intaktnih blokov izbrati mediano velikosti intaktnih blokov.



Slika 3.13. Porazdelitev površine blokov dveh sistemov razpok preko opazovalnega okna (Hudson in Harrison, 2005).

Figure 3.13. Probability density functions of rock block area sizes for rock masses containing random discontinuities and two orthogonal sets (Hudson and Harrison, 2005).

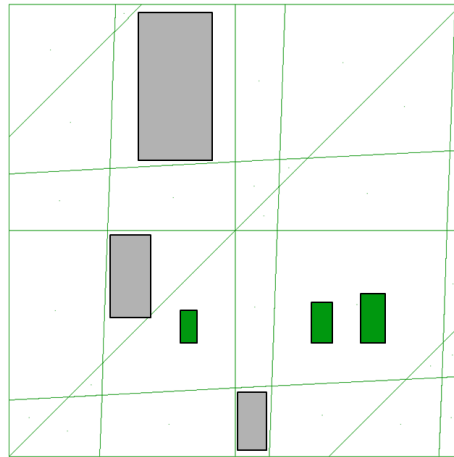
(ii) Drugi način izračuna reprezentativne velikosti intaktnega bloka s pomočjo FISH funkcije temelji na štetju diskontinuitet po dveh linijah, ki sta si medsebojno pravokotni in vzporedni z  $x$  oziroma  $y$  osjo. Število sekališč (razpok) na dolžinsko enoto označuje frekvenca razpok  $P_{10}$  (Dershowitz in Herda, 1992). Velikost intaktnih blokov  $d_{bl}$  izračunamo ob poznavanju frekvence razpok  $P_{10}^x$  v  $x$  in  $P_{10}^y$  v  $y$  smeri:

$$d_{bl} = \left( \frac{1}{P_{10}^x} + \frac{1}{P_{10}^y} \right) / 2 \quad (3.53)$$

Tovrsten način izračuna je bolj okoren in približen, saj zajema v obravnavo le dve linijski dolžini celotnega modela. Tako se lahko spregleda kašno ključno družino diskontinuitet, ki bi lahko vplivala na reprezentativno velikost intaktnega bloka. Zaradi tega je bil v tej raziskavi uporabljen prvi način izračuna velikosti intaktnega bloka, ki temelji na površini blokov.

### 3.7 DOLOČITEV TRDNOSTNIH LASTNOSTI REPREZENTATIVNEMU INTAKTNEMU BLOKU

Laboratorijske preiskave so praviloma izvedene na vzorcih drugačnih (običajno manjših) dimenzij, kot je reprezentativna velikost intaktnih blokov v kamninski masi (Slika 3.14). Verodostojnost SRM modela lahko pričakujemo le, če so vhodni parametri intaktnih blokov, zaradi pojava vpliva merila (poglavje 2.2.3), korigirani glede na reprezentativno velikost intaktnih blokov.



Slika 3.14. Primerjava velikosti intactnih blokov (sivi pravokotniki) kamninske mase z dimenzijami vzorcev laboratorijskih preiskav (zeleni pravokotniki). Zelene linije predstavljajo razpoke v kamninski masi.

Figure 3.14. Comparison between rock mass intact block size (grey rectangles) and laboratory sample size (green rectangles). Green lines represent joint sets in rock mass.

Določitev trdnostnih lastnosti materiala poljubne dimenzije ni neposredna. Če imamo na voljo dovolj laboratorijskih podatkov, ki obsegajo sprejemljiv razpon velikosti vzorcev, opravimo analizo vpliva merila, ki je pojasnjena v nadaljevanju. V nasprotnem pa uporabimo podatke in korelacije, ki so navedene v literaturi (Hoek in Brown, 1980; Yoshinaka et al., 2008) in so bile predstavljene v poglavju 2.2.3.

Analiza vpliva merila temelji na podatkih standardnih laboratorijskih preiskav, kot sta npr. enoosna tlačna preiskava in Brazilska oziroma direktna natezna preiskava. Podatke o trdnosti in dimenziji vzorca nanašamo na graf ter poskušamo dobiti njuno medsebojno korelacijo. Glavni rezultat analize je tako korelacija med trdnostnimi lastnostmi materiala (npr. enoosna tlačna trdnost, natezna trdnost) in velikostjo intactnega vzorca. Dobljeno korelacijo nato ekstrapoliramo na želeno merilo, običajno bloke *in situ* dimenzij, t.j. reprezentativno velikost intactnega bloka kamninske mase (Hudson in Harrison, 2005) ter izračunamo ustrezno trdnost. Ta trdnost nadalje predstavlja reprezentativno trdnost za REV intactnega bloka, na katero kalibriramo mikroparametre modela z Voronoijevimi elementi. Primer analize vpliva merila je predstavljen v poglavju 5.5.4.

### 3.8 NUMERIČNI LABORATORIJ

#### 3.8.1 Uvod

Razvoj numeričnega laboratorija predstavlja poglavitni del tega raziskovalnega dela. Razvit je bil v programskem okolju UDEC (poglavje 3.2), in sicer na način, da omogoča generiranje Voronoijevih elementov, s katerimi lahko analiziramo in upoštevamo mehansko obnašanje materiala tudi na mikro nivoju. Uporaba Voronoijevih elementov v numeričnem laboratoriju, s takim obsegom, je bila s to raziskavo prvič uporabljena in predstavljena. Vse analize v numeričnem laboratoriju potekajo v ravninskem napetostnem stanju (poglavje 3.2.6).

Izhodišča za razvoj numeričnega laboratorija so temeljila na ključnih standardnih laboratorijskih preiskavah, ki se jih uporablja za preiskovanje kamnin in razpok v laboratoriju. Tako izvajanje numeričnih laboratorijskih preiskav omogoča kalibracijo intactnega materiala in definira parametre diskontinuitet tako, da je njegovo obnašanje skladno z obnašanjem realnega materiala. V razvitem numeričnem laboratoriju je mogoče simulirati naslednje laboratorijske preiskave:

- Brazilska indirektna natezna preiskava,
- direktna natezna preiskava,

- enoosna tlačna preiskava,
- dvoosna tlačna preiskava ter
- direktna strižna preiskava.

Numerični laboratorij je avtomatiziran tako, da se za poljubno velikost vzorca, izbrano laboratorijsko preiskavo in konstitutivni model, (avtomatsko) generira ustrezna geometrija modela ter ustrezni robni pogoji. Ob sledenju postopkov kalibracije intaktnega materiala in metodologije SRM (poglavje 3) ter smotrni uporabi omenjenih preiskav, numerični laboratorij dejansko predstavlja sofisticirano orodje, ki omogoča (a) opis in interpretacijo mehanskega obnašanja realnega intaktnega materiala, (b) definiranje geomehanskih parametrov sistema diskontinuitet ter (c) numerično evaluacijo, opis in interpretacijo mehanskega obnašanja razpokane homogene in/ali heterogene kamninske mase, ki zajema tudi testiranje anizotropnega obnašanja kamninske mase (poglavje 2.4.2 in poglavje 5.5.6) ter opazovanje njene odvisnosti glede na merilo opazovanja (poglavje 2.4.4 in poglavje 5.5.6).

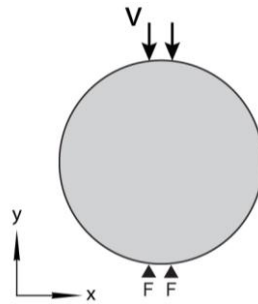
V vsakem numeričnem modelu se lahko poišče oziroma kalibrira ustrezne vhodne parametre tako, da postane odziv modela simulirane preiskave enak rezultatom iz klasičnega laboratorija. Z izborom ustrezne numerične laboratorijske preiskave simuliramo obnašanje intaktnega materiala v nateznem in tlačnem napetostnem stanju. Mehansko obnašanje diskontinuitet pa simuliramo v modelu direktne strižne preiskave. Z združitvijo intaktnega materiala in diskontinuitet v isti model, pri čemer je njihovo konstitutivno obnašanje definirano s prej ugotovljenimi vhodnimi parametri, lahko postavimo SRM model, na katerem izvajamo simulacije poljubne numerične laboratorijske preiskave. Ker SRM model predstavlja zgradbo naravne kamninske mase, posredno pridobimo geomehanske karakteristike kamninske mase. Poleg tega, da z numeričnimi simulacijami lahko preiskujemo večje bloke kamninske mase in tako napovemo njene mehanske lastnosti, numerični laboratorij omogoča tudi ponovljivost rezultatov, kar v klasičnem laboratoriju ni mogoče.

### **3.8.2 Model Brazilske preiskave**

V inženirski praksi se v okviru geološko-geomehanskih raziskav pogosto izvaja indirektno natezno preiskavo t.i. Brazilsko preiskavo (poglavje 2.2.4). Zaradi dostopnosti do baze podatkov o Brazilski trdnosti, je bil v numeričnem laboratoriju postavljen model Brazilske preiskave s ciljem kalibracije geomehanskih parametrov intaktne kamnine na podlagi njene natezne trdnosti. Kalibrirane vhodne mikroparametre se nato uporabi v modelu direktne natezne preiskave (poglavje 2.2.4), kjer laboratorijskih podatkov običajno nimamo na voljo, vsaj ne v takšni količini, kot jih imamo za Brazilsko preiskavo.

Geometrija preizkušanca Brazilske preiskave v ravninskem napetostnem stanju dvodimenzionalnega numeričnega modela predstavlja krog (Slika 3.15), kateremu določimo poljubni premer ter ustrezno število stranic, ki sestavljajo obod kroga. Gostota teh stranic skupaj z gostoto diferenčne mreže vpliva na število vozlišč, kjer so definirani robni pogoji (poglavji 4.2.8 in 4.3.10).

Numerična preiskava se izvede tako, da okrogel vzorec obremenjujemo tlačno v dveh nasprotni si ležečih smereh na obodu kroga pri izbrani hitrosti obremenjevanja modela vzorca. To naredimo tako, da definiramo konstantno hitrost pomika v vertikalni smeri na spodnjem in zgornjem obodu vzorca (Slika 3.15). Na spodnjem obodu je hitrost v vertikalni smeri enaka nič (reaktivna sila), na zgornjem obodu vzorca, pa jo ustrezno definiramo (aktivna sila). V izogib dinamičnim pojavom mora biti njena vrednost predhodno primerno umerjena (poglavji 4.2.3 in 4.3.3). Pričakovani način porušitve vzorca po izvedbi Brazilske preiskave je prikazan na sliki zgoraj (Slika 2.12b).



Slika 3.15. Geometrija in robni pogoji modela Brazilske preiskave. Črka »F« označuje mesta pritrditev, črka »V« pa smer hitrosti obremenjevanja.

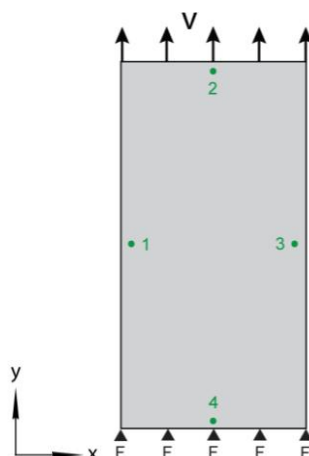
Figure 3.15. Geometry and boundary conditions in Brazilian test model. »F« is denoting fixed gridpoints and »V« is denoting orientation of applied velocity.

Trdnostne lastnosti materiala izračunamo preko merjenja vertikalne sile na obodu vzorca. Vertikalno silo beležimo v vsakem časovnem koraku kot rezultanto vseh vozliščnih sil  $F_y$  v vsakem vozlišču na zgornjem obodu vzorca, kjer so definirani robni pogoji. Vertikalna napetost  $\sigma_y$  se izračunava avtomatsko v vsakem časovnem koraku po enačbi (2.18). Pri izračunu predpostavimo, da je debelina vzorca  $t$  v dvodimenzionalnem modelu enaka 1,0. Maksimalna vrednost vertikalne napetosti  $\sigma_y$ , ki jo doseže material, je po definiciji enaka indirektni natezni trdnosti materiala po Brazilski metodi  $\sigma_B$ . Enak način izračuna natezne trdnosti po Brazilski metodi sta uporabila Bahrani et al. (2012) in Kazerani (2013a, 2013b).

### 3.8.3 Model direktne natezne preiskave

V laboratoriju je izvedba direktne natezne preiskave (poglavje 2.2.4) zahtevna, zato so njeni podatki le izjemoma na voljo. Ob modeliranju nekega geotehničnega objekta pa je vrednost direktne natezne trdnosti materiala pogosto vhodni podatek v numeričnih modelih. Kot je bilo omenjeno (poglavje 2.2.5) natezna trdnost izmerjena z Brazilsko preiskavo poda vedno nekoliko višjo vrednost trdnosti kot jo poda direktna natezna preiskava, zato je bilo smiselno preveriti ta pojav tudi v numeričnih analizah numeričnega laboratorija (poglavje 4.3.14).

Geometrija preizkušanca direktne natezne preiskave v ravninskem napetostnem stanju dvodimenzionalnega numeričnega modela predstavlja pravokotnik oziroma kvadrat (Slika 3.16), odvisno od tega kakšno razmerje podamo med višino in širino vzorca (poglavji 4.2.6 in 4.3.9). Preiskava se izvede tako, da vzorec obremenjujemo natezno v vertikalni smeri. To dosežemo tako, da, podobno kot pri modelu Brazilske preiskave, definiramo konstantno hitrost pomika v vertikalni smeri na spodnjem in zgornjem robu vzorca. Na spodnjem obodu je hitrost v vertikalni smeri enaka nič (reaktivna sila), na zgornjem obodu vzorca, pa jo ustrezno definiramo in usmerimo (stran od vzorca - aktivna sila natega). V izogib dinamičnim pojavom mora biti njena vrednost predhodno primerno umerjena (poglavji 4.2.3 in 4.3.3).



Slika 3.16. Geometrija in robni pogoji modela direktne natezne preiskave. Črka »F« označuje mesta pritrditev, črka »V« pa smer hitrosti obremenjevanja. Števila na vzorcu pomenijo mesta beleženja pomikov in lokacij vozlišč.

Figure 3.16. Geometry and boundary conditions in direct tensile test. »F« is denoting fixed gridpoints and »V« is denoting orientation of applied velocity. Numbers on samples show locations of monitoring gridpoints.

Trdnostne in deformacijske lastnosti materiala dobimo preko merjenja fizikalnih veličin v numeričnem modelu vzorca. Vertikalno silo beležimo avtomatsko v vsakem časovnem koraku in v vsakem vozlišču na zgornji stranici vzorca. Vsota vseh vozliščnih sil predstavlja rezultanto sil  $F_y$ , ki delujejo na vzorec v vsakem časovnem koraku. Če rezultanto sil delimo s širino (premerom) vzorca  $d$ , dobimo vertikalno napetost  $\sigma_y$  v vsakem časovnem koraku:

$$\sigma_y = \frac{F_y}{d} \quad (3.54)$$

Horizontalno (prečno)  $\varepsilon_x$  in vertikalno (osno)  $\varepsilon_y$  deformacijo izračunamo preko merjenja pomikov  $u$  in lokacij vozlišč  $x$  v štirih točkah (1, 2, 3, 4) na sredini vseh nasprotnih stranic vzorca (Slika 3.16):

$$\varepsilon_x = \frac{u(3)-u(1)}{x(3)-x(1)} \quad (3.55)$$

$$\varepsilon_y = \frac{-(u(4)-u(2))}{x(4)-x(2)} \quad (3.56)$$

Izračunane deformacije uporabimo za izračun Youngovega modula  $E$  in Poissonovega količnika materiala  $\nu$ :

$$E = \frac{\sigma_y}{\varepsilon_y} \quad (3.57)$$

$$\nu = \frac{|\varepsilon_x|}{\varepsilon_y} \quad (3.58)$$

Tak način izračuna Youngovega modula ustreza povprečnem Youngovem modulu, ki je bil predstavljen v poglavju 2.2.2. Youngov modul se izračunava v vsakem časovnem koraku, zato princip izračuna lahko primerjamo z izračunom povprečnega modula iz laboratorija (poglavje 2.2.2).



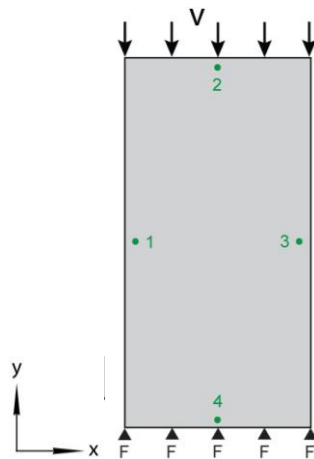
### 3.8.4 Model enoosne tlačne preiskave

Geometrija modela in princip beleženja fizikalnih veličin v ravninskem napetostnem stanju dvodimenzionalnega numeričnega modela vzorca enoosne tlačne preiskave je popolnoma enak, kot je to v modelu direktne natezne preiskave (poglavje 3.8.3). Razlika je le v robnih pogojih obremenitve, saj mora biti vzpostavljeno tlačno napetostno stanje (Slika 3.17) ter v izračunu horizontalne (prečne)  $\varepsilon_x$  in vertikalne (osne)  $\varepsilon_y$  deformacije:

$$\varepsilon_x = -\frac{u(3)-u(1)}{x(3)-x(1)} \quad (3.59)$$

$$\varepsilon_y = \frac{u(4)-u(2)}{x(4)-x(2)} \quad (3.60)$$

Tlačno napetostno stanje dosežemo tako, da je vertikalna hitrost obremenjevanja v vozliščih na zgornji stranici usmerjena navzdol (aktivna sila), proti vzorcu, torej je negativnega predznaka.

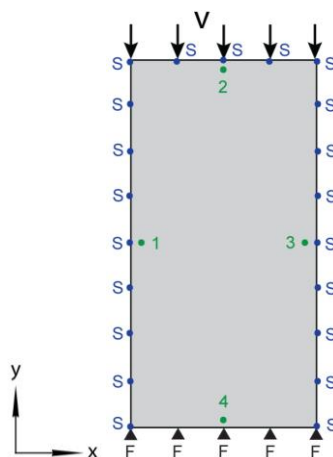


Slika 3.17. Geometrija in robni pogoji modela enoosne tlačne preiskave. Črka »F« označuje mesta pritrditev, črka »V« pa smer hitrosti obremenjevanja. Števila na vzorcu pomenijo mesta beleženja pomikov in lokacij vozlišč.

Figure 3.17. Geometry and boundary conditions in uniaxial compressive test. »F« is denoting fixed gridpoints and »V« is denoting orientation of applied velocity. Numbers on samples show locations of monitoring gridpoints.

### 3.8.5 Model dvoosne preiskave

Tudi model dvoosne preiskave ima enako geometrijo in princip beleženja fizikalnih veličin v ravninskem napetostnem stanju dvodimenzionalnega numeričnega modela vzorca, kot je to v modelu direktne natezne preiskave (poglavje 3.8.3) oziroma enoosne tlačne preiskave (3.8.4). Tudi robni pogoji so podobni kot v modelu enoosne tlačne preiskave, le da tu na levo in desno stranico vzorca deluje še horizontalna (bočna) napetost, na zgornjo stranico pa vertikalna napetost (Slika 3.18). Glede na smer obremenitve se tako v modelu ustvari tlačno ali (redkeje) natezno napetostno stanje.



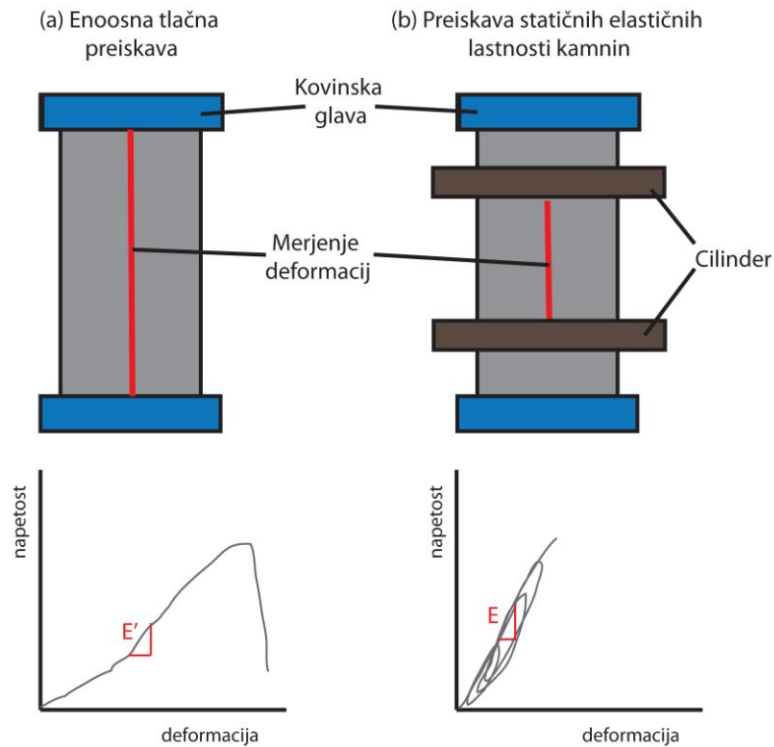
Slika 3.18. Geometrija in robni pogoji modela dvoosne preiskave. Črka »F« označuje mesta pritrditev, črka »V« označuje smer hitrosti obremenjevanja, črka »S« pa mesta bočne napetosti. Števila na vzorcu pomenijo mesta beleženja pomikov in lokacij vozlišč.

Figure 3.18. Geometry and boundary conditions in biaxial test. »F« is denoting fixed gridpoints, »V« is denoting orientation of applied velocity and »S« is denoting confinement stress boundary conditions. Numbers on samples show locations of monitoring gridpoints.

### 3.8.6 Opombe glede merjenja deformacijskih lastnosti materiala

Kot je opaziti, se do sedaj opisani modeli (model Brazilske preiskave, model direktne natezne preiskave, model enoosne tlačne preiskave in dvoosne preiskave) izvajajo brez dodatnega bloka (ang. *platen*), ki bi ponazarjal kontakt med kovinsko tlačno glavo in vzorcem. V laboratoriju merjenje osnega pomika med izvajanjem omenjenih preiskav poteka neposredno na kovinski glavi. To pomeni, da naklon napetostno-deformacijske krivulje ni enak Youngovemu modulu materiala, ampak je nižji, saj predstavlja vsoto deformacijskih lastnosti materiala in kontakta med vzorcem in kovinsko glavo (Slika 3.19a). V izogib temu pojavu se Youngov modul kamnine v laboratoriju določa na podlagi merjenja pomikov le na sredinskem delu vzorca, t.j. 2/3 dolžine sredinskega dela vzorca (Thouro et al., 2001), z izvedbo obremenilno-razbremenilnih zank v preiskavi statičnih elastičnih lastnosti kamnin (Slika 3.19b).

Numerični modeli postavljeni brez pomožnega bloka (ki bi predstavljal kovinsko glavo) imajo to prednost, da ne zahtevajo definiranja dodatnih vhodnih parametrov za kontakt razpoke med vzorcem in pomožnim blokom. Naklon napetostno-deformacijske krivulje modela vzorca je tako odvisen samo od togosti modeliranega materiala in neposredno predstavlja njegov Youngov modul. Če želimo z modelom vzorca ujeti naklon napetostno-deformacijske krivulje laboratorijskega vzorca pri preiskavi enoosne tlačne trdnosti, ki beleži še deformacijo kontakta med vzorcem in kovinsko glavo, moramo ustrezno znižati vhodni Youngov modul modela vzorca oziroma znižati vrednost Youngovega modula, ki smo ga dobili pri enoosni tlačni preiskavi. Tako bo naklon napetostno-deformacijske krivulje modela vzorca enak naklonu napetostno-deformacijske krivulje laboratorijskega vzorca. Kot bo pojasnjeno v nadaljevanje (poglavji 5.3 in 5.4), tedaj vhodni Youngov modul modela vzorca ne bo predstavljal pravega Youngovega modula laboratorijskega vzorca, saj je odvisen od robnih pogojev, ampak bo predstavljal togostni modul, ki zajema vsoto togosti kontaktov med kovinsko glavo in vzorcem ter togostjo laboratorijskega vzorca.



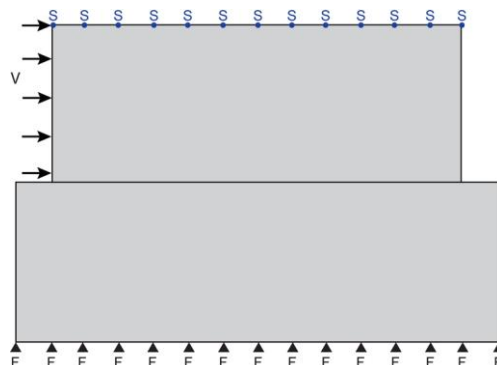
Slika 3.19. Merjenje togosti intaktnega vzorca z (a) enoosno tlačno preiskavo in s (b) preiskavo statičnih elastičnih lastnosti kamnin.

Figure 3.19. Deformability testing by (a) uniaxial compressive test and by (b) test for static elastic properties of rock.

### 3.8.5 Model direktne strižne preiskave

Postavitev modela direktne strižne preiskave omogoča, da poiščemo pravi niz parametrov, ki ujame mehansko obnašanje diskontinuitete pri izvedbi direktne strižne preiskave v laboratoriju. Dobljene parametre se nadalje uporabi za definiranje vhodnih parametrov posameznih družin diskontinuitet v modelu sintetične kamninske mase večjih dimenzij.

Geometrija direktne strižne preiskave v dvodimenzionalnem numeričnem modelu sestoji iz dveh pravokotnih blokov (Slika 3.20). V izogib rotaciji oziroma prevračanju zgornjega bloka tekom poteka analize, zaradi vertikalne obremenitve, je priporočljivo, da je zgornji blok nekoliko krajši od spodnjega, po katerem drsi. Vendar pri tem sprejmemo možnost zatikanja vogala zgornjega bloka v spodnji blok.



Slika 3.20. Geometrija in robni pogoji modela direktne strižne preiskave. Črka »F« označuje mesta pritrditev, črka »V« označuje smer hitrosti obremenjevanja, črka »S« pa mesta predpisane normalne napetosti.

Figure 3.20. Geometry and boundary conditions in direct shear test. »F« is denoting fixed gridpoints, »V« is denoting orientation of applied velocity and »S« is denoting normal stress.

Numerična preiskava se izvede tako, da na levi stranici zgornjega bloka definiramo konstantno hitrost pomikov v horizontalni smeri. Kot je sedaj že znano, ta hitrost mora biti predhodno ustrezno umerjena, da se izognemo dinamičnemu pojavu. Spodnja stranica spodnjega bloka je nepremično podprta v vertikalni in horizontalni smeri.

Območje zgornjega in spodnjega bloka je diskretizirano z diferenčno mrežo trikotnih elementov. Konstitutivne lastnosti zgornjega in spodnjega bloka so opisane z izotropno elastičnim konstitutivnim modelom (poglavje 3.3.2). Konstitutivno obnašanje diskontinuitete med obema blokoma pa je opisano s Coulombovim rezidualnim modelom razpok (poglavje 3.3.4).

Beleženje pomikov in napetosti se izvaja avtomatsko preko zanke v vsakem časovnem koraku. Med blokoma se v vsakem vozlišču generirajo kontakti v katerih beležimo kontaktni normalni pomik  $u_n^i$  in kontaktni strižni pomik  $u_s^i$  ter kontaktno normalno silo  $F_n^i$  in kontaktno strižno silo  $F_s^i$ . Pomik razpoke v normalni  $u_n$  in strižni  $u_s$  smeri se izračuna preko seštevanja kontaktnih pomikov v vseh  $N$  kontaktih, pri čemer je potrebno odšteti začetni pomik  $u_n^0$  oziroma  $u_s^0$ , ki nastane zaradi delovanja normalne napetosti na zgornji blok:

$$u_n = \sum_i^N (u_n^i - u_n^0) / N \quad (3.61)$$

$$u_s = \sum_i^N (u_s^i - u_s^0) / N \quad (3.62)$$

Normalna  $\sigma_n$  in strižna napetost  $\sigma_s$  vzdolž razpoke se izračuna tako, da se sešteje kontaktna sile v vseh  $N$  kontaktih ter deli z dolžino razpoke  $j_L$ :

$$\sigma_n = \sum_i^N F_n^i / j_L \quad (3.63)$$

$$\sigma_s = \sum_i^N F_s^i / j_L \quad (3.64)$$

### 3.9 FAZE NUMERIČNEGA MODELIRANJA PO METODOLOGIJI SRM

Predstavljene postopke metodologije sintetične kamninske mase, opisane v tem poglavju (poglavje 3), lahko sedaj povzamemo in združimo v naslednje korake (Slika 3.21):

- (1) analiza diskontinuitet,
- (2) določitev velikosti intaktnih blokov,
- (3) analiza intaktnih kamnin,
- (4) kalibracija intaktnega materiala v numeričnem laboratoriju in
- (5) postavitve SRM modela ter izvedba simulacij v numeričnem laboratoriju

V nadaljevanju je podana natančna pojasnitev za vsak posamezni korak:

(1) Po opravljenih geološko-geomehanskih raziskavah na obravnavanem območju, analiziramo pridobljene podatke o diskontinuitetah. V analizi strukturnih podatkov (poglavje 3.5.1) definiramo geometrijo sistema diskontinuitet preko poznavanja glavnih vpadov posameznih družin diskontinuitet v tem sistemu (Slika 3.21-1A). S pomočjo laboratorijskih preiskav, kot so direktna strižna preiskava, preiskava z nagibno ploščo ipd., za vsako posamezno družino diskontinuitet definiramo njihove geomehanske parametre (Slika 3.21-1B). S simuliranjem modela direktne strižne preiskave (poglavje 3.8.5) korigiramo posamezne geomehanske parametre diskontinuitete tako, da je odziv modela enak rezultatom iz klasičnega laboratorija. Ti geomehanski parametri so nato vhodni parametri diskontinuitet za SRM model.

(2) Ko poznamo geometrijo sistema diskontinuitet, lahko generiramo 2D model diskontinuitet (poglavje 3.5.2, Slika 3.21-2C). Ta nam služi, da lahko za vsako litologijo v

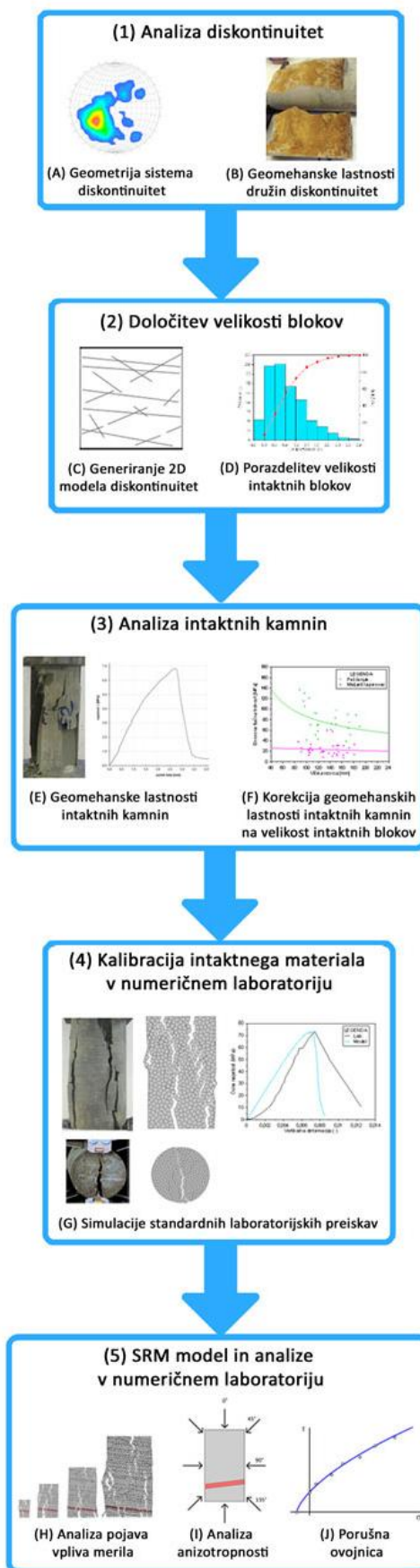
kamninski masi izračunamo reprezentativno velikost intaktnega bloka (poglavje 3.6, Slika 3.21-2D).

(3) Na podlagi rezultatov standardnih laboratorijskih preiskav, izvedenih na intaktnih kamninah, definiramo karakteristične vrednosti, kot so Youngov modul, Poissonov količnik, Brazilska trdnost in enoosna tlačna trdnost idr., posameznih litologij, ki so prisotne v obravnavani kamninski masi (Slika 3.21-3E). Nato izvedemo analizo vpliva merila (poglavje 3.7), kjer razvijemo empirično korelacijo med trdnostjo in velikostjo intaktnega materiala (Slika 3.21-3F). Z uporabo te korelacije za vsako litologijo posebej izračunamo njene geomehanske parametre, ki ustrezajo velikosti intaktnega bloka, ki je bila izračunana v prejšnji točki (2).

(4) Ko imamo definirane geomehanske parametre za velikost intaktnih blokov za vsako posamezno litologijo, lahko v numeričnem laboratoriju (poglavje 3.8) izvedemo proces kalibracije intaktnega materiala (Slika 3.21-4G). Kot je bilo predstavljeno v poglavju 3.4, je konstitutivno obnašanje intaktne kamnine v SRM modelu opisano z modelom z Voronoijevimi elementi, ki predstavlja mikrostrukturo intaktne kamnine. Tak model zahteva poznavanje nabora mikroparametrov, ki jih ne moremo neposredno izmeriti ali ugotoviti iz rezultatov standardnih laboratorijskih preiskav v laboratoriju. V ta namen se poslužujemo procesa kalibracije intaktnega materiala (Potyondy in Cundall, 2004; Kazerani in Zhao, 2010; Gao, 2014).

Princip procesa kalibracije intaktnega materiala temelji na numeričnem postopku, kjer iščemo en niz mikroparametrov, ki opiše mehansko obnašanje realnega materiala (Ding et al., 2013) tako v nateznem, kot v tlačnem napetostnem stanju. V praksi to izgleda tako, da v numeričnem laboratoriju izvajamo simulacije modelov, kot so model Brazilske preiskave, model enoosne tlačne preiskave ipd., vse dokler obnašanje modela ni čim bolj skladno z dejanskim obnašanjem vzorca materiala, ki je bil preiskan v klasičnem laboratoriju oziroma vse dokler se vrednosti, kot so Youngov modul, Brazilska trdnost in enoosna tlačna trdnost idr. čim bolj ujemajo z geomehanskimi parametri intaktnega bloka, ki so bili izračunani v prejšnji točki (3). Postopek kalibracije intaktnega materiala se izvede za vsako litologijo posebej in je podrobneje opisan v razpravi (poglavje 6.3).

(5) Ko imamo postavljen 2D model diskontinuitet (2) in zanje definirane geomehanske parametre (1) ter mikroparametre intaktnih blokov vseh litologij (4) v kamninski masi, lahko generiramo SRM model (Slika 3.21-5). Na njem v numeričnem laboratoriju izvajamo poljubne simulacije numeričnih laboratorijskih preiskav ter tako posredno pridobimo podatke (npr. enoosna tlačna trdnost, porušna ovojnica, natezna trdnost ipd.) o geomehanskih lastnostih kamninske mase. Poleg tega lahko izvajamo poljubno numerično preiskavo (npr. enoosno tlačno preiskavo) na različnih dimenzijah SRM modela ter opazujemo pojav vpliva merila in določimo reprezentativno velikost SRM bloka. Testiranje SRM bloka v različnih smereh pa poda še podatek o anizotropnih lastnostih kamninske mase. Na tak način posredno napovemo geomehanske lastnosti kamninske mase, ki jo obravnavamo, kateri nam lahko koristijo v nadaljnjih geotehničnih procesih (npr. numerični model geotehničnega objekta, napoved porušnih procesov ob izkopu podzemnega prostora ipd.).



Slika 3.21. Metodologija sintetične kamninske mase v programskem okolju UDEC.

Figure 3.21. Synthetic rock mass methodology in UDEC environment.



## 4 PARAMETRIČNE IN OBČUTLJIVOSTNE ANALIZE KOMPONENT SINTETIČNE KAMNINSKE MASE

### 4.1 UVOD

V poglavju 3.8 je bil predstavljen razviti numerični laboratorij, ki se ga bo kasneje (poglavje 5) uporabljajo za izvajanje numeričnih analiz, ki bodo ponazarjale obnašanje realnih intaktnih kamnin in kamninskih mas. Vendar preden lahko izvedemo te numerične analize z dovoljšnjo zanesljivostjo, je smiselno izvesti serijo parametričnih in občutljivostnih analiz komponent sintetične kamninske mase - intaktnih blokov in diskontinuitet. Glavni cilj občutljivostnih analiz je bolje razumeti obnašanje razvitega modela, spoznati vpliv vhodnih parametrov ter ne nazadnje tudi odkriti morebitne napake v delovanju modela in jih nato odpraviti.

V splošnem parametrične in občutljivostne analize potekajo tako, da opazujemo odziv modela ob spreminjanju vrednosti enega parametra, pri čemer so vsi ostali parametri konstantni. Ta proces ponovimo za vse vrste parametrov, tako za:

- numerične parametre (hitrost obremenjevanja, velikost Voronoijevih elementov, porazdelitveno število, št. iteracij, gostota diferenčne mreže, št. pritrjenih točk, oblika in velikost vzorca), kot tudi za
- materialne parametre (gostota materiala, Youngov modul, Poissonov količnik, normalna in strižna togost, kohezija, strižni kot, natezna trdnost in kot razmikanja).

Prednost parametričnih in občutljivostnih numeričnih analiz pred npr. fizičnimi modeli je ta, da so ponovljive ter omogočajo enostavno testiranje širokega (in zato včasih lahko tudi nerealnega) razpona vhodnih parametrov na odziv modela. Predvsem pa omogočajo izvajanje analiz, kjer lahko spremljamo vpliv samo enega vhodnega parametra na odziv numeričnega modela. Iz tega lahko nadalje sklepamo, kateri vhodni parameter povzroča posamezen odziv numeričnega modela. Tako se z ustreznih izborom vhodnih parametrov izognemo neželenim odzivom obnašanja numeričnega modela.

Občutljivostna analiza numeričnih parametrov je zelo pomembna, saj ne gre samo za opazovanje in razumevanje odziva modela, ampak predvsem za umerjanje (kalibriranje) parametrov. Numerični parametri morajo biti tako definirani, da je numerični model stabilen ter da hkrati omogoča simuliranje naravnega mehanskega obnašanja kamnin oziroma kamninskih mas. Če so numerični parametri pravilno umerjeni, model zagotavlja stabilnost in zanesljivost rezultatov. Po drugi strani pa občutljivostna analiza materialnih parametrov pove, kateri parametri bolj oziroma manj drastično vplivajo na odziv modela ter kakšen razpon rezultatov pri tem lahko pričakujemo. Tako dobimo celostno sliko odziva modela na vhodne numerične in materialne parametre. Poleg opazovanja odziva modela, parametrična in občutljivostna analiza omogoča tudi iskanje morebitnih napak v postavljenem modelu.

Za potrebe te raziskave je dobro razumevanje ter poznavanje vpliva poljubnih vhodnih parametrov na obnašanje numeričnega laboratorija (poglavje 3.8), pomembno iz vidika numerične kalibracije intaktnega materiala, kot tudi poznavanja odziva diskontinuitet v SRM modelu. Prvi korak izvajanja občutljivostnih analiz je tako posvečen modeliranju testiranja intaktne kamnine (poglavji 4.2 in 4.3), drugi korak pa modeliranju testiranja diskontinuitet (poglavje 4.4).

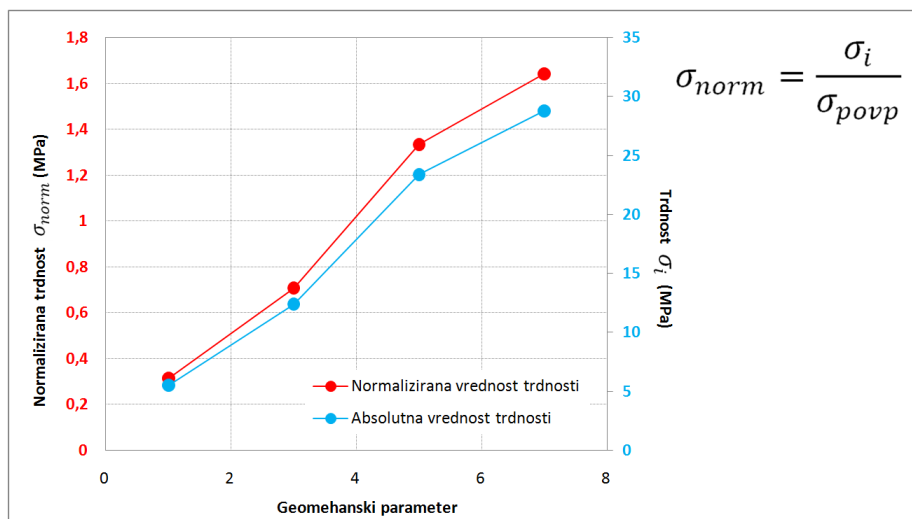
Poglobljena študija parametričnih in občutljivostnih analiz na modelu z Voronoijevimi elementi poda rezultate, ki so smernice za kalibracijo intaktnega materiala. Pridobljeno znanje omogoča, da je potek kalibracije intaktnega materiala učinkovitejši iz časovnega, kot tudi kakovostnega vidika. Paralelno temu se je izvajala tudi parametrična in občutljivostna analiza na modelu kontinuuma, z namenom opazovanja prednosti enega in drugega modela intaktnih blokov.



Občutljivostna analiza diskontinuitet, izvedena preko direktne strižne preiskave, je pomembna iz tega vidika, ker omogoča, da se dobro (s)pozna obnašanje ene modelirane diskontinuitete. Kasneje to pridobljeno znanje pomaga pri definiranju vhodnih parametrov diskontinuitet za SRM model (poglavje 5.5).

Za izvedbo parametričnih in občutljivostnih analiz so bili izbrani poljubni vhodni materialni parametri. Nekateri testirani razponi parametrov ne predstavljajo realnih vrednosti, kot jih poznamo v kamninah oziroma v naravnih materialih. Kljub temu lahko iz njih povlečemo pomembne zaključke, v smislu boljšega razumevanja obnašanja numeričnega modela.

Preden predstavimo rezultate parametričnih in občutljivostnih analiz, bi bilo smiselno na tem mestu obrazložiti izračun normalizirane trdnosti, ki je odvisna spremenljivka večine, v nadaljevanju predstavljenih diagramov. Razmerje med tlačno in natezno trdnostjo je namreč lahko 10 ali več (poglavje 2.2.5). Zaradi tega se je zdelo smiselno trdnosti normalizirati, saj na istem diagramu lahko prikažemo vrednosti različnih velikostnih razredov, ne da bi pri tem poslabšali razločnost krivulj v diagramu. Normalizirana trdnost  $\sigma_{norm}$  na diagramih predstavlja razmerje med trenutno trdnostjo  $\sigma_i$  in povprečjem vseh trdnosti  $\sigma_{povp}$ , doseženih pri eni občutljivostni analizi posamezne numerične preiskave (Slika 4.1). Tako dobimo normalizirane vrednosti trdnosti, ki se gibljejo okrog 1,0. Poleg tega diagram normaliziranih trdnosti predstavlja relativno spremembo trdnosti in tako omogoča oceno relativne napake oziroma spremembe neposredno iz diagrama.



Slika 4.1. Diagram in izračun normalizirane trdnosti.

Figure 4.1. Scatter plot and equation for normalized strength calculation.

Poleg tega omenimo, da se izračun horizontalne (prečne) in vertikalne (osne) deformacije v modelu direktne natezne preiskave vrši preko enačb 3.55 oziroma 3.56, v modelih enoosne tlačne in dvoosne preiskave pa preko enačb 3.60 oziroma 3.59. Tako za vse numerične preiskave na diagramih predstavljenih v nadaljevanju velja, da izračunana horizontalna deformacija obsega negativne vrednosti, vertikalna deformacija pa pozitivne vrednosti

## 4.2 OBČUTLJIVOSTNE ANALIZE INTAKTNE KAMNINE V MODELU KONTINUUMA

### 4.2.1 Uvod

Kot je bilo predstavljeno v poglavju 3.4, je bil v okviru te raziskave modelirani material intaktne kamnine predstavljen z modelom kontinuuma in z modelom z Voronoijevimi elementi. Model kontinuuma predvideva, da se modelirani material obnaša tako, kot to narekuje Mohr-Coulombov konstitutivni model (poglavje 3.3.3). Zaradi tega lahko obnašanje modeliranega materiala v numeričnem laboratoriju (poglavje 3.8) vnaprej predvidimo in tako preverimo pravilnost modeliranih preiskav.

Po drugi strani pa je modelirani material intaktne kamnine predstavljen tudi z Voronoijevimi elementi, kjer je konstitutivno obnašanje opisano z izotropno-elastičnim konstitutivnim modelom (poglavje 3.3.2), kontakti med poligoni pa s Coulombovim zdrsnim modelom razpok (poglavje 3.3.4). Zaradi kompleksne zgradbe tega modela, mehanskega obnašanja modeliranega materiala ne moremo neposredno in vnaprej predvideti. Zato se je paralelno z občutljivostnimi analizami modela z Voronoijevimi elementi, izvajalo še občutljivostne analize z modelom kontinuuma. Tak način je omogočil neposredno primerjavo obeh modelov ter ovrednotenje prednosti enega modela pred drugim.

### 4.2.2 Vhodni parametri

Za potrebe referenčnih analiz se je v prvi fazi izvajalo parametrične in občutljivostne analize na numeričnem modelu kontinuuma. Občutljivostne analize se je izvedlo za štiri numerične preiskave, in sicer za (a) model Brazilske preiskave, (b) model direktne natezne preiskave, (c) model enoosne tlačne preiskave in (d) model dvoosne preiskave. Izbrani so bili materialni parametri (Preglednica 4.1), ki bi lahko ustrezali numeričnem modelu šibke kamnine (ang. *weak/soft rock*). Izbor parametrov je bil poljuben, a vseeno ustrezen za primere te raziskave. Fliš, material, ki ga preiskujemo, zajema namreč litologije (meljasti laporovec, peščenjak), katerih geomehanske lastnosti se gibljejo v okvirih teh izbranih vhodnih materialnih parametrov.

Preglednica 4.1. Vhodni parametri parametričnih in občutljivostnih analiz v modelu kontinuuma.

Table 4.1. Input properties used in parametric sensitivity analysis in continuum model.

Parameter	Vrednost vhodnega parametra	Testirano območje parametra
<i>Numerični vhodni parametri</i>		
Višina modela (mm)	500	50 - 1500
Širina modela (mm)	250	25 - 750
Velikost diferenčnega elementa (mm)	10	10 - 4,000
Hitrost obremenjevanja (m/s)	0,001 <sup>a</sup>	0,001- 0,3
<i>Materialni vhodni parametri</i>		
Gostota materiala (kg/m <sup>3</sup> )	2548	10 – 100000
Youngov modul (GPa)	8,940	1 – 100
Poissonov količnik ( )	0,167	0,1 – 0,4
Kohezija (MPa)	2,2	0,5 – 20
Strižni kot (°)	30	0 – 80
Natezna trdnost (MPa)	1,5	0,1 – 20
Kot razmikanja (°)	2	0 – 15

<sup>a</sup> Hitrost obremenjevanja enoosne tlačne preiskave in dvoosne preiskave je bila 0,005 m/s.

Testirani interval nekaterih parametrov (npr. gostota, strižni kot) presegajo vrednosti, ki jih imajo naravni materiali. Vendar numerični model omogoča testiranje zelo širokega območja parametrov in poznavanje odziva modela na teh območjih je zelo pomemben iz vidika numeričnih simulacij. Ko poznamo celosten odziv modela, se lahko izognemo neželenim in napačnim numeričnim napovedim ter tako izboljšamo zanesljivost rezultatov numeričnih analiz.

#### 4.2.3 Hitrost obremenjevanja

Vsak model standardnih laboratorijskih preiskav za testiranje intaktne kamnine v numeričnem laboratoriju požemo tako, da numerični model vzorca (virtualni vzorec) začnemo obremenjevati s konstantno hitrostjo. Če izhajamo iz ugotovitev hitrosti obremenjevanja pri realnih laboratorijskih preiskavah (poglavje 2.2.3), je potrebno tudi virtualni vzorec, t.j. numerični model vzorca, obremenjevati dovolj počasi, da bo model še vedno v kvazi-statičnem stanju.

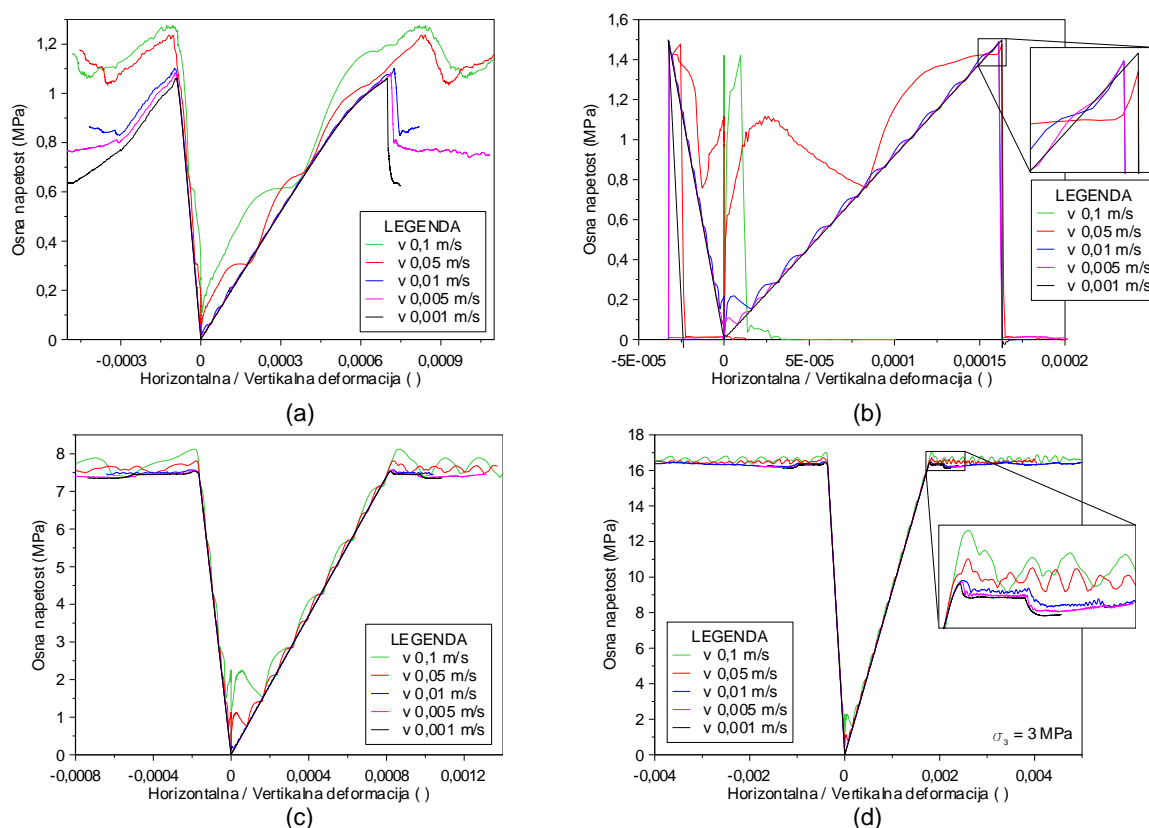
V ta namen se je testiralo hitrosti obremenjevanja (ang. *displacement rate*) na intervalu od 0,001 m/s do 0,3 m/s za vse štiri zgoraj omenjene numerične preiskave (poglavje 3.8). V analizah mora biti vrednost hitrosti obremenjevanja izbrana tako, da je njen vpliv na napetostno-deformacijsko krivuljo zanemarljiv ter, da je hkrati čas izračuna še vedno sprejemljiv. Najlažja določitev optimalne hitrosti obremenjevanja je izris in primerjava oblik napetostno-deformacijskih krivulj pri različnih hitrostih obremenjevanja. Takoj ko se njihova oblika ustali, je to optimalna in priporočena hitrost obremenjevanja vzorca. Ko je hitrost obremenjevanja dovolj počasna (optimalna), tedaj ima zanemarljiv vpliv na natančnost numerične rešitve. Preko enačbe 2.12, ki je podana v poglavju 2.2.3, lahko izračunamo dejanski deformacijski korak, ki deluje na model vzorca ob vsakem časovnem koraku analize.

Napetostno-deformacijska krivulja numeričnega modela Brazilske preiskave kaže (Slika 4.2a), da je njen naklon v predporušnem območju pri vseh hitrostih približno enak. Pri visoki hitrosti obremenjevanja je v numeričnem modelu razvidno neenakomerno naraščanje napetostno-deformacijske krivulje ter je nakazano duktilno obnašanje materiala, ki ni nujen rezultat numeričnega modela. Ob optimalni hitrosti obremenjevanja, ki je znotraj območja 0,001 m/s in 0,01 m/s, se modelirani material najprej obnaša elastično, tik pred porušitvijo, ki je krhka, pa elasto-plastično.

Kot je pričakovano, visoka hitrost obremenjevanja močno vpliva na obliko napetostno-deformacijske krivulje v numeričnem modelu direktne natezne preiskave (Slika 4.2b). Takrat njena oblika ne opisuje pravega obnašanja definirane materiala oziroma je napoved očitno napačna. Ko je hitrost obremenjevanja optimalna oziroma je znotraj območja 0,001 m/s in 0,01 m/s, je naraščanje napetostno-deformacijske krivulje linearno (elastično obnašanje), porušitev pa krhka.

Hitrosti obremenjevanja pri enoosnem in dvoosnem modelu tlačne preiskave vpliva predvsem na amplitudo nihanja napetostno-deformacijske krivulje (Slika 4.2c,d), pri čemer ni bistvenih odstopanj od pričakovanih napovedi. Pri optimalni hitrosti obremenjevanja, ki je znotraj območja 0,001 m/s in 0,01 m/s, postane obnašanje materiala ustaljeno ter amplituda nihanja zanemarljivo nizka.

Pri vseh preiskavah je jasno izražen odziv numeričnega modela na nenadno obremenitev, t.j. takoj, ko virtualni vzorec začnemo vertikalno obremenjevati z izbrano hitrostjo. V napetostno-deformacijski krivulji se to odraža s hitrim dvigom in spustom napetosti, takoj po začetku obremenjevanja virtualnega vzorca. To je predvsem jasno izraženo pri visoki hitrosti obremenjevanja. Model se na to odzove ter z vsakim novim časovnim korakom prihaja bližje h konvergenčnemu obnašanju. Ko je hitrost obremenjevanja optimalna, postane takšen začetni odziv materiala zanemarljiv.

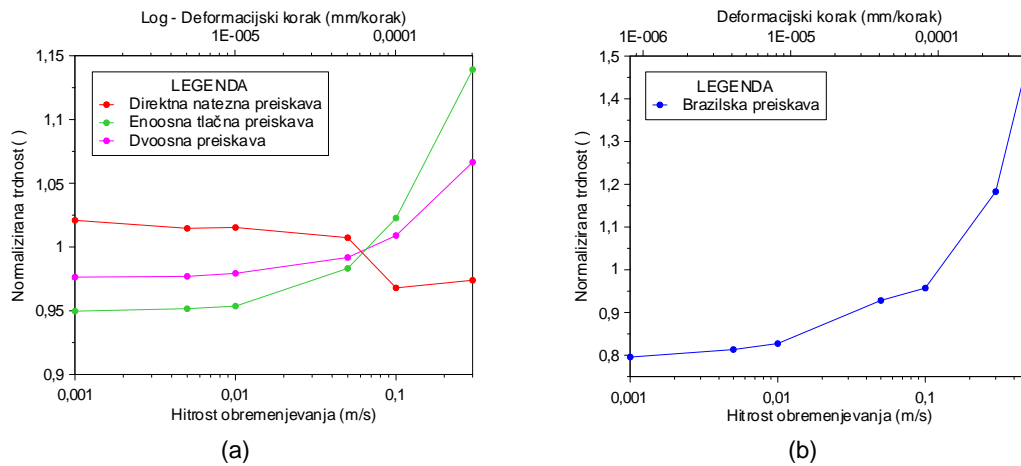


Slika 4.2. Napetostno-deformacijske krivulje izvedene z različno hitrostjo obremenjevanja v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

Figure 4.2. Stress-strain curves at different applied velocities for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.

Iz rezultatov občutljivostnih analiz torej vidimo, da se napetostno-deformacijske krivulje ter posledično deformacijsko in trdnostno obnašanje modeliranega materiala, v vseh preiskavah ustalijo pri hitrosti obremenjevanja manjši od 0,01 m/s oziroma  $10^{-5}$  mm/korak (Slika 4.3). Hitrosti obremenjevanja manjše od te vrednosti imajo zanemarljiv vpliv na porušno trdnost in obnašanje materiala. Izkaže se, da je optimalna hitrost obremenjevanja dosežena med 0,001 m/s in 0,01 m/s oziroma, ko je deformacijski korak med  $10^{-5}$  in  $10^{-7}$  mm/korak. Deformacijski korak je definiran v poglavju 2.2.3, in sicer z enačbo 2.12.

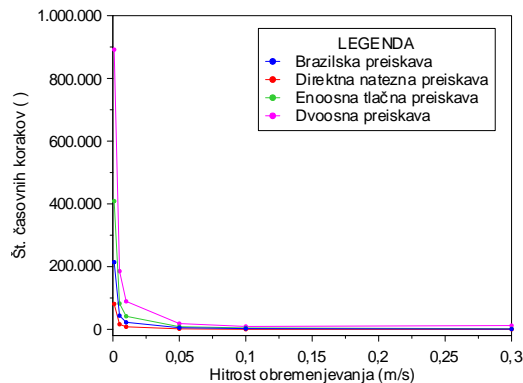
Pomembno je, da ob določanju optimalne hitrosti obremenjevanja numeričnega modela ne opazujemo samo kdaj se porušna trdnost ustali, temveč opazujemo tudi celotno obliko napovedi napetostno-deformacijske krivulje. Dober primer tega je model direktne natezne preiskave. Če pogledamo pri kateri hitrosti obremenjevanja se napoved trdnosti materiala ustali (Slika 4.3a), se nam zdi, da bi lahko bila primerna hitrost obremenjevanja 0,05 m/s. Vendar, če pogledamo še napetostno-deformacijsko krivuljo (Slika 4.2b), vidimo, da ta hitrost obremenjevanja še ni povsem primerna, saj se kažejo večja odstopanja v napetostno-deformacijski krivulji.



Slika 4.3. Vpliv hitrosti obremenjevanja oziroma deformacijskega koraka na normalizirano trdnosti v modelih (a), direktne natezne preiskave, enoosne tlačne preiskave, dvoosne preiskave ter (b) Brazilske preiskave.

Figure 4.3. Effect of applied velocity / strain rate on normalized peak strength for (a) Brazilian test, direct tensile test, uniaxial compressive test and (b) biaxial test models.

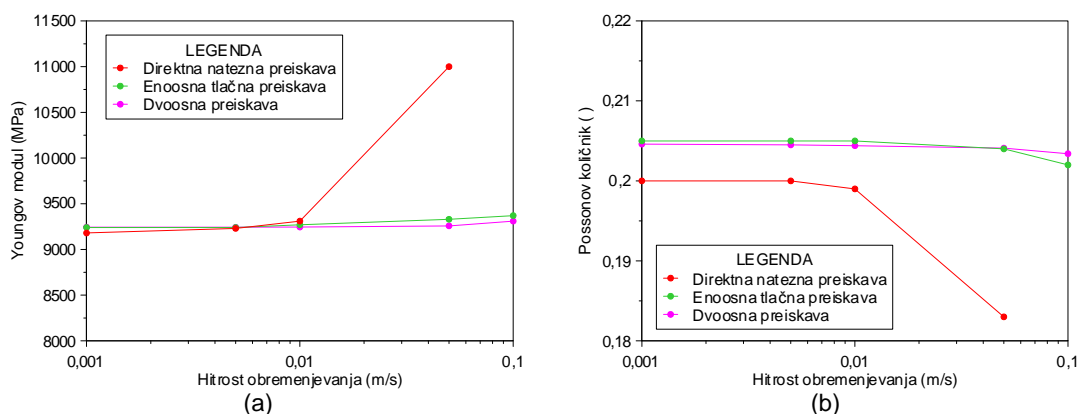
Rezultati analize ne potrjujejo samo tega, da pri hitrejšem obremenjevanju dosežemo višjo napoved trdnosti materiala (Slika 4.3a, b), temveč tudi, da se bo porušitev zgodila v krajšem času (Slika 4.4, Slika 4.3). Čas, potreben za porušitev materiala, se obnaša približno s potenčno funkcijo, zato je pomembno, da je hitrost obremenjevanja smiselno izbrana. V nasprotnem bo sicer rezultat analize zelo natančen, vendar čas izračuna ustrezno daljši.



Slika 4.4. Število časovnih korakov potrebnih za porušitev vzorca ob izbrani hitrosti obremenjevanja.

Figure 4.4. No. of time steps needed for failure at chosen applied velocity.

Hitrost obremenjevanja ima nekolikšen vpliv tudi na napoved Youngovega modula in Poissonovega količnika modela vzorca. S hitrejšim obremenjevanjem povzročimo, da bo izračunani Youngov modul modela vzorca nekoliko višji (Slika 4.5a), Poissonov količnik modela vzorca pa nekoliko nižji (Slika 4.5b) od vhodnega. Tak trend je opazen v vseh modelih preiskav, kjer se je beležil Youngov modul in Poissonov količnik (to so: direktna natezna preiskava, enoosna tlačna preiskava in dvoosna preiskava). Poleg tega je iz diagramov (Slika 4.5a, b) razvidna stabilizacija Youngovega modula in Poissonovega količnika, ko vzorec obremenjujemo z vedno nižjo hitrostjo. Tako obnašanje je pričakovano, saj je pri dovolj počasni oziroma optimalni hitrosti obremenjevanja napaka izračuna vedno manjša.



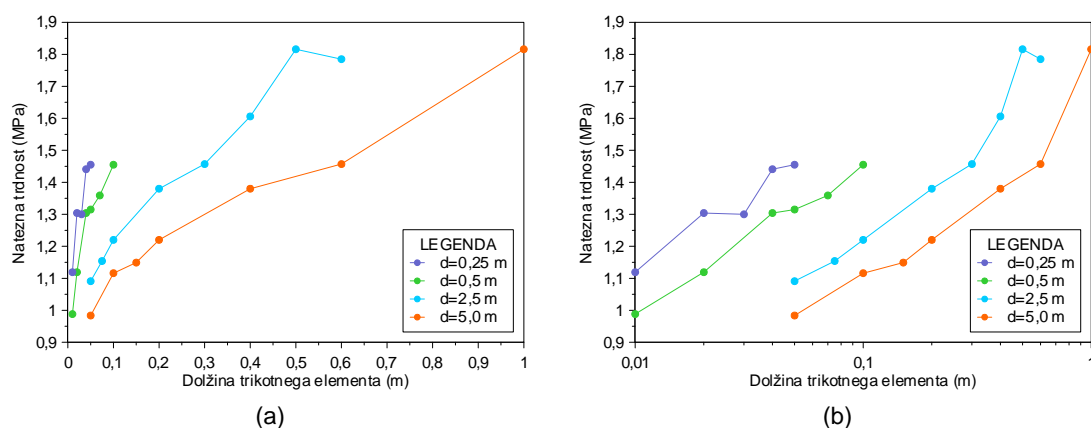
Slika 4.5. Vpliv (a) Youngovega modula ter (b) Poissonovega količnika na hitrosti obremenjevanja.  
Figure 4.5. Effect of applied velocity on (a) Young's modulus and (b) Poisson's ratio.

#### 4.2.4 Gostota diferenčne mreže

V modelih vseh štirih numeričnih preiskav se je opazoval vpliv gostote diferenčne mreže (poglavje 3.2.1) na trdnost materiala. Analiza je podala dva tipa rezultatov, in sicer:

- rezultat modela Brazilske preiskave, ki je zelo odvisen od gostote diferenčne mreže in
- rezultati ostalih preiskav, ki so v manjši stopnji ali zanemarljivo odvisni od gostote diferenčne mreže.

Model Brazilske preiskave je pokazal jasen trend naraščanja natezne trdnosti materiala z manjšanjem gostote diferenčne mreže (redkejša mreža) oziroma z večanjem dolžine stranice (trikotnih) elementov diferenčne mreže (Slika 4.6). Preiskovanje štirih različnih dimenzij vzorcev (premeri: 0,25 m, 0,5 m, 2,5 m in 5,0 m) je ovrgel morebitni vpliv robnih pogojev v primeru testiranja premajhnega vzorca, saj se je pri vseh testiranih dimenzijah, pokazal podoben trend.



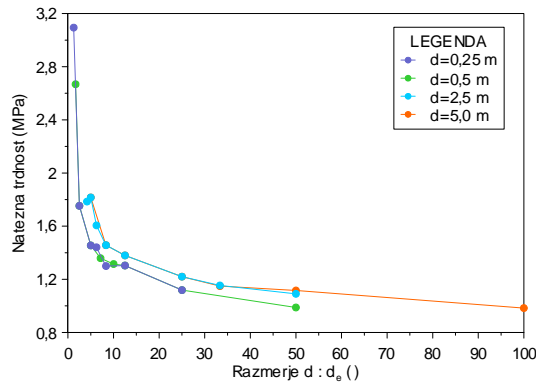
Slika 4.6. Vpliv gostote diferenčne mreže na natezno trdnost materialov v (a) linearnem in (b) logaritemskem merilu za štiri različne dimenzije vzorcev pri modelu Brazilske preiskave.

Figure 4.6. Effect of zone edge length on Brazilian strength for four different model sizes shown at (a) linear and (b) logarithmic scale.

Tovrstni trend nas napeljuje k zaključku, da je potrebno za določene robne pogoje, kot so ti za model Brazilske preiskave, poiskati primerno gostoto diferenčne mreže za izvedbo analiz numeričnih laboratorijskih preiskav. Bolje, kot poiskati ustrezno dolžino stranice trikotnih elementov (absolutno vrednost), je poiskati optimalno razmerje (relativno vrednost) med premerom vzorca v modelu  $d$  in dolžino stranice trikotnih elementov  $d_e$ . Tako bomo v primeru kasnejšega izvajanja podobnih analiz (npr. model Brazilske preiskave z enim

deformabilnim blokom), velikost vzorca le delili z optimalnim razmerjem in nato dobili ustrezno velikost stranice trikotnih elementov diferenčne mreže.

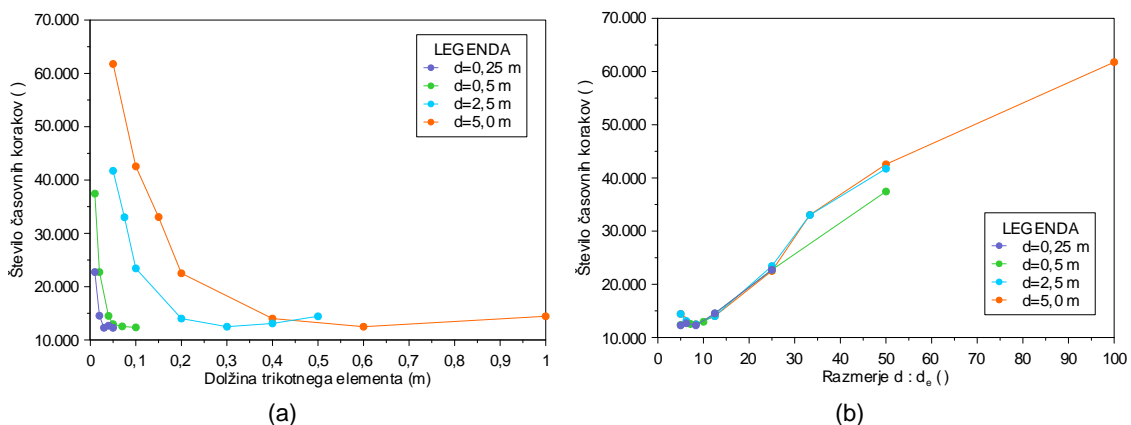
Če zgornji diagram (Slika 4.6) izrišemo v odvisnosti od omenjenega razmerja  $d:d_e$ , vidimo, da z višanjem razmerja, natezna trdnost konvergira k neki vrednosti - natezni trdnosti modeliranega materiala (Slika 4.7). To pomeni, da je nad določeno vrednostjo tega razmerja, sprememba v natezni trdnosti, zaradi gostote diferenčne mreže, zanemarljivo majhna.



Slika 4.7. Vpliv razmerja  $d:d_e$  na Brazilsko trdnost modeliranega materiala za štiri različne dimenzije vzorcev.

Figure 4.7. Effect of  $d:d_e$  ratio on Brazilian strength for four different model sizes.

Višje razmerje  $d:d_e$  generira gostejšo diferenčno mrežo (dolžina stranice trikotnih elementov je majhna), nizko razmerje  $d:d_e$  pa redkejšo diferenčno mrežo (dolžina stranice trikotnih elementov je velika). Torej z višanjem razmerja  $d:d_e$  postaja rezultat natezne trdnosti vedno bolj natančen, saj je diskretizacija modela s trikotnimi elementi vedno bolj natančna. Vendar bo z gostejšo diferenčno mrežo tudi čas opravljene analize vedno daljši (Slika 4.8). Saj velja, več kot je potrebnih časovnih korakov za porušitev modeliranega materiala, več časa bo analiza trajala. Zato moramo pri določanju optimalnega razmerja  $d:d_e$  vedeti, kakšen je za nas še sprejemljiv čas trajanja opravljene analize, da dobimo ustrezen rezultat.

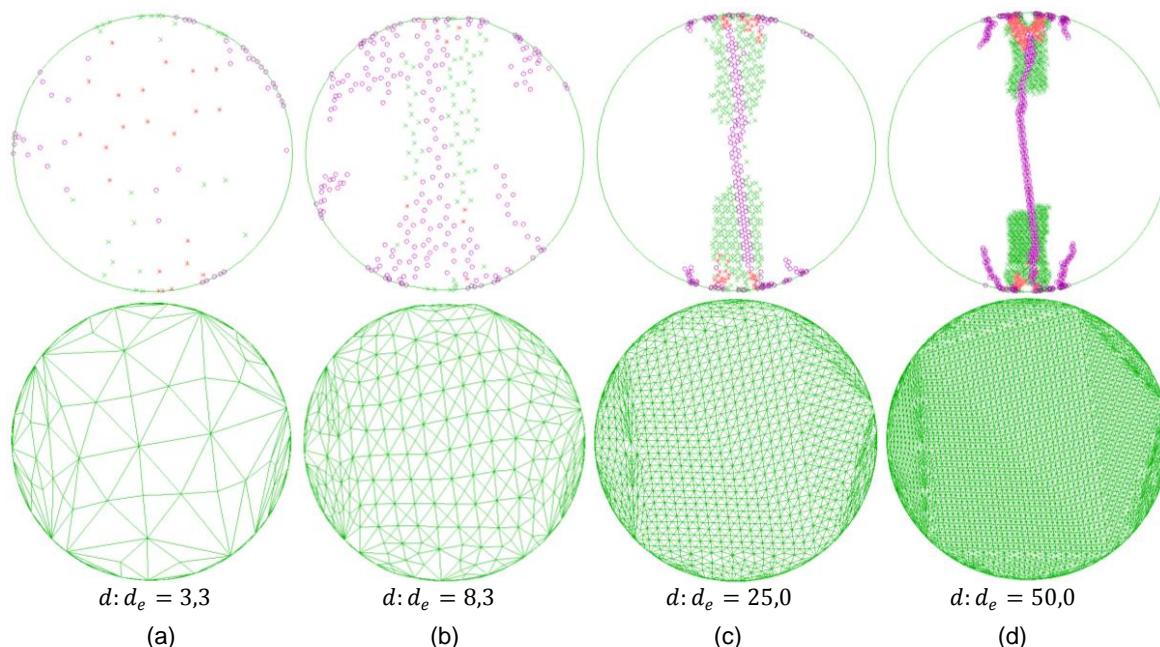


Slika 4.8. Vpliv (a) velikosti trikotnih elementov diferenčne mreže oziroma (b) razmerja  $d:d_e$  na število časovnih korakov, potrebnih za porušitev modela vzorca za štiri različne dimenzije vzorcev pri modelu Brazilske preiskave.

Figure 4.8. No. of time steps needed for failure at (a) chosen zone edge length and (b)  $d:d_e$  ratio for four different model sizes in Brazilian test model.

Pri določanju optimalnega razmerja  $d:d_e$  si lahko pomagamo tudi z opazovanjem formiranja napovedi plastičnih točk in njihov razvoj v glavno razpoko (Slika 4.9). Jasna formacija razpoke, potrди, da je gostota diferenčne mreže dovolj dobro izbrana (Slika 4.9c). Redkejša diferenčna mreža (nizko razmerje  $d:d_e$ ) ni ustrezna, saj povzroči razpršeno pojavljanje plastičnih točk (Slika 4.9a in Slika 4.9b), gostejša diferenčna mreža (visoko razmerje  $d:d_e$ ),

pa daljši čas izračuna analize (Slika 4.9d). Iz tega je razvidno, da gostejša diferenčna mreža razkrije več detajlov ob porušitvi materiala, kot redkejša diferenčna mreža. Numerični model je z gostejšo diferenčno mrežo natančneje diskretiziran in tako neposredno omogoča prikaz večjega števila plastičnih točk ter boljšo napoved porušitve materiala.

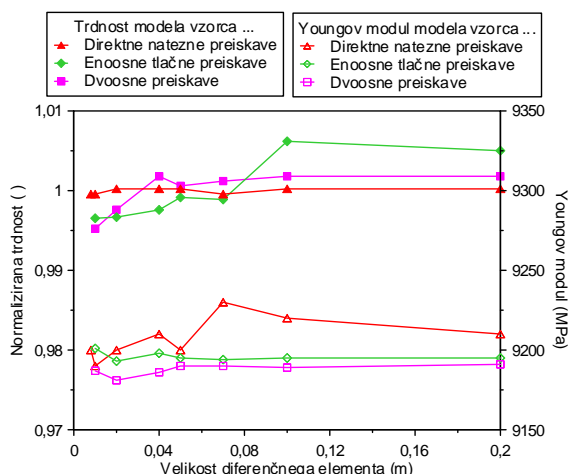


Slika 4.9. Vpliv gostote diferenčne mreže (spodaj) na formiranje glavne porušne razpoke (plastične točke, zgoraj). Velikost trikotnih elementov za premer vzorca 2,5 m je (a) 0,75 m, (b) 0,3 m, (c) 0,1 m in (d) 0,05 m. Vijolični znaki označujejo plastične točke natezne porušitve. Rdeči oziroma zeleni znaki pa označujejo plastične točke strižne porušitve v tem trenutku oziroma v predhodnih časovnih korakih.

Figure 4.9. Effect of zone edge length (below) on formation of plastic points (above) in Brazilian model plots of diameter 2.5 m and zone edge length (a) 0.75 m, (b) 0.3 m, (c) 0.1 m and (d) 0.05 m. Purple marks denote tensile plastic points. Red marks and green marks denote shear plastic points at failure and used to be at failure, respectively.

Kot že rečeno, gostota diferenčne mreže kaže zanemarljiv vpliv na trdnost in deformacijske lastnosti materiala pri ostalih modelih preiskav (Slika 4.10). Robni pogoji so pri teh modelih enakomerno razporejeni vzdolž obremenjenih stranic, zato gostota diferenčne mreže nima bistvenega vpliva na rezultat. Kljub temu je priporočljivo izbrati enako gostoto diferenčne mreže pri vseh preiskavah, saj le bodo tako rezultati med seboj primerljivi in konsistentni. Postopek za izračun Youngovega modula modela vzorca je predstavljen v poglavju 3.8.3, normalizira trdnost pa v poglavju 4.1.





Slika 4.10. Vpliv velikosti stranice trikotnega elementa na normalizirano trdnost (levo) oziroma Youngov modul (desno) pri modelih direktne natezne preiskave, enoosne tlačne preiskave in dvoosne preiskave.

Figure 4.10. Effect of zone edge length on normalized peak strength (left) and Young's modulus (right) for models direct tensile test, uniaxial compressive test and biaxial test.

#### 4.2.5 Velikost modela vzorca

Opazoval se je vpliv velikosti vzorca (premer) na odziv simuliranih modelov v numeričnem laboratoriju. V skladu s pričakovanji se je izkazalo, da velikost modela vpliva na trdnost materiala le v modelu Brazilske preiskave, medtem ko ima na ostale preiskave zanemarljiv vpliv.

Občutljivostno analizo v modelu Brazilske preiskave se je izvedlo na dva načina:

- spreminjanje velikosti vzorca ob konstantnem razmerju  $d:d_e$  in
- spreminjanje velikosti vzorca ob konstantni dolžini stranice trikotnih elementov (torej spremenljivo razmerje  $d:d_e$ ).

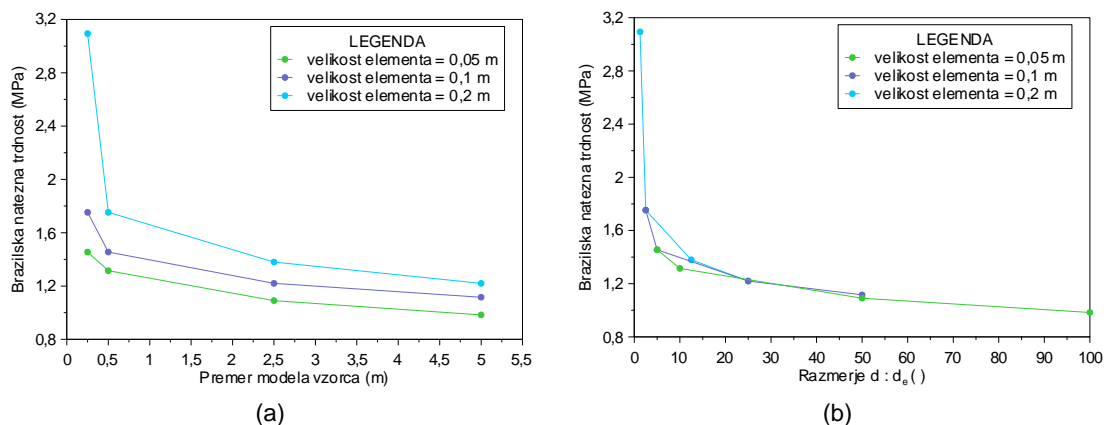
Najprej se je testiralo 10 vzorcev s premeri v razponu od 5,0 cm do 1,50 m. Narejenih je bilo več sekvenc, kjer je imela vsaka sekvenca izbrano konstantno razmerje  $d:d_e$ , in sicer v razponu med 5 in 50.

V primeru posamezne sekvence, ko je razmerje  $d:d_e$  konstantno, je vrednost natezne trdnosti bolj ali manj porazdeljena okrog neke vrednosti in ne kaže nobenega trenda. Izkazalo se je le, da za razmerja  $d:d_e > 20$ , dobimo relativno standardno deviacijo (RSD) manjšo od 5 %, sicer pa je RSD bolj spremenljiva in višja. Torej, v našem primeru, ko smo določili optimalno razmerje med 25 in 35 za generiranje diferenčne mreže (poglavje 4.2.4), v modelu Brazilske preiskave lahko pričakujemo do 5 % RSD.

Sklepamo lahko, da v primeru konstantnega razmerja  $d:d_e$  velikost vzorca vpliva izključno na raztosenost rezultatov. Takšno obnašanje lahko pripišemo spremenljivemu načinu generiranja diferenčne mreže pri različnih dimenzijah vzorcev.

Nato se je testiralo vpliv premera vzorca  $d$  na Brazilsko natezno trdnost ob konstantni dolžini stranici trikotnih elementov diferenčne mreže  $d_e$ , s čimer povzročimo, da je razmerje  $d:d_e$  spremenljivo. Opazimo, da z večanjem vzorca Brazilska natezna trdnost konvergira k določeni vrednosti (Slika 4.11a). Vzrok takega obnašanja je v tem, ker je  $d_e$  konstanten preko celotnega testiranega intervala velikosti modela in tako je pri večjih modelih mogoča natančnejša diskretizacija bloka, kot pa pri manjših modelih. Zato lahko pričakujemo stabilizacijo trdnosti in natančnejši rezultat analize z večanjem velikosti modela.

Sosednji diagram (Slika 4.11b), ki prikazuje odvisnost Brazilske natezne trdnosti od razmerja  $d:d_e$ , kaže podoben rezultat. Pri višjem razmerju  $d:d_e$  lahko pričakujemo natančnejši rezultat analize, ker je model diskretiziran z večjim številom trikotnih elementov, kot pa pri nižjem razmerju  $d:d_e$ . Tak rezultat je v skladu tudi z rezultati, ki so bili predstavljeni v prejšnjem poglavju (4.2.4).



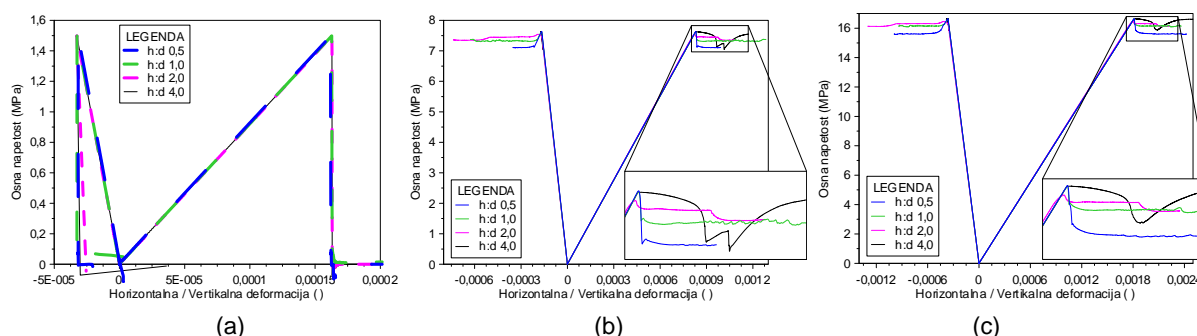
Slika 4.11. Vpliv (a) velikosti vzorca ter (b) razmerja  $d:d_e$  na Brazilsko trdnost materiala.

Figure 4.11. Effect of (a) model size and (b)  $d:d_e$  ratio on Brazilian tensile strength.

Iz rezultatov lahko zaključimo, da je dimenzija homogenega in izotropnega vzorca v modelu lahko poljubno izbrana in ni nujno potrebno, da je enaka dimenziji vzorca preiskovanega v laboratoriju. Pomembno je le, da je izbrano razmerje  $d:d_e$  med premerom vzorca in velikostjo trikotnih elementov diferenčne mreže, optimalno.

#### 4.2.6 Oblika in razmerje med dimenzijami modela vzorca

Opazoval se je vpliv oblike virtualnega vzorca, v smislu razmerja stranic  $h:d$ , na obnašanje numeričnih modelov direktne natezne preiskave, enoosne tlačne preiskave in dvoosne preiskave. Izkazalo se je, da ima oblika vzorca zanemarljiv vpliv na porušno trdnost in deformacijske lastnosti modeliranega materiala. Minimalne razlike med napovedmi napetostno-deformacijskih krivulj pa je opaziti le v rezidualnem delu krivulje (Slika 4.12). Višje razmerje stranic  $h:d$  (bolj paličasti vzorci) podajo nekoliko višjo rezidualno trdnost kot pa vzorci, ki imajo nižje razmerje stranic  $h:d$  (bolj ploščati vzorci).

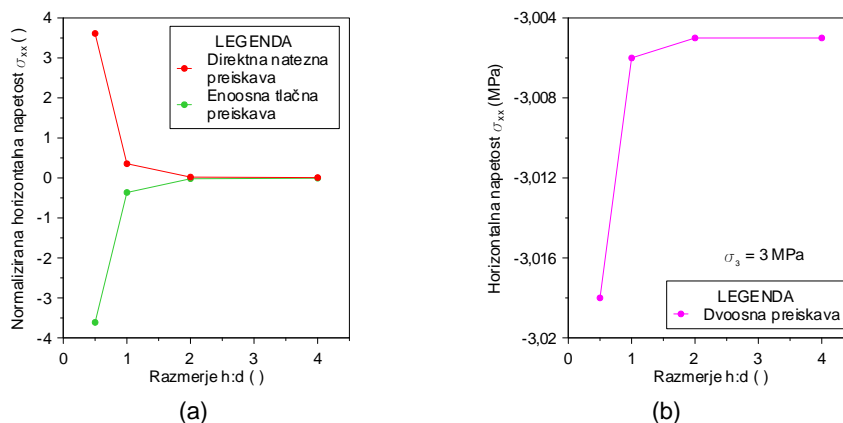


Slika 4.12. Vpliv razmerja stranic  $h:d$  na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) direktne natezne preiskave, (b) enoosne tlačne preiskave in (c) dvoosne preiskave.

Figure 4.12. Effect of model shape on stress-strain curve for (a) direct tensile test, (b) uniaxial compressive test and (c) biaxial test models.

Kot je bilo pričakovano, izračunane horizontalne napetosti  $\sigma_{xx}$  v sredini vzorca pokažejo, da ima oblika vzorca vpliv na njeno vrednost (Slika 4.13). Pri daljših (paličastih) vzorcih je vpliv robnih pogojev manjši kot pri ploščatih vzorcih. Nižje razmerje stranic  $h:d$  (ploščati vzorci)

ustvarijo višjo horizontalno napetost v sredini vzorca kot pa vzorci z visokim razmerjem stranic  $h:d$  (paličasti vzorci), kjer je horizontalna napetost v sredini vzorca blizu nič. V modelu dvoosne tlačne preiskave je horizontalna napetost tlačna, vendar se njena vrednost z višanjem razmerja  $h:d$  približuje bočnemu tlaku, kot je pričakovano.



Slika 4.13. Vpliv razmerja stranic  $h:d$  na horizontalno napetost  $\sigma_{xx}$ , merjeno v sredini vzorca.

Figure 4.13. Effect of model shape on horizontal stress  $\sigma_{xx}$  measured at middle of the sample.

#### 4.2.7 Formiranje razpok ob poružitvi

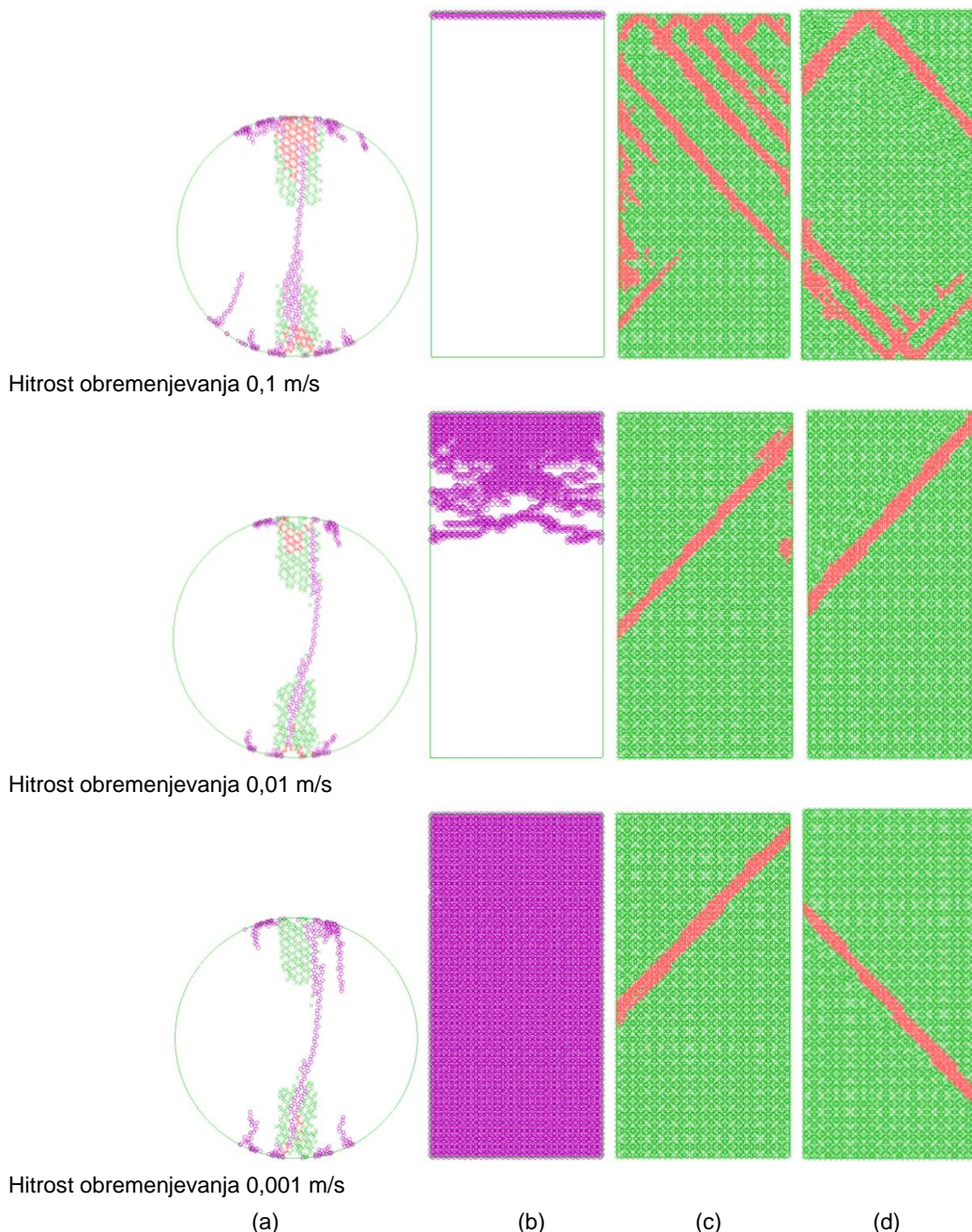
V vseh štirih numeričnih preiskavah se je opazovalo formiranje plastičnih točk v glavno porušno razpoko. Kot je bilo že zgoraj rečeno (poglavje 4.2.4), je formacija razpoke v večji meri odvisna od števila vozlišč v modelu, kar je neposredno povezano z gostoto diferenčne mreže. Model z dovolj gosto diferenčno mrežo, formira jasno porazdelitev plastičnih točk v glavno razpoko (Slika 4.9c). Torej tudi iz vidika opazovanja plastičnih točk je priporočljivo problem modelirati z dovolj gosto diferenčno mrežo.

Predvideval se je vpliv hitrosti obremenjevanja na način formiranja porušne(ih) razpok(e). Pokazalo se je, da na testiranem intervalu hitrost obremenjevanja v modelu Brazilske preiskave nima bistvenega vpliva na način porušitve (Slika 4.14a). Kot je pričakovano, je glavna porušna razpoka, nateznega nastanka, v vseh primerih vertikalna in rahlo povita, ker se pravokotno nanjo razvijejo maksimalne natezne napetosti (poglavje 2.2.4). Natezno stanje se pojavlja tudi na zgornjem in spodnjem obodu vzorca, kar je rezultat robnih pogojev. Blizu točk obremenjevanja oziroma pritrjenih točk se v spodnjem in zgornjem delu vzorca formirata dve strižni coni, kjer se tudi začne formacija razpoke. Primerljive rezultate so dobili z numeričnimi analizami s končnimi elementi različni avtorji, med drugimi tudi Yu (2005).

Nastanek plastičnih točk v modelu direktne natezne preiskave je zelo odvisen od hitrosti obremenjevanja, ker prehitro obremenjevanje glede na podani časovni korak ne omogoča natančnega rezultata. Hitrost nanašanja obremenitve mora biti dovolj počasna, da se napetost in posledično natezna porušitev, porazdeli po celotnem vzorcu. V primerih, ko je hitrost prevelika, se natezna porušitev koncentrira na zgornji polovici vzorca, torej blizu vozliščnih točk, kjer definiramo hitrost obremenjevanja (Slika 4.14b).

Visoka hitrost obremenjevanja v modelu enoosne tlačne preiskave povzroči nekoliko nenatančno rešitev, pri čemer je značilen nastanek večjega števila strižnih razpok, v pretežni meri na zgornjem delu vzorca (Slika 4.14c). Te razpoke so vzporedne in nagnjene pod podobnim kotom, ki odgovarja teoretični rešitvi. Dovolj počasno obremenjevanje generira samo eno glavno porušno razpoko. Pojav razpršenega pojavljanja razpok pri prehitrem obremenjevanju ter v drugem primeru formiranje glavne razpoke pri počasnem obremenjevanju, je znano tudi pri standardnih laboratorijskih preiskavah (Zang in

Stephansson, 2010), čeprav so vzroki med realnim obnašanjem in numerično simulacijo lahko različni. Podoben način porušitve je opaziti tudi v dvoosni tlačni preiskavi (Slika 4.14d).

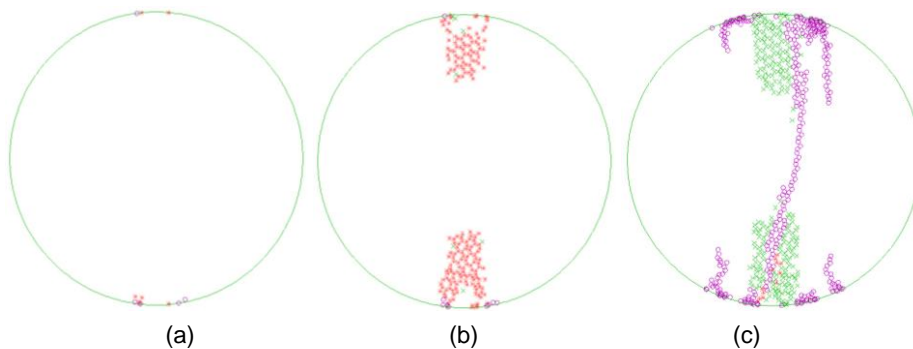


Slika 4.14. Formiranje plastičnih točk ob izbrani hitrosti obremenjevanja v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. Modeli v zgornji vrsti so bili obremenjeni s hitrostjo 0,1 m/s, na sredini s hitrostjo 0,01 m/s, v spodnji vrsti pa s hitrostjo 0,001 m/s. Vijolični znaki označujejo plastične točke natezne porušitve. Rdeči oziroma zeleni znaki pa označujejo plastične točke strižne porušitve v tem trenutku oziroma v predhodnih časovnih korakih.

Figure 4.14. Formation of plastic points at different applied velocities, 0.1 m/s (top), 0.01 m/s (middle) and 0.001 m/s (bottom) for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models. Purple marks denote tensile plastic points. Red marks and green marks denote shear plastic points at failure and used to be at failure, respectively.

Opazovanje formiranja plastičnih točk v modelu Brazilske preiskave kaže, da se le-te začnejo razvijati na robovih vzorca, kjer definiramo hitrost obremenjevanja oziroma, kjer je vertikalna hitrost konstantna (Slika 4.15a) in prihaja do koncentracije napetosti. Nadalje se plastične

točke razširijo v dve strižni coni (Slika 4.15b), ki se z napredovanjem deformacije povežejo v natezno razpoko (Slika 4.15c).



Slika 4.15. Formiranje plastičnih točk v različnih fazah modela Brazilske preiskave. (a) Prva faza predstavlja razvoj plastičnih točk ob 50 % deležu porušne trdnosti, (b) druga faza ob 90 % deležu porušne trdnosti, (c) tretja faza pa po poružitvi materiala. Vijolični znaki označujejo plastične točke natezne porušitve. Rdeči oziroma zeleni znaki označujejo plastične točke strižne porušitve v tem trenutku oziroma v predhodnih časovnih korakih

Figure 4.15. Formation of plastic points in Brazilian test model. Its (a) formation of plastic point at 50 % of peak strength, (b) formation of plastic point at 90 % of peak strength, and (c) model after failure. Purple marks denote tensile plastic points. Red marks and green marks denote shear plastic points at failure and used to be at failure, respectively.

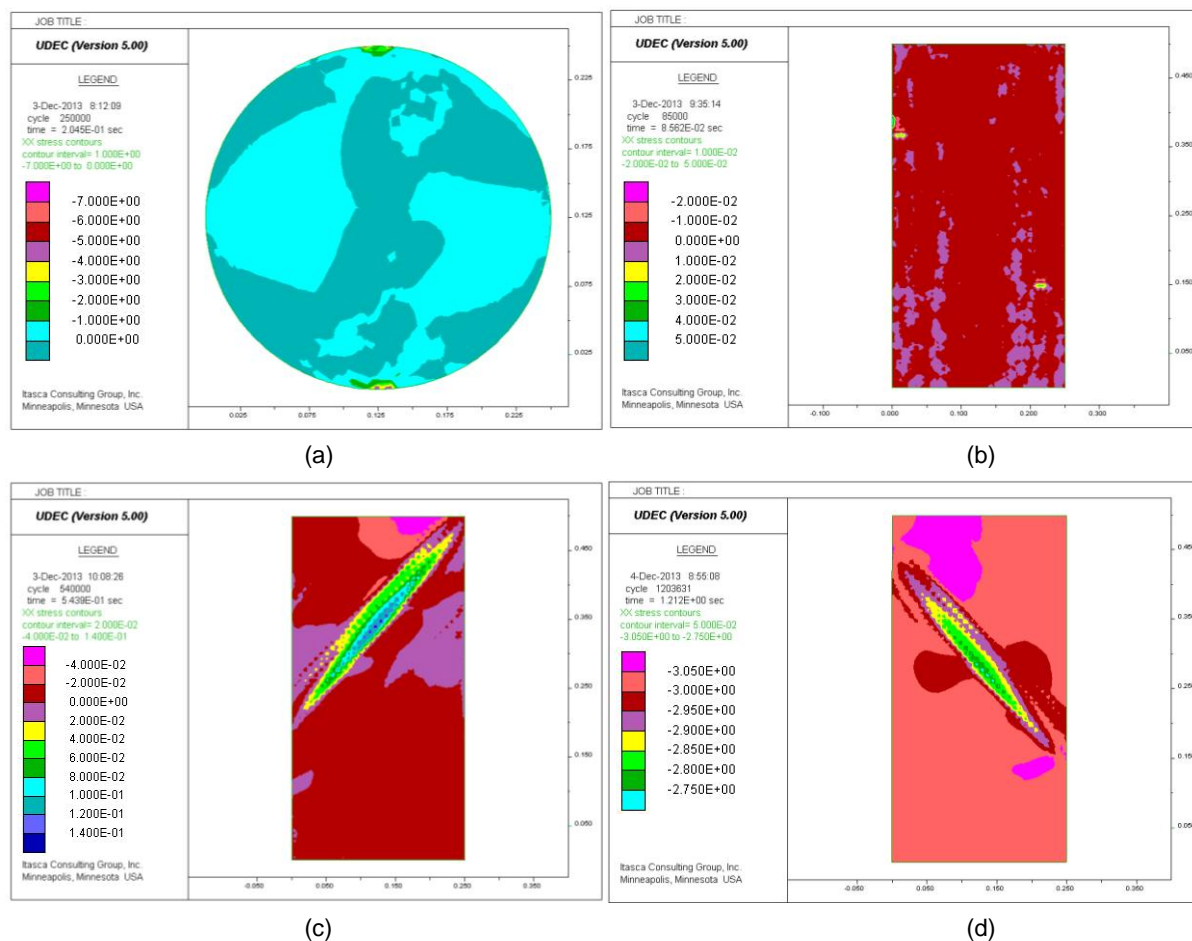
Zaradi bistveno različnih robnih pogojev je razvoj napovedi plastičnih točk mogoče opazovati le v modelu Brazilske preiskave. V ostalih modelih direktne natezne, enoosne tlačne in dvoosne preiskave, razvoj plastičnih točk pred dosegom maksimalne napetosti ni viden. Plastifikacija v teh modelih se zgodi po maksimalni napetosti (t.j. trdnosti modela vzorca).

V nadaljevanju se je opazovalo porazdelitev napetostnega in deformacijskega tenzorja po poružitvi materiala znotraj virtualnega vzorca. V modelu Brazilske preiskave je horizontalna napetost  $\sigma_{xx}$  približno enakomerno porazdeljena preko celotnega modela vzorca ter prehaja iz rahlo natezne v rahlo tlačno napetostno stanje. Maksimalna tlačna horizontalna napetost je prisotna ob točkah obremenjevanja oziroma pritrjenih točkah, torej na mestih, kjer model vzorca pritiskamo (Slika 4.16a).

V modelu direktne natezne preiskave je razporeditev horizontalne napetosti v večji meri rahlo tlačna, v manjši meri pa tudi rahlo natezna, vendar v obeh primerih zelo blizu nič. Mestoma so preko vzorca prisotna lokalna koncentrirana območja povečane natezne horizontalne napetosti (Slika 4.16b), kar je rezultat napake pri diskretizaciji.

V modelu enoosne tlačne preiskave, je na območju formirane razpoke prevladujoča maksimalna natezna horizontalna napetost. Drugod preko vzorca je prisotna rahlo tlačna horizontalna napetost (Slika 4.16c), kar je v skladu s teoretično rešitvijo.

Kot je pričakovano, je v modelu dvoosne tlačne preiskave tlačna horizontalna napetost porazdeljena preko celotnega vzorca. Na območju razpoke je le-ta minimalna (Slika 4.16d).



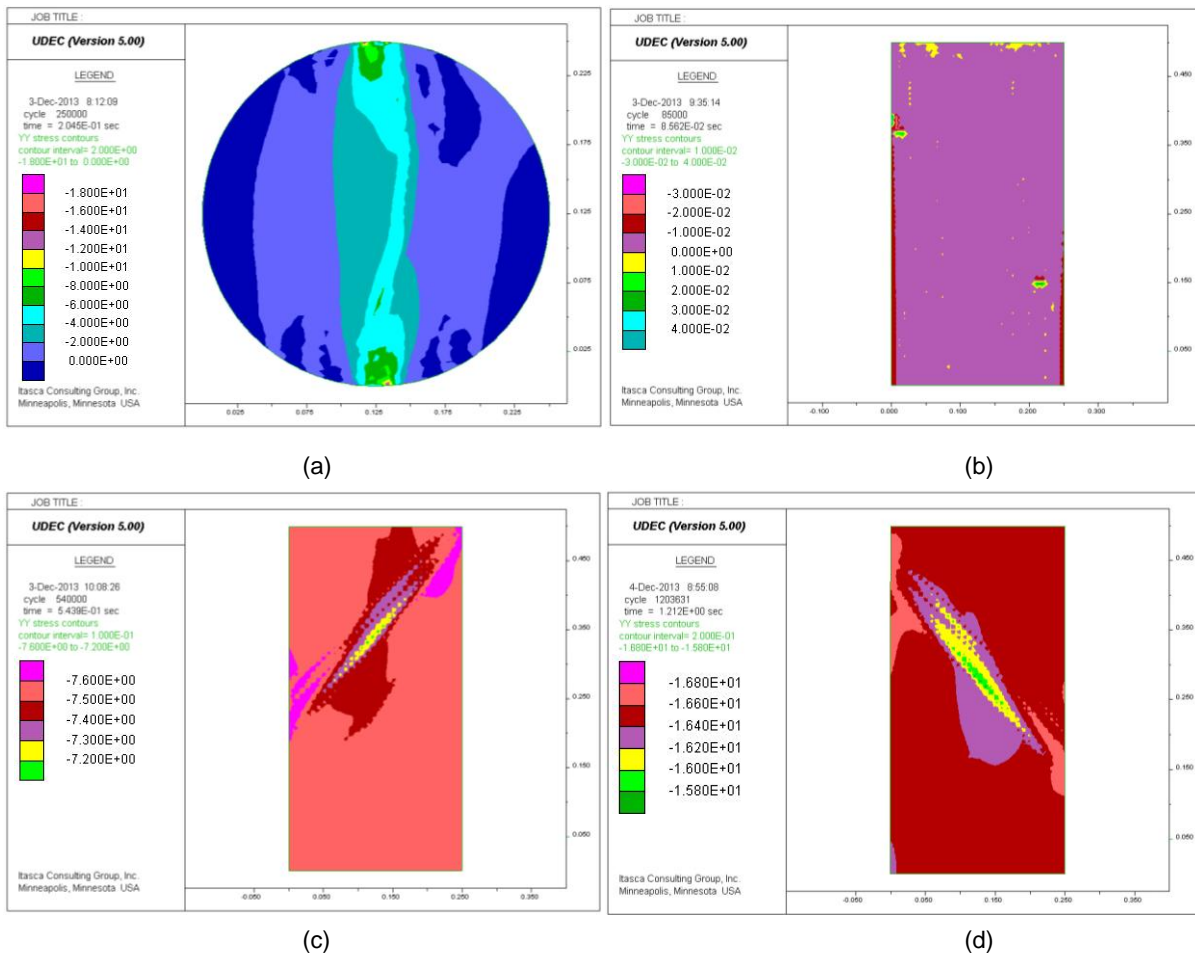
Slika 4.16. Horizontalna napetost  $\sigma_{xx}$  (MPa) v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

Figure 4.16. Horizontal stress  $\sigma_{xx}$  (MPa) for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.

Maksimalna vertikalna napetost  $\sigma_{yy}$  je v modelu Brazilske preiskave prisotna na mestih koncentracije napetosti, in sicer tik pod mestom, kjer nanašamo obtežbo oziroma definiramo vertikalno hitrost obremenjevanja ter tik nad mestom, kjer je pritrjena točka oziroma je vertikalna hitrost enaka nič. Obe mesti povezuje pas, kjer se je formirala glavna razpoka, ki ima podobno tlačno vertikalno napetost. Prečno proti obodu vzorca velikost tlačne vertikalne napetosti upada in prehaja v natezno vertikalno napetost na robovih (Slika 4.17a).

Vertikalna napetost v modelu direktne natezne preiskave je natezna, mestoma pa tudi tlačna, kar je najverjetneje rezultat napake pri diskretizaciji modela. Maksimalna natezna vertikalna napetosti je lokalno prisotna na koncentriranih mestih ter ob zgornjem robu vzorca, kjer deluje na vzorec predpisana obremenitev (Slika 4.17b).

Kot je pričakovano, model enoosne in dvoosne tlačne preiskave kažeta podobno napetostno stanje, saj je preko vzorca porazdeljena tlačna vertikalna napetost. Njena minimalna vrednost je prisotna na območju formirane razpoke (Slika 4.17c in Slika 4.17d).



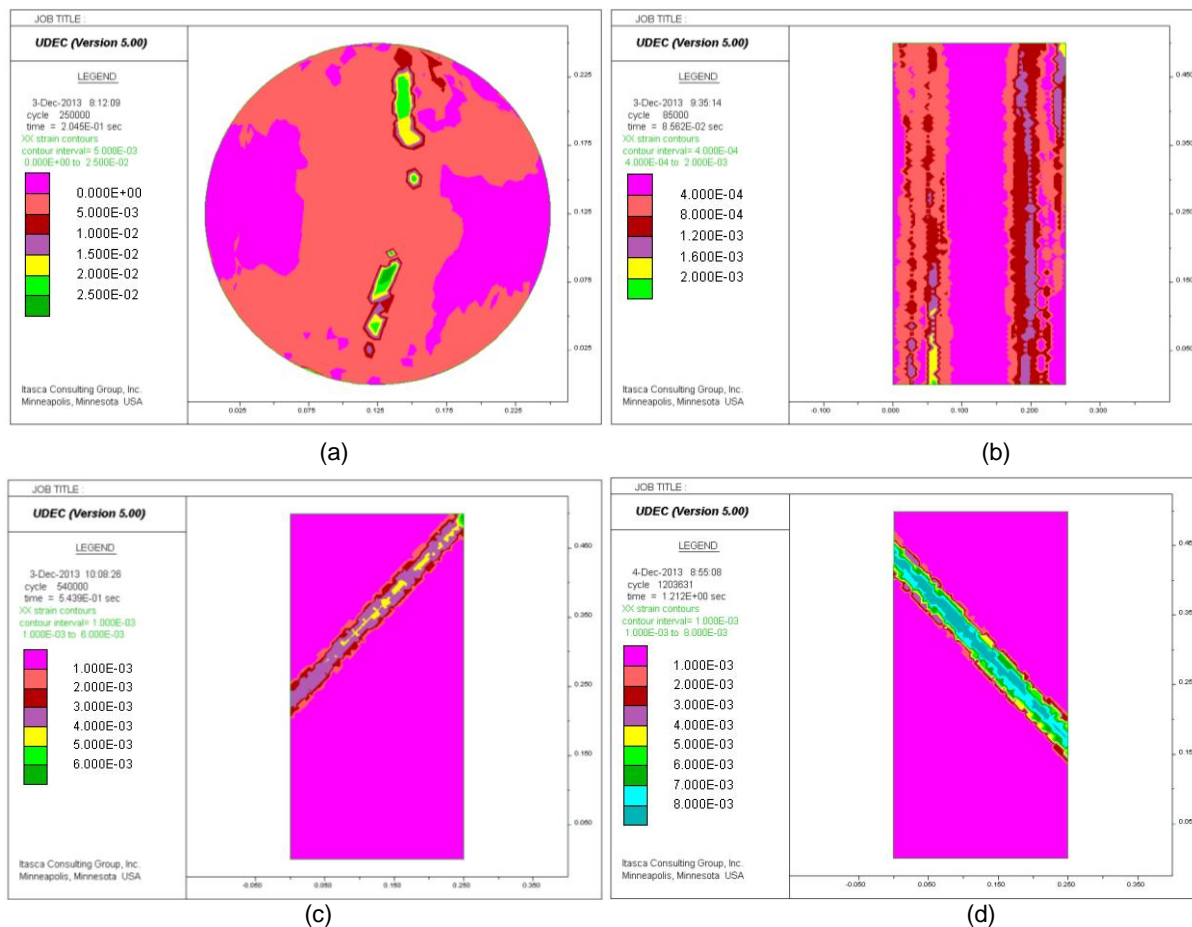
Slika 4.17. Vertikalna napetost  $\sigma_{yy}$  (MPa) v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

Figure 4.17. Vertical stress  $\sigma_{yy}$  (MPa) for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.

Maksimalna horizontalna deformacija  $\varepsilon_{xx}$  je v modelu Brazilske preiskave prisotna na dveh mestih, in sicer na točkah koncentracije napetosti in na mestu nastanka glavne razpoke (Slika 4.18a). Kot je pričakovano (Li in Wong, 2012), porušna razpoka ne nastane samo zaradi ustreznega napetostnega stanja, ampak tudi zaradi prisotnosti maksimalne horizontalne (natezne) deformacije na ustreznem mestu.

V modelu direktne natezne preiskave je porazdelitev horizontalne deformacije paralelna s smerjo obremenitve in narašča prečno proti stranicam vzorca, zaradi robnih pogojev proste konture (Slika 4.18b).

V modelu enoosne tlačne in dvoosne preiskave je podobno deformacijsko stanje. Na območju formirane razpoke je porazdeljena maksimalna natezna horizontalna deformacija. Drugod po vzorcu pa je porazdeljena minimalna natezna horizontalna deformacija (Slika 4.18c in Slika 4.18d).



Slika 4.18. Horizontalna deformacija  $\epsilon_{xx}$  ( ) v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

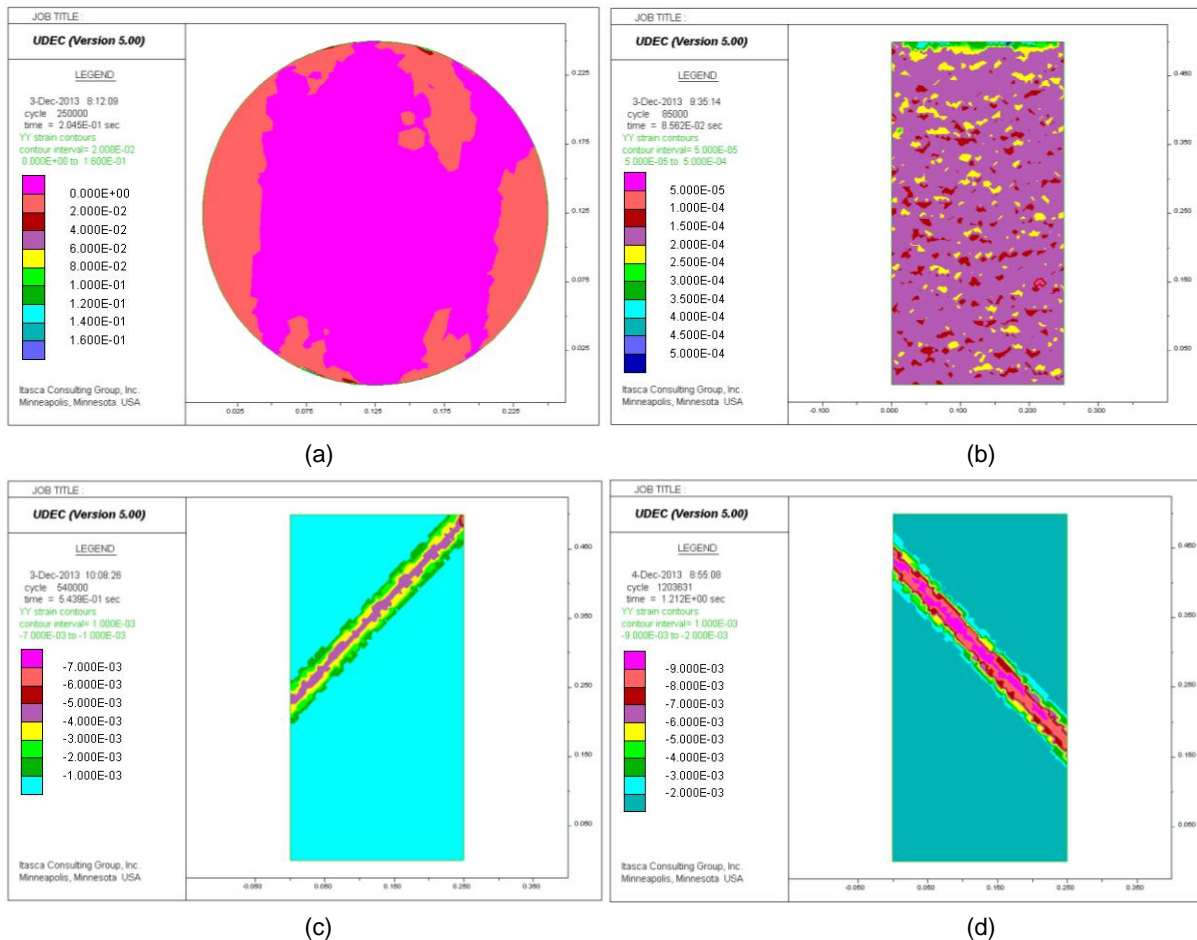
Figure 4.18. Horizontal strain  $\epsilon_{xx}$  ( ) for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.

Vertikalna deformacija  $\epsilon_{yy}$  v modelu Brazilske preiskave ne kaže nobene koncentrirane povečane deformacije. Približno enakomerno je razporejena preko celotnega vzorca (Slika 4.19a).

V modelu direktne natezne preiskave se maksimalna vertikalna deformacija pojavlja ob zgornji stranici vzorca. Vzrok temu je smer in rob obremenjevanja, ki deluje na vozliščih zgornje stranice modela in je na omenjenem mestu ta vpliv največji. Nadalje se preko vzorca vertikalna deformacije približno enakomerno porazdeli, vendar nekoliko nehomogeno, zaradi diskretizacije modela, predvsem pa zaradi izbranih ozkih intervalov predstavljenih razredov v legendi (Slika 4.19b).

V modelu enoosne tlačne in dvoosne preiskave je zelo podobna porazdelitev vertikalne deformacije kot pri horizontalni deformaciji. Razlika je le v tem, da je vertikalna deformacija tlačna. Na območju formirane razpoke je porazdeljena maksimalna tlačna vertikalna deformacija. Drugod po vzorcu pa je enakomerno porazdeljena minimalna tlačna vertikalna deformacija (Slika 4.18c in Slika 4.18d).





Slika 4.19. Vertikalna deformacija  $\varepsilon_{yy}$  ( ) v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

Figure 4.19. Vertical strain  $\varepsilon_{yy}$  ( ) for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.

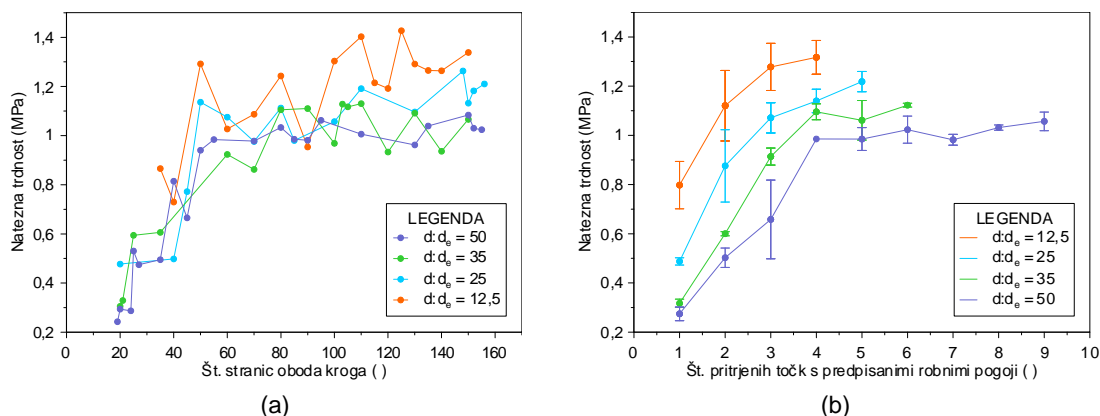
#### 4.2.8 Število pritrjenih točk s predpisanimi robnimi pogoji

Kot je bilo predstavljeno že v poglavju 3.8, pritrjene točke ponazarjajo lokacije, kjer definiramo robne pogoje modela vzorca (v tem primeru hitrost obremenjevanja modela vzorca). V preiskavah, ki so pravokotnih oblik (to so: direktna natezna preiskava, enoosna tlačna preiskava in dvoosna preiskava) je število pritrjenih točk odvisno od gostote diferencialne mreže, zato je njihovo število točk posledica gostote diferencialne mreže (poglavje 4.2.4) ter tako nimajo neposrednega vpliva na obnašanje modeliranega materiala.

Kot je pričakovano, so bile drugačne ugotovitve opažene v modelu Brazilske preiskave. Geometrija modela Brazilske preiskave sestoji iz kroga, ki je aproksimiran iz poljubnega števila stranic (segmentov). Število stranic ne vpliva samo na izgled kroga (zaobljenost oziroma gladkost kroga), ampak poleg gostote diferencialne mreže, vpliva tudi na število pritrjenih točk oziroma na robne pogoje modela. Iz več stranic kot je okrogel model zgrajen, več pritrjenih točk bo model imel. Zato se je preveril morebitni vpliv števila stranic in posledično števila pritrjenih točk na Brazilsko natezno trdnost vzorca v modelu Brazilske preiskave.

Vpliv števila stranic in pritrjenih točk na Brazilsko natezno trdnost se je opazoval pri štirih različnih gostotah diferencialne mreže. Ugotovljeno je bilo, da število stranic/pritrjenih točk vpliva na natezno trdnost materiala (Slika 4.20). Manj kot je stranic/pritrjenih točk, nižja natezna trdnost bo zabeležena. Natezna trdnost se ustali, neglede na gostoto diferencialne

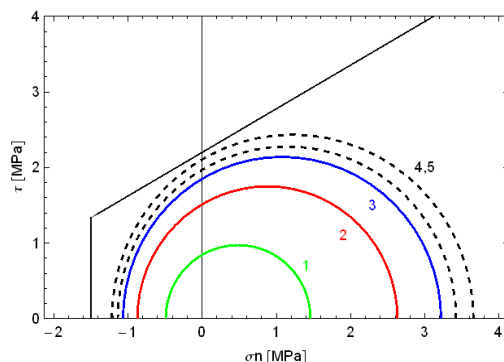
mreže, če geometrijo modela kroga gradi vsaj 80 stranic (Slika 4.20a) oziroma vsaj 4 pritrjene točke (Slika 4.20b). Rezultati z gostejšo diferenčno mrežo (višjem razmerju  $d:d_e$ ), podajo le natančnejši rezultat oziroma manjši raztros rezultatov, saj je območje modela natančneje diskretizirano, kar je v skladu z ugotovitvami iz poglavja 4.2.4.



Slika 4.20. Vpliv (a) števila stranic oziroma (b) števila pritrjenih točk na Brazilsko natezno trdnost.

Figure 4.20. Effect of (a) number of segment and (b) number of fixed gridpoints on Brazilian strength.

V primeru modela Brazilske preiskave stabilizacija natezne trdnosti materiala ni odvisna le od gostote diferenčne mreže, ampak tudi od števila stranic/pritrjenih točk, ki gradijo geometrijo modela. Gostota diferenčne mreže vpliva na vrednost natezne trdnosti, v skladu z ugotovitvami zapisanimi v poglavju 4.2.4. Če želimo interpretirati rezultate v skladu s teoretičnimi izpeljavami (enačba 2.18), moramo v modelu uporabiti zadostno število stranic/pritrjenih točk. Na podlagi analiz je bilo ugotovljeno, da je primerno število stranic/pritrjenih točk nad 80 oziroma 4. To potrjuje tudi izris napetostnega stanja z Mohrovi krogi ob porušitvi modela vzorca (Slika 4.21).



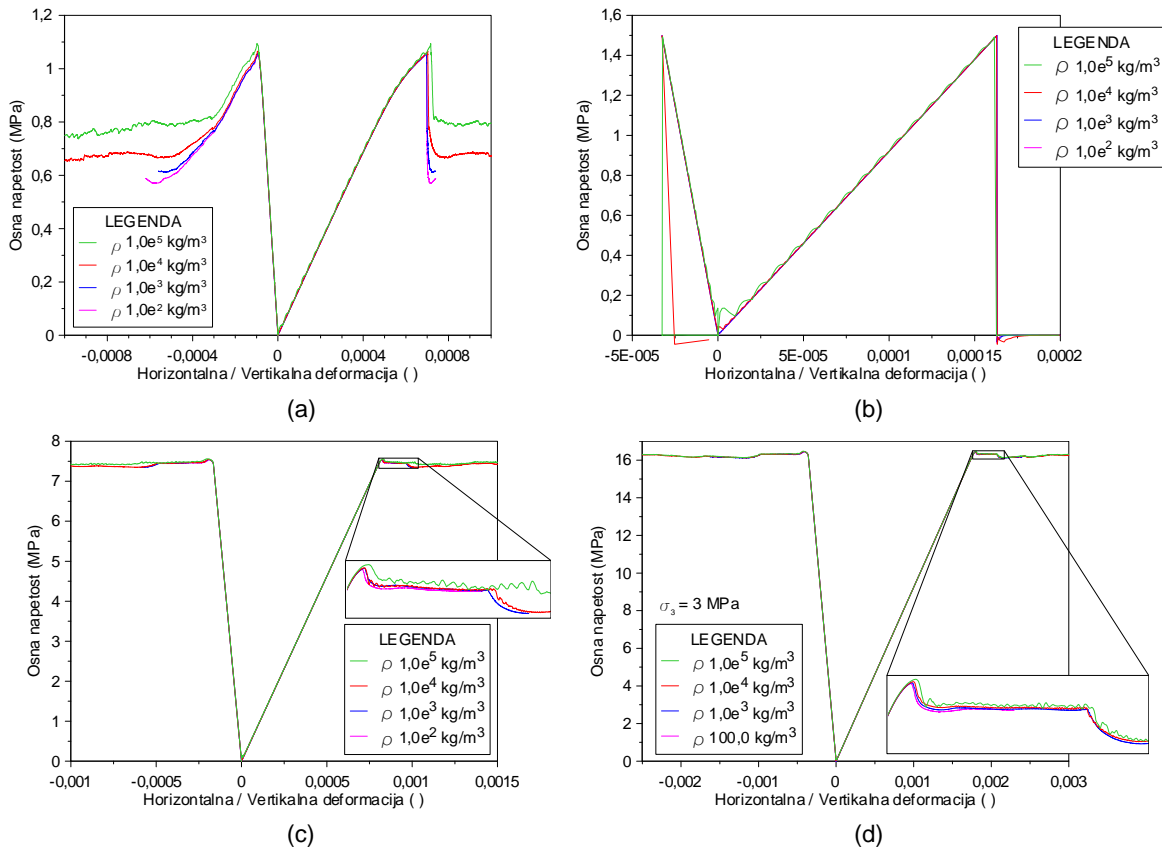
Slika 4.21. Izris Mohrovih krogov Brazilske preiskave za ustrezno število pritrjenih točk (številka ob krogu) za gostoto diferenčne mreže  $d:d_e = 25$  ob porušitvi modela vzorca.

Figure 4.21. Mohr circle plots for Brazilian test model at failure for different number of fixed gridpoints (values beside circles) at mesh density ratio  $d:d_e = 25$ .

#### 4.2.9 Gostota materiala

Analiziral se je vpliv gostote modela vzorca premera 0,25 m in višine 0,5 m na trdnost, togost in napetostno-deformacijsko krivuljo. Preiskani interval gostote modeliranega materiala ( $10,0 - 1,0 \cdot 10^6 \text{ kg/m}^3$ ) močno presega vrednosti naravnih materialov. Vendar, kot bo predstavljeno v nadaljevanju, je testiranje tako širokega razpona gostote omogočal jasen prikaz trenda odziva modela. Kot je bilo opisano v poglavju 3.8.3, se osna napetost izračunava na zgornjem robu modela vzorca. Zaradi tega se pri izračunu osne napetosti ni upoštevalo dodatne obtežbe zaradi lastne teže modela vzorca.

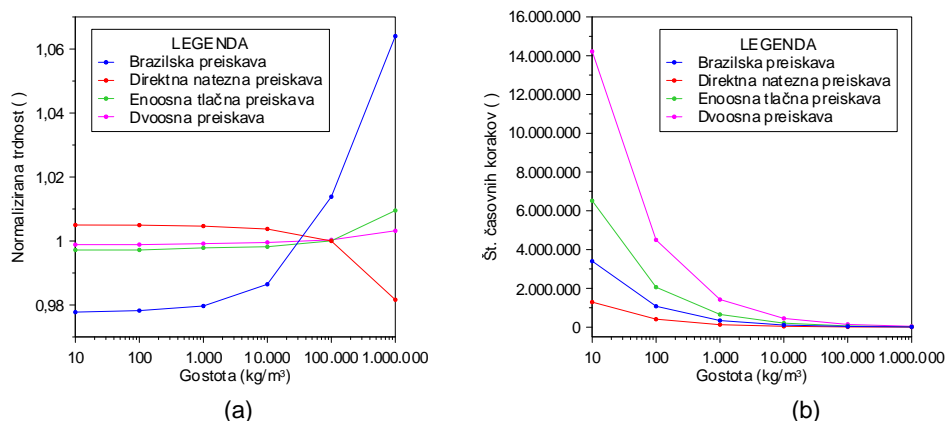
Kljub testiranju zelo širokega intervala gostote materiala, je vpliv na togost in porušno trdnost modela vzorca na celotnem testiranem intervalu zanemarljiv (Slika 4.23a). Nekoliko večje je odstopanje napetostno-deformacijske krivulje (Slika 4.22), a še vedno zanemarljivo nizko, le pri materialih z zelo visoko gostoto (večjo od  $1,0 \cdot 10^5 \text{ kg/m}^3$ ), ki je ne najdemo v realnih materialih. Kot je bilo predstavljeno v poglavju 3.2.3, je gostota v okolju UDEC povezana s časovnim korakom analize (enačba 3.16). Zaradi tega, bo odziv modela glede na spreminjanje gostote podoben odzivu, ki smo ga zabeležili pri občutljivostnih analizah hitrosti obremenjevanja modela vzorca (poglavje 4.2.3).



Slika 4.22. Vpliv gostote materiala na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

Figure 4.22. Stress-strain curves at different material density for (a) Brazilian test, (b) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.

Spodnja diagrama (Slika 4.23) potrjujeta, da širok razpon testiranja gostote bolj jasno prikazuje trend obnašanja odziva modela, kot v primeru, če bi bil testiran interval ožji. Nizke vrednosti gostote (manjše od  $1,0 \cdot 10^2 \text{ kg/m}^3$ ) približno eksponentno podaljšajo čas numerične analize (Slika 4.23b). Glede na to, da visoke vrednosti gostote minimalno vplivajo le na porušno trdnost modela vzorca ter nizke vrednosti gostote močno podaljšajo čas analize, je priporočljivo uporabiti tisto vrednost gostote ( $1,0 \cdot 10^3 - 1,0 \cdot 10^4 \text{ kg/m}^3$ ), ki jo želimo simulirati z numeričnim modelom. Tako si bomo zagotovili, da bo čas opravljene analize sprejemljiv, vpliva na porušno trdnost pa zanemarljiv.



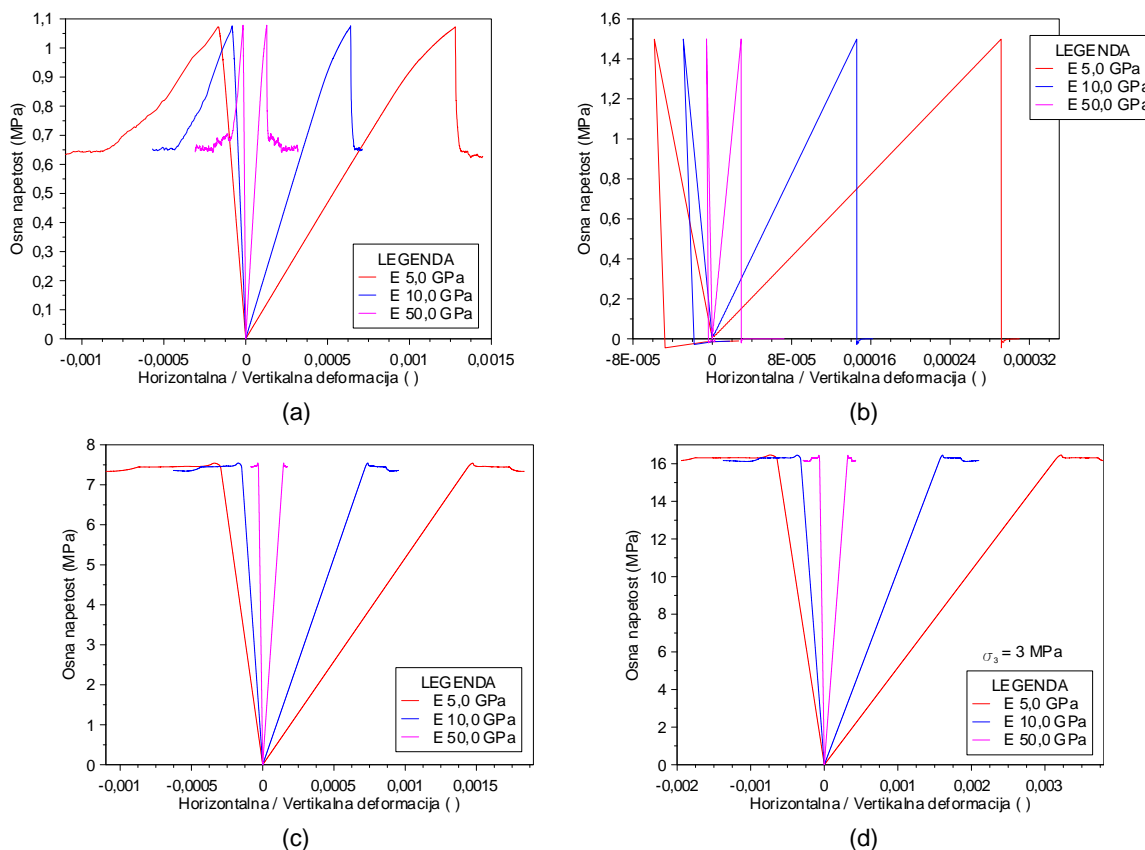
Slika 4.23. Vpliv gostote materiala na (a) normalizirano porušno trdnost ter na (b) število časovnih korakov potrebnih za porušitev modela vzorca.

Figure 4.23. Effect of material density on (a) normalized peak strength and on (b) no. of time steps needed for model failure.

#### 4.2.10 Youngov modul

Na intervalu od 1,0 GPa do 100,0 GPa se je analiziral vpliv Youngovega modula na trdnost, togost in napetostno-deformacijsko krivuljo modelov vzorcev, preiskanih v numeričnem laboratoriju. V skladu s pričakovanji teorije elastičnosti vhodni Youngov modul vpliva na naklon predporušnega dela napetostno-deformacijske krivulje, kar neposredno vpliva na togost modeliranega materiala. Po pričakovanjih je tudi vpliv Youngovega modula na napoved trdnosti modeliranega materiala zanemarljiv. Omenjene ugotovitve so bile opažene pri vseh štirih numeričnih preiskavah.

Poleg tega Youngov modul vpliva tudi na čas opravljene analize, saj se bo porušitev modela vzorca z višjim Youngovim modulom zgodila prej, pri nižjem številu časovnih korakov, kot pa pri nižjem Youngovem modulu. Modelirani material z nižjim Youngovim modulom sprejme več deformacije za doseg enake porušne trdnosti, kot pa modelirani material z višjim Youngovim modulom. Velikost deformacije je neposredno povezana s številom časovnih korakov preko enačbe 2.12.



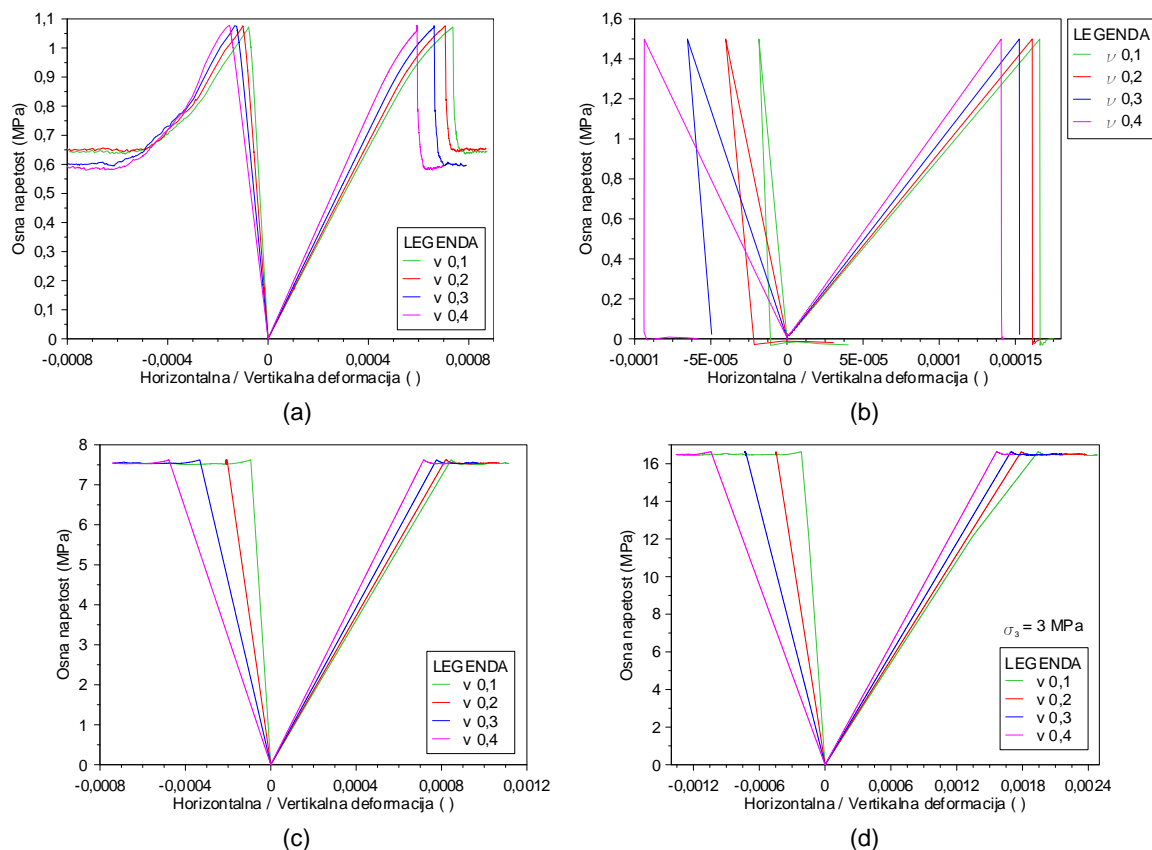
Slika 4.24. Vpliv Youngovega modula na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

Figure 4.24. Stress-strain curves at different Young's modulus for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.

Pri interpretaciji rezultatov je potrebno upoštevati, da v analizah ravninskega napetostnega stanja z Mohr-Coulombovim modelom, vhodni Youngov modul ni enak izmerjenem Youngovem modulu. Potrebno je uporabiti ustrezni enačbi (3.23 in 3.24) za izračun vhodnega Youngovega modula, da izmerimo želeni Youngov modul.

#### 4.2.11 Poissonov količnik

Na intervalu od 0,1 do 0,4 se je analiziral vpliv Poissonovega količnika na trdnost, togost in napetostno-deformacijsko krivuljo modelov vzorcev, preiskanih v numeričnem laboratoriju. Ugotovljeno je bilo, da vhodni Poissonov količnik vpliva na naklon predporušnega dela napetostno-deformacijske krivulje (Slika 4.25) in s tem posledično vpliva tudi na togost modeliranega materiala. Po pričakovanih vhodni Poissonov količnik neposredno vpliva na napoved Poissonovega količnika, kar posredno vpliva tudi na napoved Youngovega modula. Vpliv na napoved porušne trdnosti modeliranega materiala je zanemarljiv, kar je tudi pričakovano. Omenjene ugotovitve so bile opažene pri vseh štirih numeričnih preiskavah.



Slika 4.25. Vpliv Poissonovega količnika na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

Figure 4.25. Stress-strain curves at different Poisson's ratio for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.

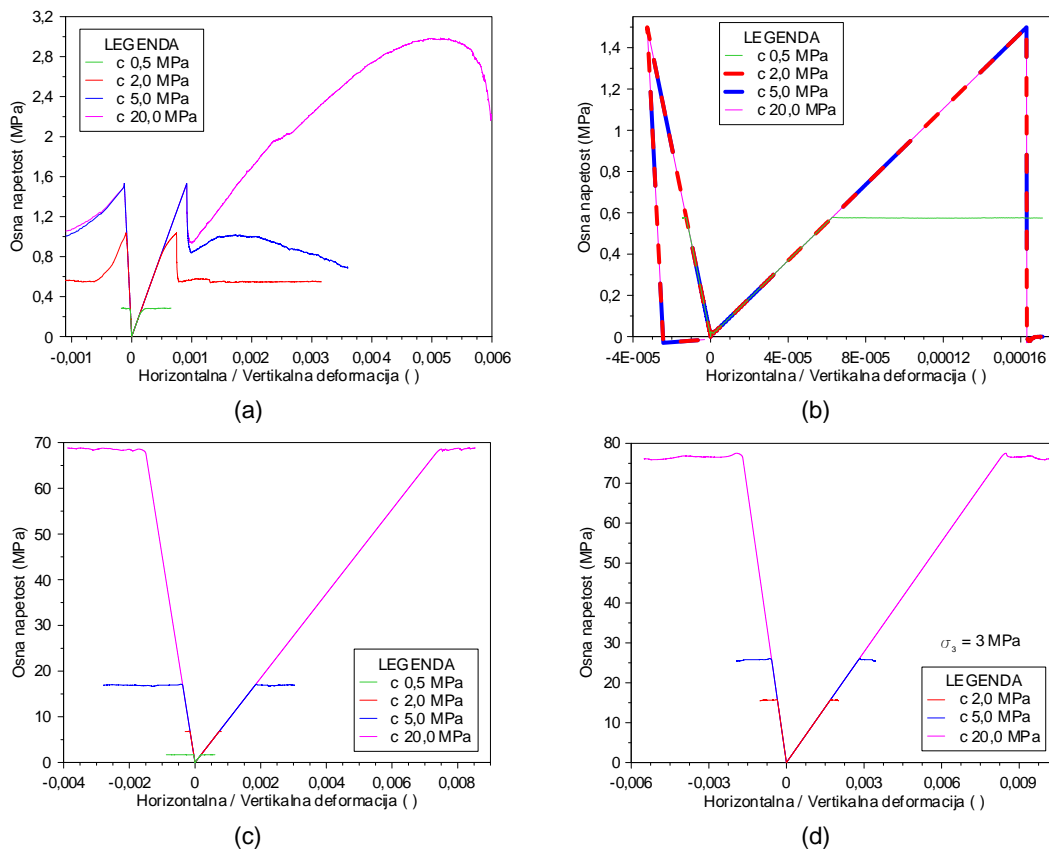
Zaradi izvajanjem analiz v ravninskem napetostnem stanju, je podobno kot pri Youngovem modulu, potrebno tudi za Poissonov količnik uporabiti ustrezni enačbi (3.23 in 3.24) za njegov izračun.

#### 4.2.12 Kohezija

Na intervalu od 0,5 MPa do 20 MPa se je analiziral vpliv kohezije na trdnost, togost in obliko napetostno-deformacijske krivulje modelov vzorcev, preiskanih v numeričnem laboratoriju. Kot je pričakovano, kohezija ima vpliva na porušno trdnost modeliranega materiala ter na obliko rezidualnega dela napetostno-deformacijske krivulje. Vpliv kohezije na deformacijske lastnosti modeliranega materiala je zanemarljiv.

Zelo podoben vpliv kohezije na obnašanje modeliranega materiala je opazen med modelom Brazilske in direktne natezne preiskave (Slika 2.30a, b). Ko je kohezija relativno nizka, je obnašanje modeliranega materiala v obeh modelih preiskav duktilno (elasto-plastično). Z nadaljnjim višanjem kohezije postaja obnašanje modeliranega materiala krhko. Če v modelu Brazilske preiskave kohezijo še nadalje povečujemo, lahko beležimo ponovno utrjevanje modeliranega materiala (Slika 2.30a), ki je verjetno rezultat nerealnega razmerja vhodnih parametrov.

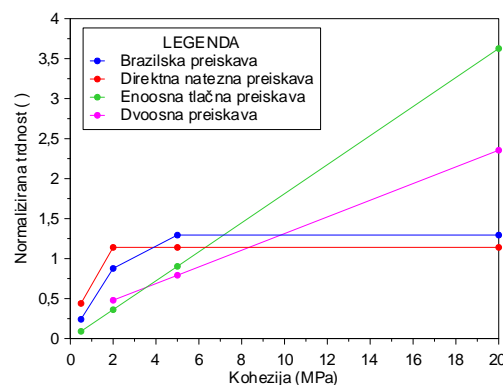
V skladu s pričakovanji je vpliv kohezije na obnašanje modeliranega materiala zelo podoben med modelom enoosne tlačne in dvoosne preiskave (Slika 2.30c, d). Z višanjem kohezije ni vidnih bistvenih sprememb v obliki napetostno deformacijske krivulje, saj je na celotnem testiranem območju obnašanje modela duktilno (elasto-plastično), kar je tudi v skladu s pričakovanji in z Mohr-Coulombovim konstitutivnim modelom.



Slika 4.26. Vpliv kohezije na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

Figure 4.26. Effect of cohesion on stress-strain curves for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.

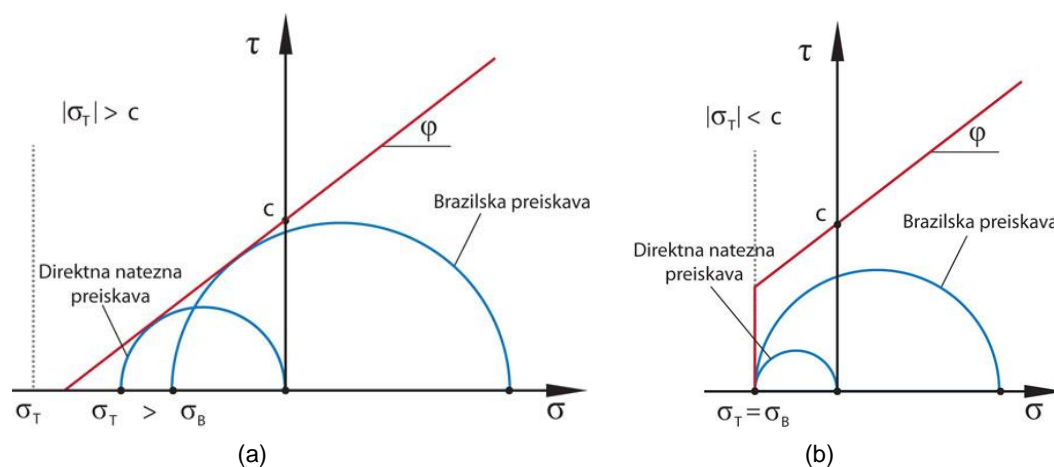
Opazovanje vpliva kohezije na trdnost modeliranega materiala pokaže, da Brazilska in direktna natezna trdnost (približno linearno) naraščata, ko je kohezija relativno nizka. Pri običajnih in višjih vrednostih kohezije, pa je vpliv kohezije na natezno trdnost zanemarljiv (Slika 4.27). Kljub temu, da kohezijo povečujemo, se natezna trdnost obeh ustali na vhodni vrednosti natezne trdnosti. Kohezija približno linearno vpliva na enoosno tlačno trdnost in porušno trdnost v modelu dvoosne preiskave. Postopek izračuna normalizirane trdnosti, ki predstavlja odvisno spremenljivko spodnjega diagrama (Slika 4.27), je pojasnjen v poglavju 4.1.



Slika 4.27. Vpliv kohezije na porušno trdnost modelov vzorcev pri vseh modelih preiskav.

Figure 4.27. Effect of cohesion on model sample normalized peak strength.

Tako obnašanje modelov preiskav je popolnoma v skladu z Mohr-Coulombovim konstitutivnim modelom, kjer je način porušitve odvisen od tega, katerega dela porušne ovojnice (nateznega ali strižnega) se dotakne Mohrov krog. Ko je kohezija relativno nizka, v primerjavi z vhodno natezno trdnostjo, je porušitev materiala kontrolirana s strižno funkcijo tečenja (Slika 4.28a), obnašanje modeliranega materiala pa je duktilno. Če kohezijo povečujemo, tudi natezna trdnost modeliranega materiala narašča (Slika 4.27), vendar vse dokler le-ta ni tako visoka, da ima že vpliv na porušitev. V kritični točki, ko je kohezija že tako visoka, postane porušitev materiala kontrolirana z natezno funkcija tečenja (Slika 4.28b). Tedaj postane obnašanje modeliranega materiala krhko. Natezna trdnost se tako, klub višanju kohezije ustali (Slika 4.27), saj je porušitev modeliranega materiala omejena z natezno funkcijo tečenja. V enoosni in dvoosni preiskavi pa je porušitev kontrolirana le s strižno funkcijo tečenja, zato z naraščajočo kohezijo trdnost modeliranega materiala linearno narašča (Slika 4.27).



Slika 4.28. Shematični prikaz Mohrovih krogov Brazilske in direktne natezne preiskave pri: (a) (absolutno) visoki natezni trdnosti in (b) visoki koheziji.

Figure 4.28. Schematic presentation of Mohr circles of Brazilian and direct tensile test at (a) (absolute) high tensile strength limit and (b) high cohesion.

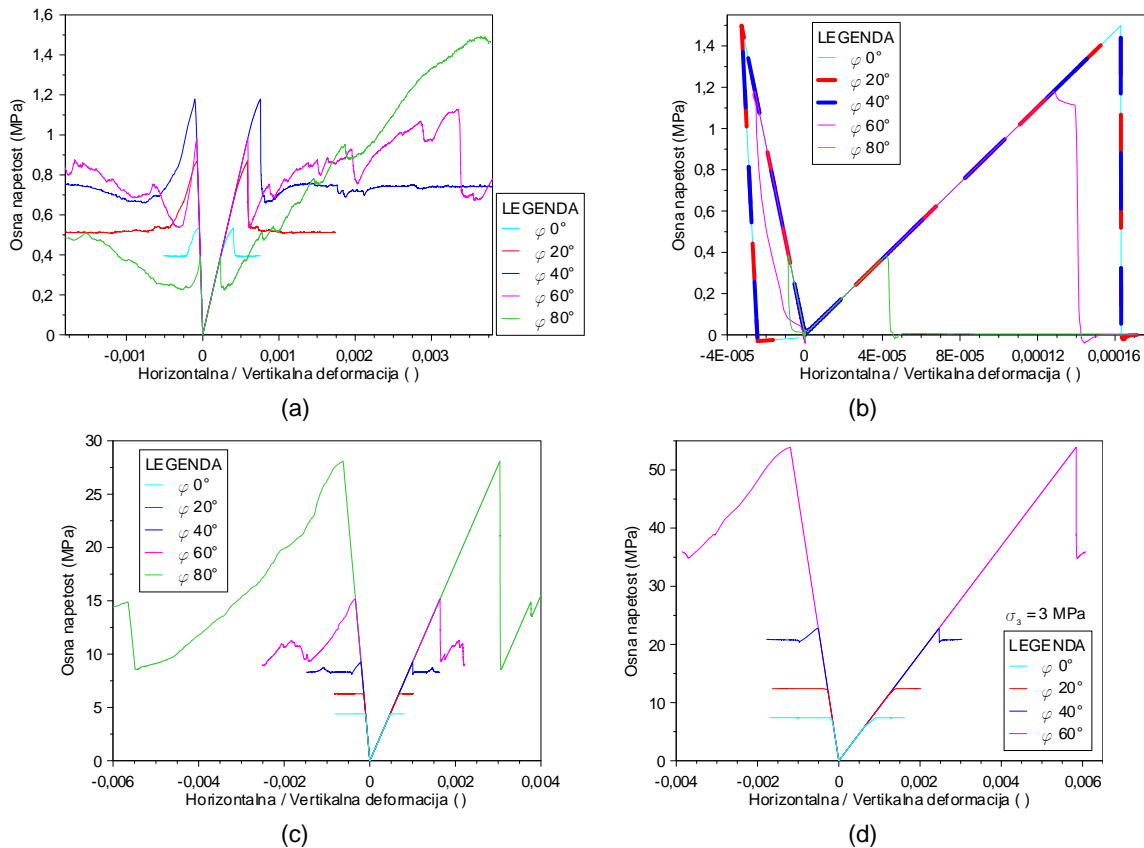
#### 4.2.13 Strižni kot

Na intervalu od  $0^\circ$  do  $80^\circ$  se je analiziral vpliv strižnega kota na trdnost, togost in napetostno-deformacijsko krivuljo modelov vzorcev, preiskanih v numeričnem laboratoriju. Preiskani interval presega vrednost strižnih kotov kot jih imajo naravni materiali. Ker numerični model omogoča testiranje tudi ekstremnih vrednosti strižnega kota, se je poznavanje rezultatov na skrajnih mejah zdelo zanimivo iz numeričnega vidika. Izkaže se, da strižni kot vpliva na obliko napetostno-deformacijske krivulje in s tem posledično tudi na porušno trdnost materiala. Vpliva strižnega kota na deformacijske lastnosti modeliranega materiala je zanemarljiv.

V modelu Brazilske in direktne natezne preiskave je napetostno-deformacijska krivulja na celotnem testiranem intervalu strižnega kota krhka. V modelu Brazilske preiskave je pri visokih (nerealnih) strižnih kotih opazen močan vpliv na rezidualni del napetostno-deformacijske krivulje, kar je nerealno, saj se modelirani material utrjuje in dosega rezidualne trdnosti višje od vrhunskih vrednosti, kar ni običajno za kamnine.

Vpliv strižnega kota na obliko napetostno-deformacijske krivulje je podoben v modelu enoosne tlačne in dvoosne preiskave. Pri nizkih strižnih kotih se modelirani material obnaša duktilno (elasto-plastično), ko pa strižni kot povečujemo, njegov odziv postaja krhek (Slika 4.29c, d).

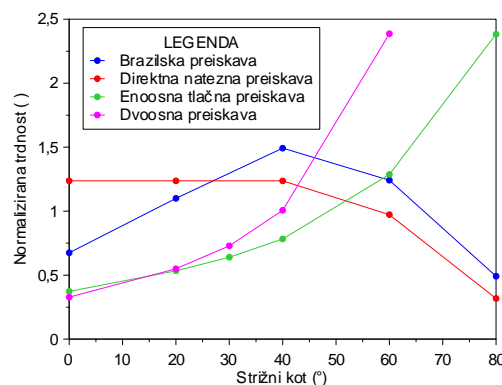




Slika 4.29. Vpliv strižnega kota na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

Figure 4.29. Effect of friction angle on stress-strain curves for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.

Analiza vpliva strižnega kota na trdnost modeliranega materiala pokaže, da enoosna tlačna trdnost in porušna trdnost v modelu dvoosne preiskave nelinearno naraščata z naraščajočim strižnim kotom. Pri nizkih strižnih kotih je vpliv na direktno natezno trdnost zanemarljiv, medtem ko Brazilska trdnost z naraščajočimi nizkimi strižnimi koti narašča. Pri visokih strižnih kotih obe, Brazilska in direktna natezna trdnost, upadata (Slika 4.30). Postopek izračuna normalizirane trdnosti, ki predstavlja odvisno spremenljivko spodnjega diagrama (Slika 4.30), je pojasnjen v poglavju 4.1.

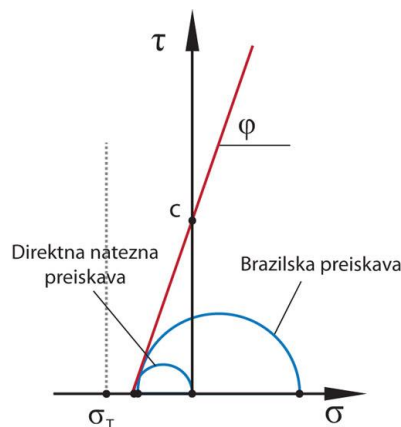


Slika 4.30. Vpliv strižnega kota na porušno trdnost modelov vzorcev pri vseh numeričnih preiskavah.

Figure 4.30. Effect of friction angle on model sample normalized peak strength.

Podobno, kot pri občutljivostni analizi kohezije, je obnašanje modeliranega materiala pri občutljivostni analizi strižnega kota v skladu z Mohr-Coulombovim konstitutivnim modelom,

kjer je način porušitve odvisen od tega, katerega dela porušne ovojnice se dotakne Mohrov krog. Ko so vrednosti strižnega kota nizke ali srednje, je direktna natezna trdnost konstantna (Slika 4.30) in kontrolirana z natezno funkcijo tečenja (Slika 4.28b). Pri zelo visokih strižnih kotih je pri obeh nateznih preiskavah opazen padec natezne trdnosti z naraščajočim strižnim kotom, saj je porušitev kontrolirana s strižno funkcijo tečenja (Slika 4.31). V enoosni tlačni in dvoosni preiskavi pa je porušitev kontrolirana le s strižno funkcijo tečenja, zato z naraščajočim strižnim kotom trdnost modeliranega materiala hitro narašča (Slika 4.30).



Slika 4.31. Shematični prikaz Mohrovih krogov Brazilske in direktne natezne preiskave pri visokih strižnih kotih.

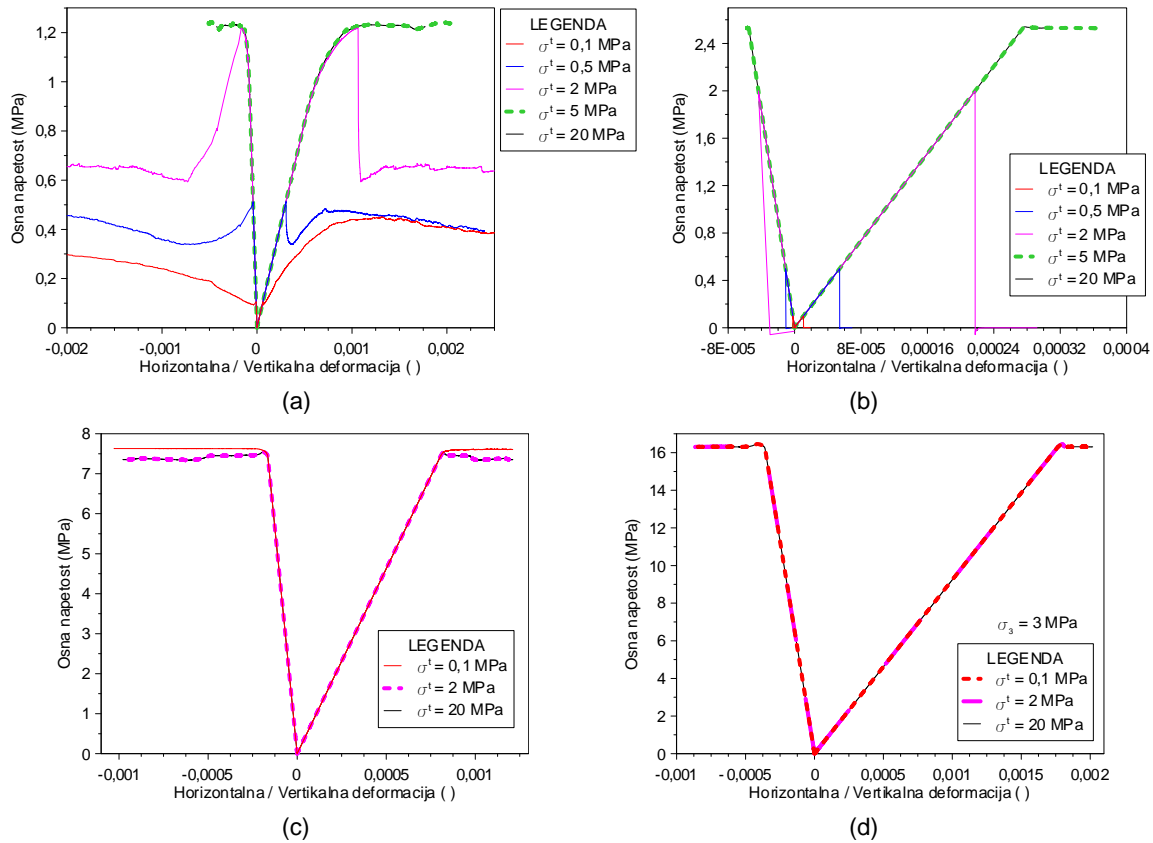
Figure 4.31. Schematic presentation of Mohr circles of Brazilian and direct tensile test at high friction angles.

#### 4.2.14 Natezna trdnost

Na intervalu od 0,1 MPa do 20 MPa se je analiziral vpliv natezne trdnosti na trdnost, togost in napetostno-deformacijsko krivuljo modelov vzorcev, preiskanih v numeričnem laboratoriju. Natezna trdnost definira robne pogoje pri katerih se modelirani material natezno poruši (poglavje 3.3.3). V skladu s pričakovanji so občutljivostne analize pokazale njen vpliv samo v modelu Brazilske in direktne natezne preiskave, medtem ko v modelu enoosne tlačne in dvoosne preiskave njenega vpliva ni bilo opaziti.

Ko je natezna trdnost relativno nizka, je obnašanje modeliranega materiala v modelu Brazilske in direktne natezne preiskave krhko (Slika 4.32a, b). Z višanjem natezne trdnosti postane obnašanje modeliranega materiala duktilno. Poleg tega je v modelu Brazilske preiskave mogoče opaziti utrjevanje modeliranega materiala, ko je natezna trdnost (v primerjavi s kohezijo) relativno nizka. To je rezultat numeričnega modeliranja, ki ne predstavlja mehanskega obnašanje naravnega materiala.

Vpliv natezne trdnosti na obliko napetostno-deformacijske krivulje v modelu enoosne tlačne in dvoosne preiskave je zanemarljiv (Slika 4.32c, d), kar je tudi v skladu s pričakovanji.

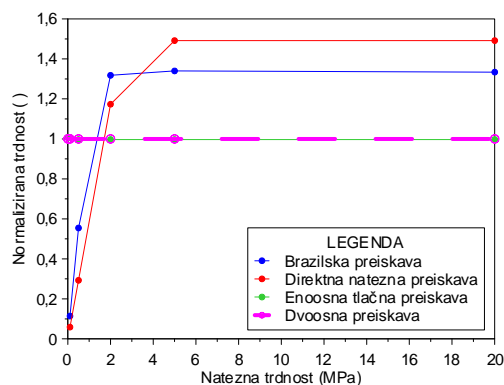


Slika 4.32. Vpliv natezne trdnosti na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

Figure 4.32. Effect of tensile strength limit on stress-strain curves for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.

Z naraščanjem vhodne vrednosti natezne trdnosti Brazilska in direktna natezna trdnost najprej naraščata dokler ne dosežeta kritične točke, kjer se njuni natezni trdnosti stabilizirata, t.j. na vhodni vrednosti natezne trdnosti (Slika 4.33). Tako obnašanje je v skladu z Mohr-Coulombovim konstitutivnim modelom, kjer je način porušitve odvisen od tega, katerega dela porušne ovojnice se dotakne Mohrov krog. Ko je vhodna natezna trdnost nizka, se modelirani material poruši ob dotiku natezne funkcije tečenja (Slika 4.28b), obnašanje modeliranega materiala pa je krhko. Ko vhodno natezno trdnost povečujemo, natezna trdnost modeliranega materiala narašča vse dokler ne doseže kritične vrednosti, t.j. maksimalne natezne trdnosti (enačba 3.44). Tu postaneta Brazilska in direktna natezna trdnost, ne glede na (absolutno) večanje vrednosti natezne trdnosti, konstantni (Slika 4.33) ter kontrolirani s strižno funkcijo tečenja (Slika 4.28a), obnašanje modeliranega materiala pa postane duktilno.

Vpliv natezne trdnosti na porušno trdnost v modelu enoosne tlačne in dvoosne preiskave je zanemarljiv (Slika 4.33), kar je pričakovano. Postopek izračuna normalizirane trdnosti, ki predstavlja odvisno spremenljivko spodnjega diagrama (Slika 4.33), je pojasnjen v poglavju 4.1.

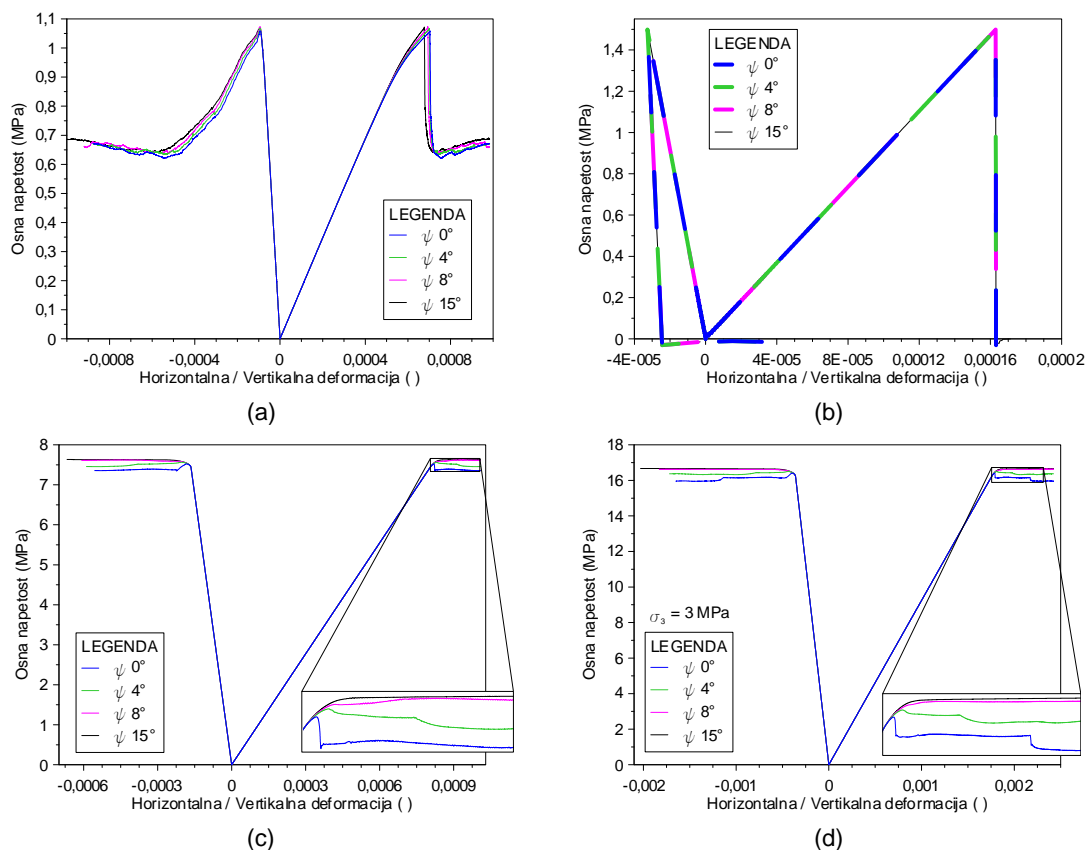


Slika 4.33. Vpliv natezne trdnosti na porušno trdnost vzorcev pri vseh modelih preiskav.

Figure 4.33. Effect of tensile strength limit on model sample normalized peak strength.

#### 4.2.15 Kot razmikanja

Na intervalu od  $0^\circ$  do  $15^\circ$  se je analiziral vpliv kota razmikanja na trdnost, togost in napetostno-deformacijsko krivuljo modelov vzorcev, preiskanih v numeričnem laboratoriju. Ugotovljeno je bilo, da kot razmikanja ne kaže bistvenega vpliva na deformacijske in trdnostne lastnosti modeliranega materiala. Opazen je minimalen vpliv na rezidualni del napetostno-deformacijske krivulje v modelih Brazilske, enoosne tlačne in dvoosne preiskave (Slika 4.34a, c, d). Kot razmikanja je namreč v Mohr-Coulombovem konstitutivnem modelu (poglavje 3.3.3) definiran preko strižne funkcije plastičnega potenciala (enačba 3.42), ki se aktivira po poružitvi modeliranega materiala. Ker se model direktne natezne preiskave zaključi skorajda v istem trenutku, ko se zgodi porušitev modela vzorca, kot razmikanja ne kaže vpliva na rezidualni del napetostno-deformacijske krivulje te preiskave (Slika 4.34b).

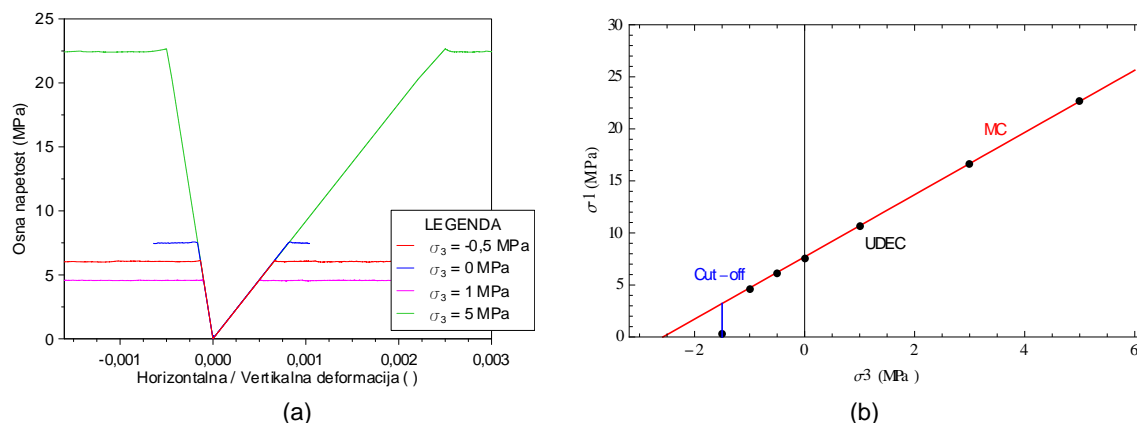


Slika 4.34. Vpliv kota razmikanja materiala na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

Figure 4.34. Effect of dilation on stress-strain curves for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.

#### 4.2.16 Bočna napetost

Vpliv bočne napetost na porušno trdnost materiala v modelu dvoosne preiskave se je opazoval na intervalu od -0,5 MPa do 5,0 MPa. V skladu z Mohr-Coulombovim konstitutivnim modelom, porušna trdnost materiala narašča linearno z naraščajočo bočno napetostjo (Slika 4.35b). Vhodna vrednost natezne trdnosti omogoča definiranje porušitve modeliranega materiala v nateznem napetostnem stanju (ang. *tension cut-off*). Oblika napetostno-deformacijske krivulje je na preiskovanem intervalu bočne napetosti elasto-plastična in predstavlja duktilno obnašanje modeliranega materiala po preseženi trdnosti modela vzorca (Slika 4.35a).



Slika 4.35. (a) Vpliv bočne napetosti na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelu dvoosne preiskave ter (b) porušna ovojnica modeliranega materiala v ravninskem napetostnem stanju.

Figure 4.35. (a) Effect of confinement stress on biaxial test model stress-strain curve and (b) corresponding failure envelope.

### 4.3 OBČUTLJIVOSTNE ANALIZE INTAKTNE KAMNINE V MODELU Z VORONIJEVIMI ELEMENTI

#### 4.3.1 Uvod

V drugi fazi so bile izvedene parametrične in občutljivostne analize v modelu z Voronijevimi elementi, s katerimi poskušamo generirati mikrostrukturo, ki čim bolj predstavlja mikrostrukturo realnega intaktnega materiala. Kot je bilo predstavljeno v poglavju 3.4, konstitutivno obnašanje Voronijevih elementov je opisano z izotropno-elastičnim konstitutivnim modelom (poglavje 3.3.2), kontaktni med njimi pa s Coulombovim zdrsni modelom razpok (poglavje 3.3.4). Taka zgradba modela zahteva poznavanje številnih vhodnih (mikro)parametrov, navedenih v poglavju 3.4, ki jih ne moremo neposredno izmeriti s standardnimi laboratorijskimi preiskavami. Da bo modelirani material predstavljal mehansko obnašanje realnega materiala, pa je potrebno vrednosti teh mikroparametrov poiskati v procesu kalibracije intaktnega materiala (poglavji 3.9 in 6.3).

V tem koraku nam rezultati parametričnih in občutljivostnih analiz služijo kot koristno orodje, saj omogočajo opazovanje vpliva posameznih mikroparametrov na mehansko obnašanje modela. Če poznamo vpliv posameznih mikroparametrov na mehansko obnašanje modela, postane proces kalibracije časovno bolj učinkovit in ne nazadnje tudi bolj kakovostno izveden. Občutljivostne analize omogočajo testiranje širokega razpona vsakega posameznega mikroparametra, kar nakazuje tudi območja, kjer mehansko obnašanje modela postane nezaželeno ali nerealno. Tako za analizo, kjer želimo modelirati obnašanje realnega materiala, lahko vnaprej predvidimo območja posameznih mikroparametrov, kjer lahko pričakujemo želeni rezultat.

Vendar kompleksna zgradba modela z Voronijevimi elementi onemogoča, da bi vnaprej predvideli točno mehansko obnašanje modeliranega materiala tako, kot to lahko storimo v modelu kontinuuma z Mohr-Coulombovim konstitutivnim modelom. Kontaktni med Voronijevimi elementi so opisani s Coulombovim zdrsni modelom razpok, zato lahko rezultate občutljivostnih analiz modela kontinuuma (poglavje 4.2) primerjamo z rezultati občutljivostnih analiz modela z Voronijevimi elementi. To omogoča nazorni prikaz morebitnih prednosti ali omejitev enega ali drugega modela. Rezultati občutljivostnih analiz modela z Voronijevimi elementi so predstavljeni v nadaljevanju.

### 4.3.2 Vhodni parametri

Podobno kot v modelu kontinuuma se je občutljivostne analize v modelu z Voronoijevimi elementi izvedlo za štiri numerične preiskave, in sicer za (a) model Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. Izbor parametrov za občutljivostne analize je bil poljuben, a vseeno je izhajal iz parametrov, ki so bili izbrani za izvedbo občutljivostnih analiz v modelu kontinuuma (Preglednica 4.1). Za slednje namreč vemo, da predstavljajo geomehanske karakteristike šibke kamnine, kot je npr. meljasti laporovec, ki ga najdemo v flišu. Kljub temu kompleksa zgradba modela z Voronoijevimi elementi zahteva poznavanje več (mikro)parametrov (poglavje 3.4), kot jih zahteva model kontinuuma, zato je bilo potrebno definirati dodatne mikroparametre. Poleg tega je bilo potrebno nekatere mikroparametre (npr. strižni kot) Voronoijevega modela prilagoditi, saj jih, zaradi različne zgradbe med obema modeloma, ne moremo neposredno enačiti, pa čeprav gre za poimensko enake parametre. Izbrani vhodni materialni in numerični mikroparametri za občutljivostne analize so podani v spodnji tabeli (Preglednica 4.2).

Preglednica 4.2. Vhodni mikroparametri za izvedbo občutljivostnih analiz v modelih z Voronoijevimi elementi.

Table 4.2. Input properties used in parametric sensitivity analysis in Voronoi model.

Mikroparameter	Vrednost vhodnega mikroparametra	Testirano območje
<i>Numerični vhodni parametri</i>		
Višina modela (mm)	500	5– 40000
Širina modela (mm)	250	250 – 20000
Velikost Voronoijevih elementa (mm)	16,5	6,25 – 80
Velikost diferenčnega elementa (mm)	8,25	3 – 125
Št. iteracij ( )	80	13 – 1000
Porazdelitveno št. ( )	222	10 – 999
Hitrost obremenjevanja (m/s)	0,001 <sup>b</sup>	0,001 – 0,1
<i>Materialni vhodni parametri</i>		
Gostota materiala (kg/m <sup>3</sup> )	2548	10 – 100000
Youngov modul Voronoijevih elementov (GPa)	9,2	1 – 100
Poissonov količnik Voronoijevih elementov ( )	0,2	0,1 – 0,4
Normalna togost kontaktov (GPa/m)	10000	100 – 100000
Strižna togost kontaktov (GPa/m)	2000	20 – 200000
Kohezija kontaktov (MPa)	2,2	0 – 10
Strižni kot kontaktov (°)	10	0 – 80
Natezna trdnost kontaktov (MPa)	1,5	0,1 – 20
Kot razmikanja kontaktov (°)	2	0 – 15

<sup>b</sup> Hitrost obremenjevanja enoosne tlačne preiskave in dvoosne preiskave je bila 0,005 m/s.

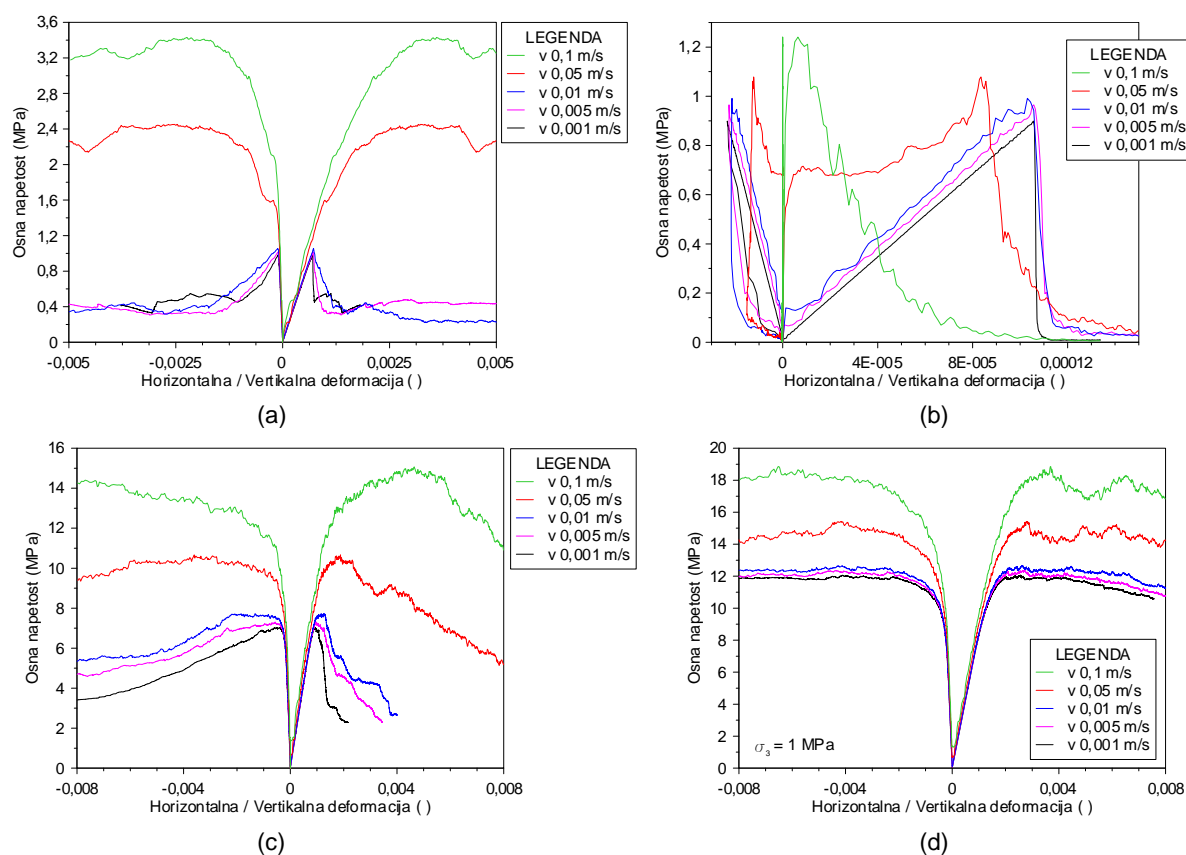
### 4.3.3 Hitrost obremenjevanja

Hitrost obremenjevanja pri realnih laboratorijskih preiskavah vpliva na porušno trdnost materiala (poglavje 2.2.3). Zato se je tudi v numeričnih modelih z Voronoijevimi elementi preveril vpliv hitrosti obremenjevanja na napetostno-deformacijsko krivuljo. Hitrosti obremenjevanja se je preiskovala na vseh štirih numeričnih preiskavah (Brazilska, direktna natezna, enoosna in dvoosna preiskava), in sicer na intervalu z razponom od 0,001 m/s do 0,1 m/s. Kljub temu, da se je izkazalo, da hitrost obremenjevanja vpliva na obnašanje modeliranega materiala, podobno kot je to opaziti v laboratoriju, to še ne pomeni, da numerični model pravilno modelira ta pojav. Tak odziv je najverjetneje naključen in je posledica neustreznega časovnega koraka, kar se odraža na manjši natančnosti numeričnih napovedih.

V modelih Brazilske, enoosne tlačne in dvoosne preiskave hitrost obremenjevanja ne vpliva bistveno na naklon naraščanja predporušnega dela napetostno-deformacijske krivulje (Slika 4.36a, c, d). Vpliva pa predvsem na rezidualni del napetostno-deformacijske krivulje. Pri prehitrem obremenjevanju postane odziv materiala duktilen, kar je neustrezno za izbrane materialne mikroparametre.

Nekoliko drugačen odziv dobimo v modelu direktne natezne preiskave. Visoka hitrost obremenjevanja vpliva predvsem na naklon predporušnega dela napetostno-deformacijske krivulje (Slika 4.36b).

Hitrost obremenjevanja vpliva tudi na amplitudo nihanja napetostno-deformacijske krivulje pri vseh preiskavah. Z nižanjem hitrosti obremenjevanja proti optimalni vrednosti, postane obnašanje modeliranega materiala stabilno ter amplituda nihanja zanemarljivo nizka.

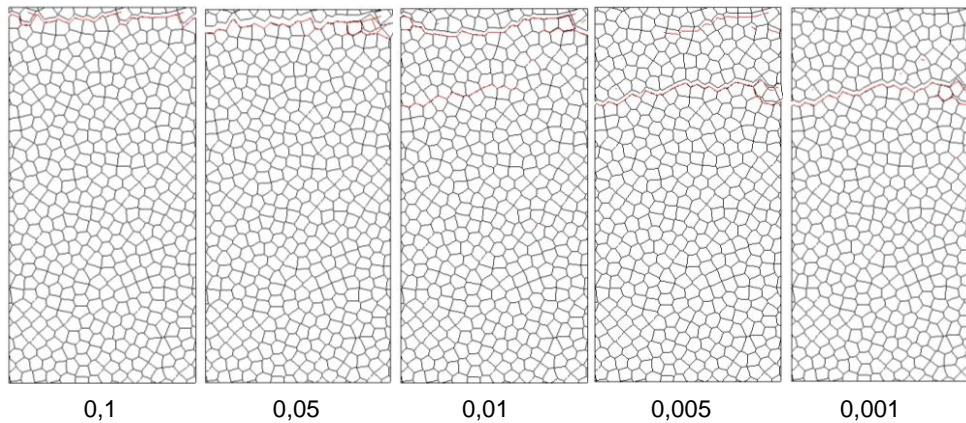


Slika 4.36. Napetostno-deformacijske krivulje izvedene ob različnih hitrostih obremenjevanja v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

Figure 4.36. Stress-strain curves at different applied velocities for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.

Če opazujemo obliko formiranja razpok(e) ob poružitvi vzorca s hitrostjo obremenjevanja, opazimo, da hitrost obremenjevanja nima bistvenega vpliva na formacijo razpoke v modelih Brazilske preiskave, enoosne tlačne preiskave in dvoosne preiskave. V modelu direktne natezne preiskave je opaziti, da z nižanjem hitrosti obremenjevanja se glavna razpoka poružitve, formirana prečno na silo obremenjevanja, vedno bolj približuje sredini vzorca (Slika 4.37), kar je v skladu z opazovanji v realnem laboratoriju. Pri višji hitrosti obremenjevanja lahko pričakujemo večjo napako napovedi numeričnega modela in zato tudi formacija razpoke ni v skladu s pričakovanji.

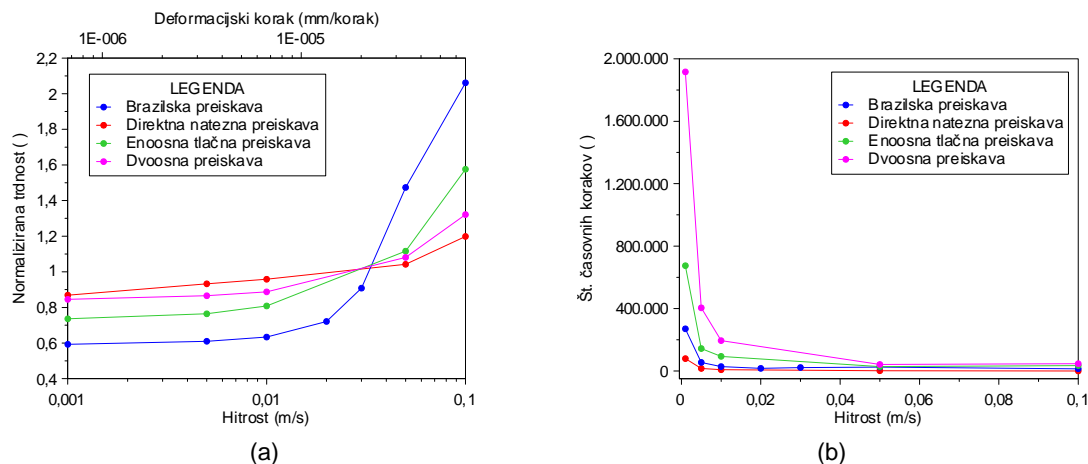




Slika 4.37. Vpliv hitrosti obremenjevanja na način porušitve modela vzorca v modelu direktne natezne preiskave. Števila pod slikami pomenijo hitrosti obremenjevanja v m/s.

Figure 4.37. Effect of applied velocity on crack pattern in direct tensile test model. Numbers bellow models are values of applied velocities in m/s.

Na podlagi opazovanja napetostno-deformacijskih krivulj (Slika 4.36) ter trajanja analiz do porušitve vzorca (Slika 4.38b), modeli s premerom vzorcev 0,25 m postanejo stabilni pri hitrosti obremenjevanja manjši od 0,005 m/s<sup>3</sup> oziroma  $5 \cdot 10^{-6}$  mm/korak<sup>4</sup> (Slika 4.38a). Hitrosti obremenjevanja manjša od te vrednosti so primerne za izvajanje analiz, saj mora biti njihov vpliv na porušno trdnosti in obnašanje numeričnega modela zanemarljiv. Če so hitrosti obremenjevanja višje, lahko pričakujemo slabše napovedi numeričnega modela in večjo napako rezultatov. Kot bo pojasnjeno v poglavju 4.3.8, za vsako velikost vzorca je potrebno posebej določiti ustrezno hitrost obremenjevanja, saj ne smemo privzeti enake hitrosti obremenjevanja za modele vzorcev različnih dimenzij.



Slika 4.38. Vpliv hitrosti obremenjevanja / deformacijskega koraka na (a) trdnost materiala ter na (b) število časovnih korakov potrebnih za porušitev vzorca ob izbrani hitrosti obremenjevanja.

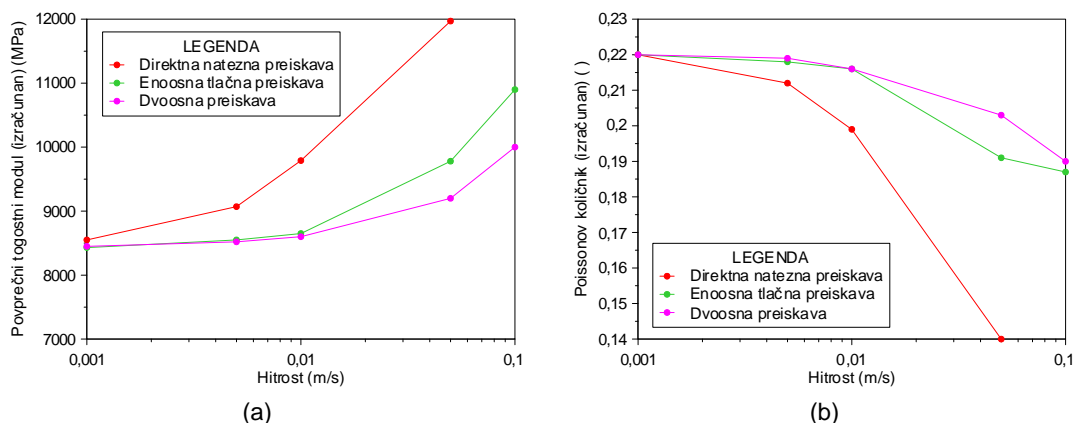
Figure 4.38. (a) Effect of applied velocity / strain rate on normalized peak strength and (b) no. of time steps needed for failure at chosen applied velocity.

Vpliv hitrosti obremenjevanja na povprečni togostni modul modela vzorca in Poissonov količnik modela vzorca pokaže podoben trend kot v modelu kontinuuma (poglavje 4.2.3). Z nižanjem hitrosti obremenjevanja se niža tudi povprečni togostni modul modela vzorca (Slika 4.39a), viša pa se Poissonov količnik modela vzorca (Slika 4.39b). Podobno tudi, ko je hitrost obremenjevanja modela vzorca vedno bolj manjša, se povprečni togostni modul modela vzorca in Poissonov količnik modela vzorca stabilizirata. V tem primeru numerični model

<sup>3</sup> T.j. hitrost obremenjevanja izražena v m/s določena za konkreten primer, in sicer za premer vzorca 0,25 m.

<sup>4</sup> T.j. splošna ocena deformacijskega koraka izražena v mm/korak, primerna za vse velikosti vzorca.

lahko natančneje predvidi rezultat, kot pri višji hitrosti obremenjevanja. Izračun povprečnega togostnega modula in Poissonovega količnika modela vzorca je predstavljen v poglavju 3.8.3.



Slika 4.39. Vpliv hitrosti obremenjevanja na (a) povprečni togostni modul ter (b) Poissonov količnik modela vzorca  
Figure 4.39. Effect of applied velocity on (a) output stiffness modulus and (b) output Poisson's ratio.

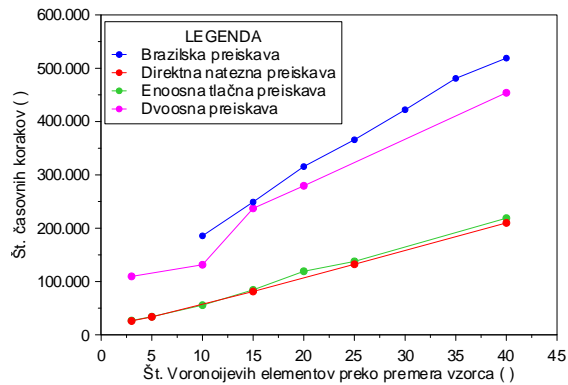
#### 4.3.4 Gostota Voronoijevih elementov

Nekateri avtorji so mnenja (Kazerani in Zhao, 2010; Gao, 2014), da je idealna velikost Voronoijevih elementov v numeričnem modelu intaktnega vzorca, enaka velikosti zrnom v realni kamnini. Ker bi taki modeli zahtevali zelo gosto mrežo Voronoijevih elementov ter posledično veliko časa za izvedbo analiz, se je poskušal poiskati postopek, ki bi določal najprimernejšo gostoto Voronoijevih elementov za podani material. Pri tem je bistveno, da ima gostota Voronoijevih elementov zanemarljiv vpliv na obnašanje modeliranega materiala ter hkrati, da je analiza zaključena v sprejemljivem času. Tako se je izvedlo občutljivostno analizo, v kateri se je opazoval vpliv gostote Voronoijevih elementov na trdnostne in deformacijske lastnosti modela vzorca oziroma vpliv gostote Voronoijevih elementov na napetostno-deformacijske krivulje v vseh štirih numeričnih preiskavah.

Postopek poteka tako, da v modelih poljubno spreminjamo velikost Voronoijevih elementov, s čimer direktno vplivamo na njihovo gostoto v modelu vzorca. Gostota Voronoijevih elementov  $N_{Vor}$  je definirana s številom Voronoijevih elementov, ki je odvisna od njihove velikosti  $d_{Vor}$ , ki jih lahko postavimo preko premera vzorca  $d$  izbranega modela:

$$N_{Vor} = \frac{d}{d_{Vor}} \quad (4.1)$$

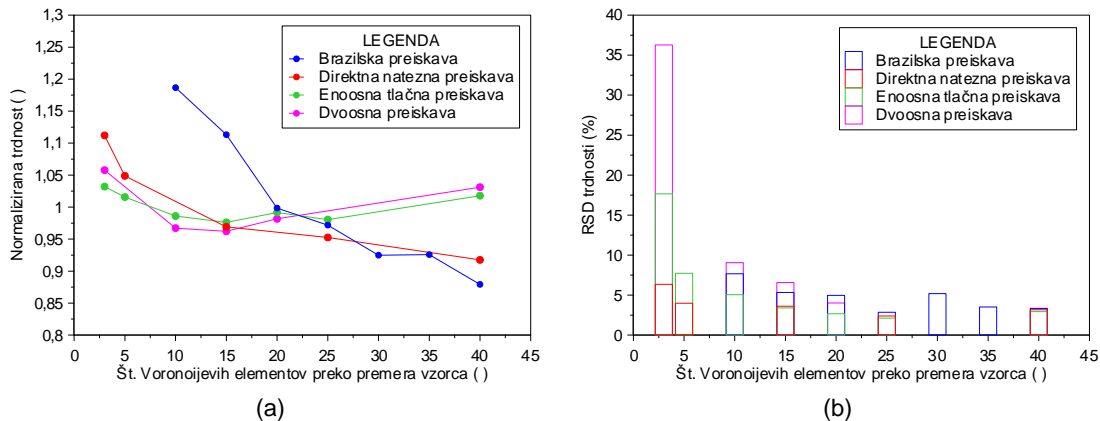
Na tak način definirana gostota Voronoijevih elementov zagotavlja primerljivost med posameznimi preiskavami, npr. med Brazilsko preiskavo, kjer je model vzorca okrogle oblike in enoosno tlačno preiskavo, kjer je model vzorca pravokotne oblike. Iz izvedenih analiz je ugotovljeno, da je čas opravljene analize (porušitev vzorca) približno linearno odvisen od gostote Voronoijevih elementov (Slika 4.40).



Slika 4.40. Vpliv gostote Voronoijevih elementov na število časovnih korakov potrebnih za porušitev modela vzorca.

Figure 4.40. No. of time steps needed for failure at chosen Voronoi size resolution.

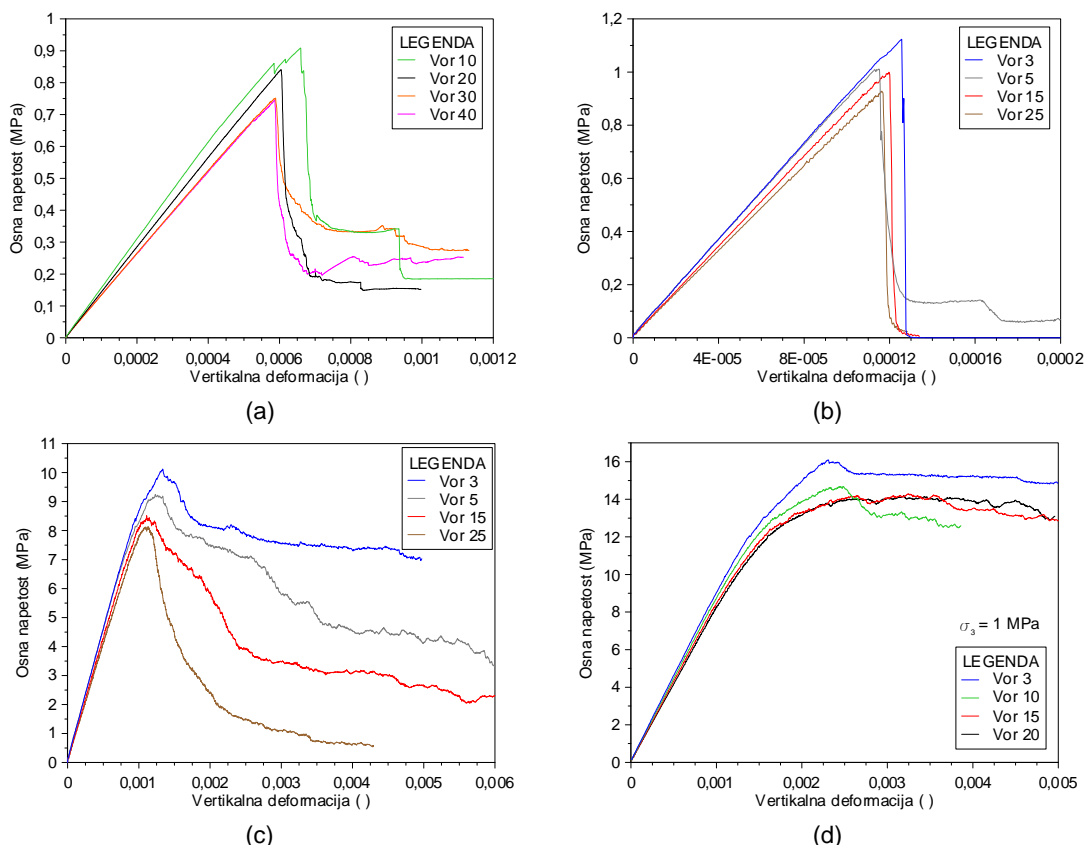
Analiza je bila izvedena tako, da se je za vsako gostoto Voronoijevih elementov izvedlo med 10 in 20 analiz z različnim porazdelitvenim številom (ang. *seed number*). Le tako se je pokazal trend, ki ga vidimo v spodnjih grafih (Slika 4.41). Izkaže se, da se v modelih direktne natezne, enoosne tlačne in dvoosne preiskave, porušna trdnost materiala ustali oziroma je vpliv gostote Voronoijevih elementov zanemarljiv, ko je gostota Voronoijevih elementov večja od 10 (Slika 4.41a). Tudi vpliv na obliko napetostno-deformacijske krivulje je na ustreznem območju minimalen (Slika 4.42). Poleg tega se raztrosenost rezultatov močno zniža, ko je gostota Voronoijevih elementov večja od 10, in sicer na približno 5 % RSD (Slika 4.41b).



Slika 4.41. Vpliv gostote Voronoijevih elementov na (a) normalizirano porušno trdnost in (b) relativno standardno deviacijo (RSD).

Figure 4.41. Effect of Voronoi edge length on (a) normalized peak strength and (b) relative standard deviation (RSD).

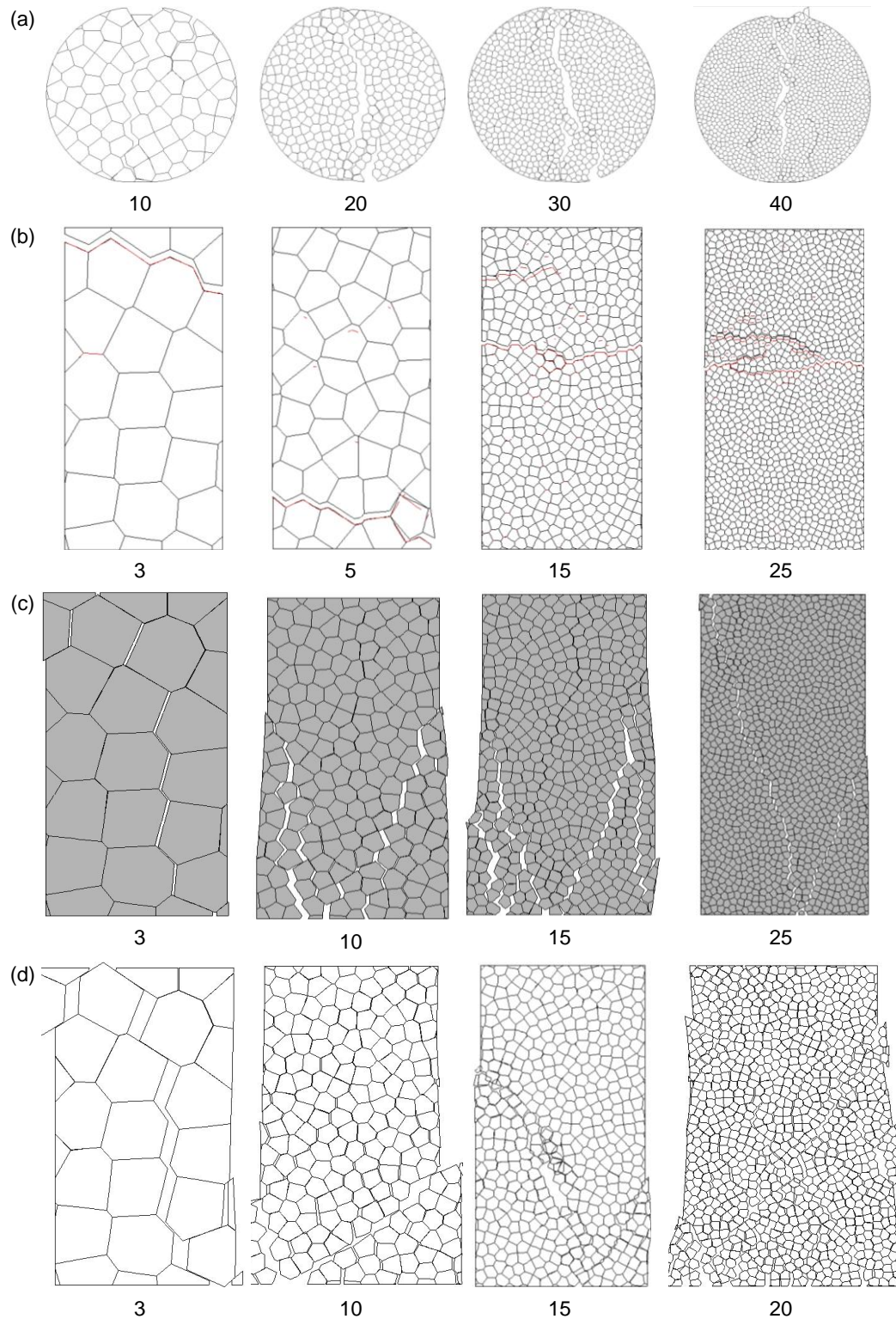
Kot je pričakovano, nekoliko drugačen trend se pokaže v modelu Brazilske preiskave, kjer natezna trdnost približno linearno upada z gostoto Voronoijevih elementov (Slika 4.41a). Do podobne ugotovitve je prišel tudi Kazerani in Zhao (2013) pri preiskovanju gostote Dalanuyjevih trikotnikov. Diagram napake (Slika 4.41b) prikazuje, da je na celotnem preiskovanem območju RSD za Brazilsko preiskavo v enakem velikostnem razredu, kot pri ostalih preiskavah (cca. 5 % RSD).



Slika 4.42. Napetostno-deformacijske krivulje izvedene ob različnih gostotah Voronoijevih elementov v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. Primeri krivulj so prikazani za izbrano porazdelitveno število, in sicer 555 za Brazilsko preiskavo ter 777 za ostale tri preiskave.

Figure 4.42. Stress-strain curves at different Voronoi polygon resolution for models (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test. Models were generated with seed no. 555 in Brazilian test and 777 in other tests.

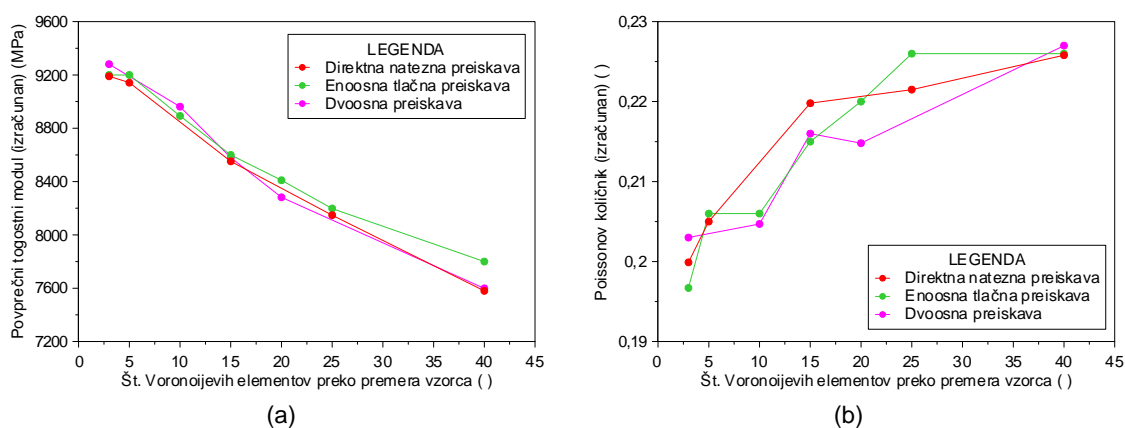
Pri vseh numeričnih modelih ugotavljamo, da je način porušitve ter formiranje glavne in paralelnih mikro razpok odvisen od gostote Voronoijevih elementov (Slika 4.43). Oblika porušne razpoke pri nizki gostoti Voronoijevih elementov je zelo ostra in stopničasta. Na ustreznem območju gostote Voronoijevih elementov porušna razpoka postaja vedno bolj ravna, z občasnimi zavoji ali razvejanji. Pri visoki gostoti Voronoijevih elementov se pojavi napoved več paralelnih razpok, med njimi pa prihaja do lokalizacij in formacij diskontinuitet, ki spominjajo na drobljenje realnega materiala.



Slika 4.43. Vpliv gostote Voronoijevih elementov na način porušitve modela vzorca v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. Številke pod slikami pomenijo gostoto Voronoijevih elementov. Primeri porušitev so prikazani za izbrano porazdelitveno število, in sicer 555 za Brazilsko preiskavo ter 777 za ostale tri preiskavo.

Figure 4.43. Effect of Voronoi polygon resolution on crack pattern for models (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test. Values below each plot are defining Voronoi size resolution. Models were generated with seed no. 555 in Brazilian test and 777 in other tests.

Podobno kot v BPM modelu (Potyondy in Cundal, 2004) je gostota Voronojevih elementov povezana s stopnjo diskretizacije in nekoliko vpliva na deformacijske lastnosti materiala. Če gostoto Voronojevih elementov povečujemo (do 40 Voronojevih elementov na premer vzorca), se bo vpliv opazil na povprečnem togostnem modulu modela vzorca tako, da bo njegova vrednost upadla ter na Poissonovem količniku modela vzorca tako, da bo njegova vrednost narasla, in sicer v velikostnem razredu 15 % na testiranem intervalu (Slika 4.44). Izračun povprečnega togostnega modula in Poissonovega količnika modela vzorca je predstavljen v poglavju 3.8.3.



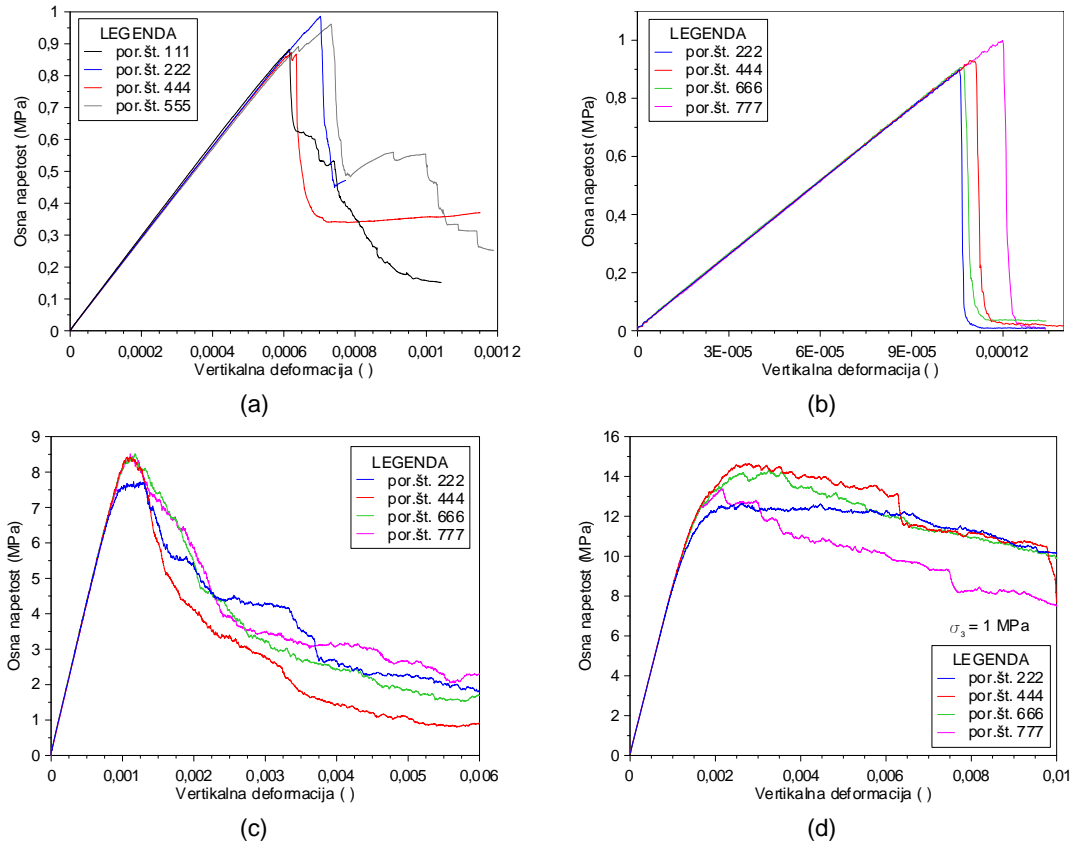
Slika 4.44. Vpliv gostote Voronojevih elementov na (a) povprečni togostni modul in (b) Poissonov količnik modela vzorca.

Figure 4.44. Effect of Voronoi polygon resolution to (a) output Young's modulus and (b) output Poisson's ratio.

#### 4.3.5 Porazdelitev Voronojevih elementov

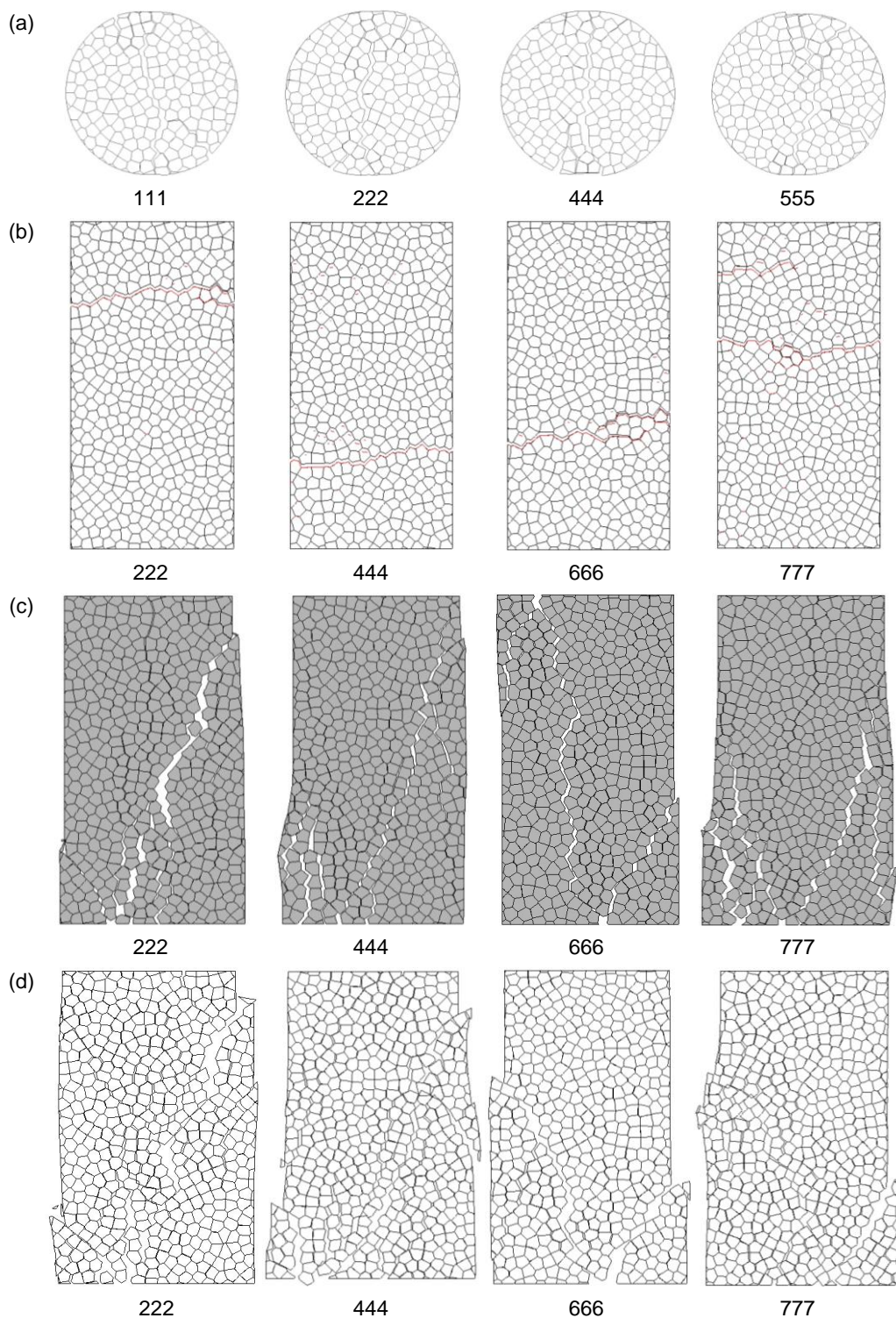
Porazdelitev Voronojevih elementov v modelu definiramo s porazdelitvenim številom (ang. *seed number*). To je eden od parametrov, ki je stohastične narave in pomembno vpliva na heterogenost modela (poglavje 3.2.7). V ta namen se je opazoval vpliv poljubnega porazdelitvenega števila na (a) obliko napetostno-deformacijske krivulje pri vseh štirih preiskavah in (b) formiranje razpok(e) ob poružitvi modela vzorca.

Iz spodnjih diagramov (Slika 4.45) je razvidno, da poljubno porazdelitveno število poda nekoliko drugačno vrednost porušne trdnosti modela vzorca in obliko napetostno-deformacijske krivulje za vse modele preiskav. Kot je bilo prikazano v prejšnjem poglavju (poglavje 4.3.4), med 10 in 25 Voronojevih elementi na premer vzorca lahko pričakujemo približno 5 % RSD trdnosti (Slika 4.41b). Iz spodnjih diagramov (Slika 4.45) lahko zaključimo, da porazdelitveno število ima še posebej velik vpliv na rezidualni del napetostno-deformacijske krivulje, predvidoma zaradi tega, ker po poružitvi pride do trenja in drsenja med Voronojevimi kontakti, ki so razporejeni v različnih smereh. Pri tem je ključnega pomena geometrija in usmerjenost Voronojevih kontaktov, kar se neposredno odraža tudi na formiranju porušne razpoke in posledično na obnašanje modeliranega materiala po poružitvi (Slika 4.46). Razvoj razpoke ob poljubnem porazdelitvenem številu lahko vpliva na njeno obliko, vendar tako, da je ta še vedno v skladu z napetostnim stanjem poljubne preiskave.



Slika 4.45. Napetostno-deformacijske krivulje izvedene s poljubnim porazdelitvenim številom v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

Figure 4.45. Stress-strain curves generated with different seed number for models (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test.



Slika 4.46. Vpliv porazdelitvenega števila na način porušitve modela vzorca v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. Števila pod slikami pomenijo porazdelitveno število (ang. *seed number*).

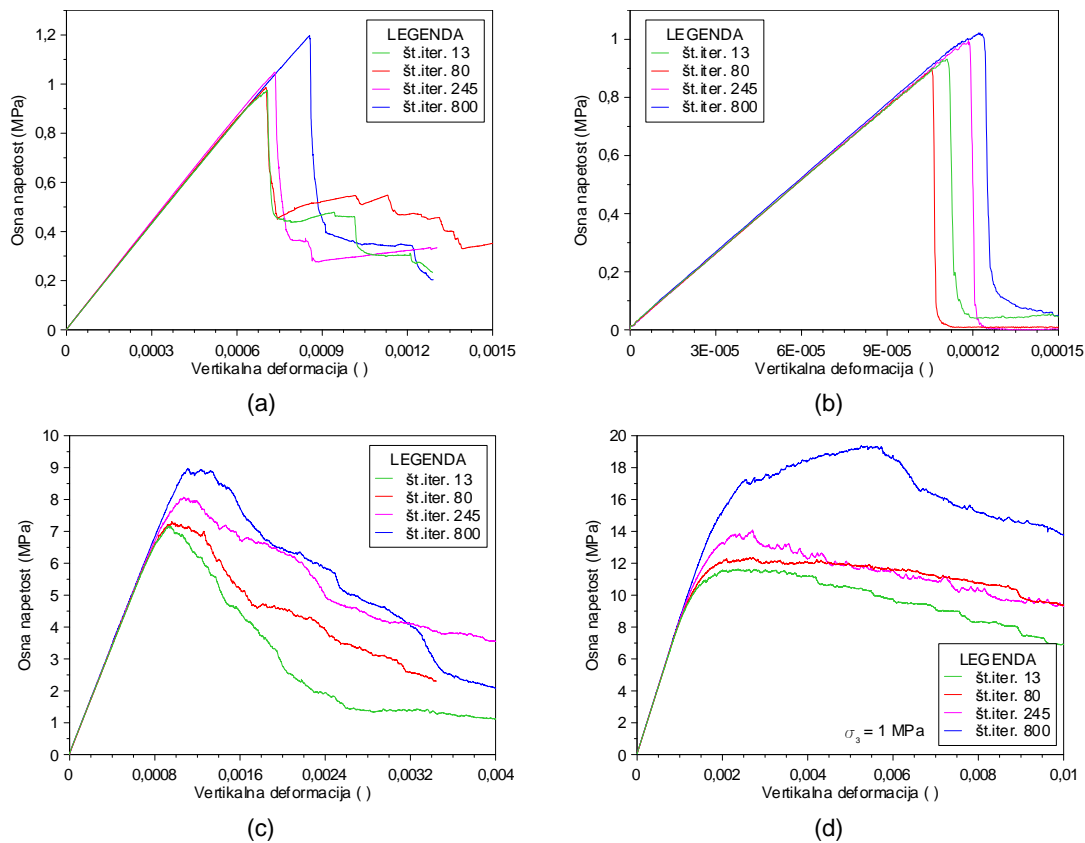
Figure 4.46. Effect of seed number on crack pattern for models (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test. Values below each plot defining seed number.



#### 4.3.6 Število iteracij

Kot je bilo pojasnjeno v poglavju 3.2.7, število iteracij vpliva na porazdelitev točk, ki so izhodišče za generiranje Voronoijevih poligonov v začetni fazi Voronoijevega algoritma (poglavje 3.2.7). Nižje število iteracij generira neenakomerno porazdelitev točk in s tem vpliva na heterogeno oziroma neurejeno zgradbo Voronoijevega mozaika. Po drugi strani pa višje število iteracij generira točke, ki so enakomerno porazdeljene preko izbranega območja in tako omogočajo generiranje urejenega in homogenega Voronoijevega mozaika. Tako je poleg porazdelitvenega števila, število iteracij drugi parameter, ki vpliva na heterogenost modela. V ta namen se je preveril morebitni vpliv števila iteracij na obliko napetostno-deformacijske krivulje in način formiranja razpoke ob poružitvi vzorca za vse štiri numerične preiskave. Testirani interval je segal od 30 do 1000 iteracij.

Število iteracij vpliva na obliko napetostno-deformacijske krivulje, še zlasti na njen rezidualni del (Slika 4.47). Tak odziv modela je razumljiv, saj drsenje med Voronoijevimi kontakti pride v ospredje šele po poružitvi vzorca. Obnašanje materiala pa je takrat močno pogojeno z usmeritvijo oziroma geometrijo Voronoijevih kontaktov.

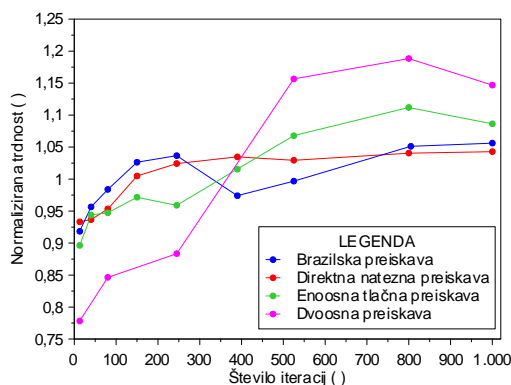


Slika 4.47. Napetostno-deformacijske krivulje izvedene z različnim številom iteracij v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. Predstavljene napetostno-deformacijske krivulje ustrezajo porazdelitvenemu številu 222.

Figure 4.47. Stress-strain curves generated with different number of iterations for models (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test. All simulations were generated with seed numer 222.

Z izbranim številom iteracij se je za vsak model izvedlo približno pet analiz z drugim porazdelitvenim številom. Iz zgornjih diagramov (Slika 4.47) je jasno razvidno, kako urejenost Voronoijevega mozaik vpliva na porušno trdnost modela vzorca. Obstaja trend, da z višjo urejenostjo Voronoijevega mozaika (t.j. več iteracij) narašča tudi porušna trdnost materiala vse, dokler se ta počasi ne stabilizira. Stabilizacija natezne trdnosti pri Brazilski in direktni

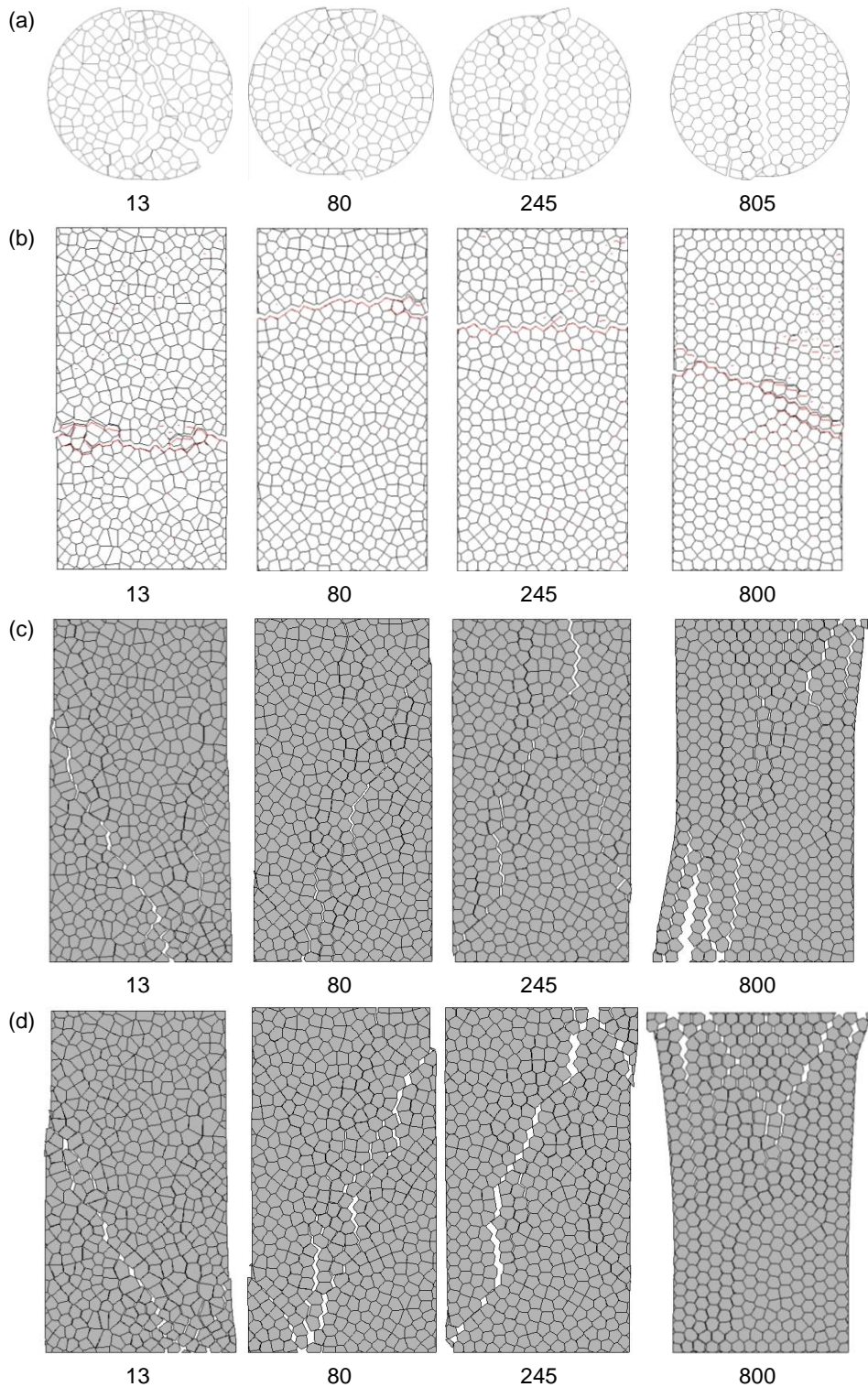
natezni preiskavi je dosežena pri približno 150 iteracijah, medtem ko je stabilizacija porušne trdnosti pri enoosni tlačni in dvoosni preiskavi dosežena šele pri približno 550 iteracijah (Slika 4.48). Poleg tega je bilo ugotovljeno, da število iteracij ima zanemarljiv vpliv na porazdelitev porušne trdnosti, testirane pri različnih porazdelitvenih številih, saj je preko celotnega preiskanega intervala približno 5 % RSD. Postopek izračuna normalizirane trdnosti, ki je uporabljena za izris spodnjega diagrama (Slika 4.48), je opisan v poglavju 4.1.



Slika 4.48. Vpliv števila iteracij na normalizirano porušno trdnost modela vzorca.

Figure 4.48. Effect of number of iteration steps on normalized peak strength.

Urejenost Voronoijevega mozaika vpliva tudi na napredovanje in formacijo razpoke ob porušitvi modela vzorca (Slika 4.49). Slabše urejena Voronoijeva mreža (nizko št. iteracij) običajno formira manj pravilno razpoko, kot urejena Voronoijeva mreža (visoko št. iteracij), ki formira ravno oziroma stopničasto razpoko. Pomemben zaključek, ki je razviden iz spodnjih slik (Slika 4.49) je, da zelo urejena Voronoijeva mreža slabše opiše dejansko naravno stanje porušitve materiala.



Slika 4.49. Vpliv števila iteracij na način porušitve modela vzorca v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. Števila pod slikami pomenijo porazdelitveno število.

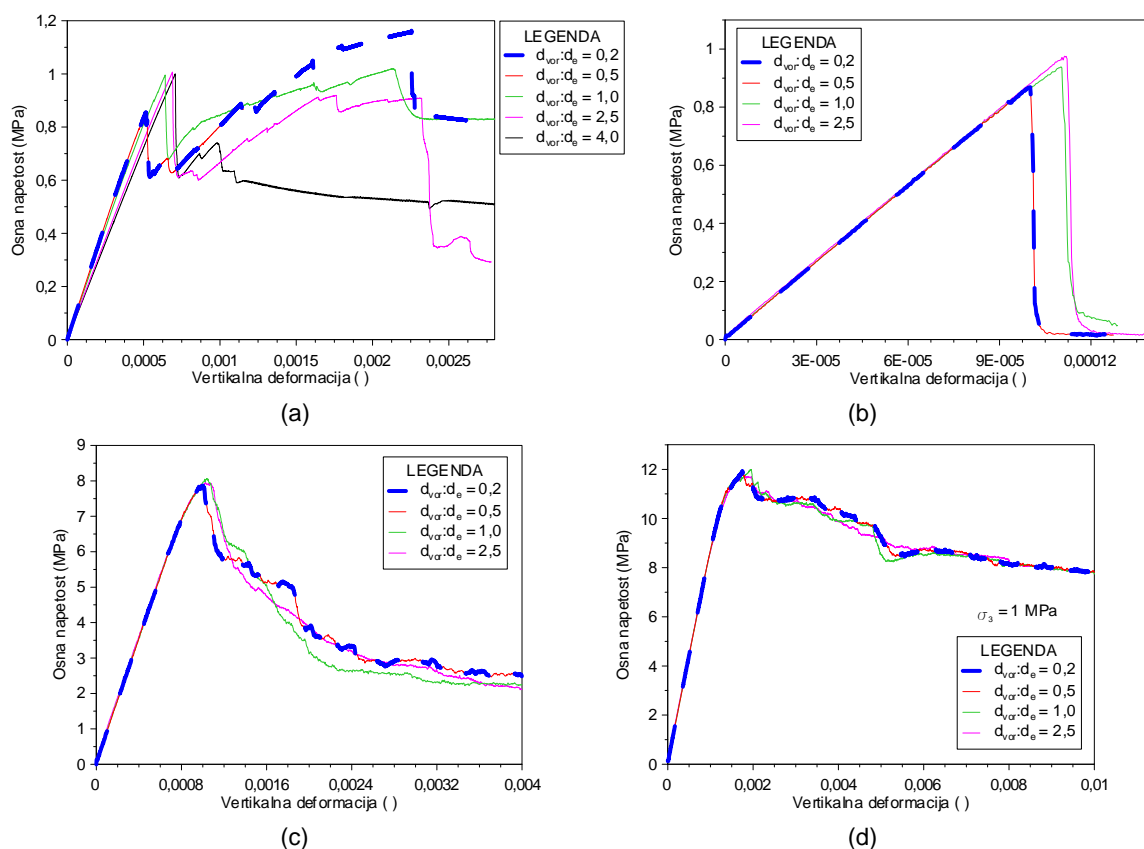
Figure 4.49. Effect of iteration number on crack pattern for models (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test. Numbers below the each plot are defining iteration number.

Kot vidimo število iteracij vpliva na zgradbo modela vzorca, katero lahko neposredno povežemo z mikrostrukturo intaktnega materiala. Tako lahko z manipuliranjem vrednosti števila iteracij poiščemo ustrezno število iteracij, ki najbolj ponazarja mikrostrukturo materiala, ki ga želimo simulirati. V splošnem lahko pričakujemo zadovoljive rezultate simulacij, ki bodo primerno opisali obnašanje naravnega materiala, ko je število iteracij nižje od 250. Več o tem bo pojasnjeno v poglavju 6.2.4.

### 4.3.7 Gostota diferenčne mreže

Kot je bilo pojasnjeno v poglavju 3.4, je blok, ki predstavlja Voronoijev model intaktne kamnine, najprej diskretiziran s poligonalnimi bloki Voronoijevega mozaika, vsak Voronoijev poligon pa še z diferenčno mrežo trikotnih elementov (Slika 3.5). Z namenom zagotovitve numerično stabilnih in časovno sprejemljivih analiz, se je analiziral vpliv gostote diferenčne mreže na napetostno-deformacijsko krivuljo simuliranega materiala ter vpliv na formacijo razpoke ob porušitvi modela vzorca.

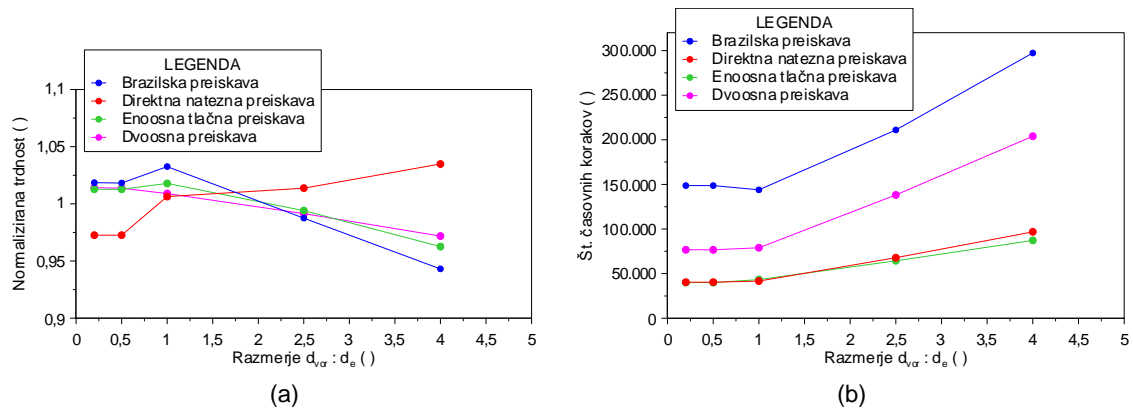
Gostota diferenčne mreže vpliva na obliko napetostno-deformacijske krivulje (Slika 4.50). Nizka gostota diferenčne mreže lahko povzroči nenavadno obnašanja v napetostno-deformacijski krivulji (Slika 4.50a). Slednje še zlasti velja za model Brazilske preiskave. Njeno obliko izboljšamo, če v modelu definiramo dovolj gosto diferenčno mrežo (ali dovolj visoko gostoto Voronoijevih elementov, kot je bilo predstavljeno v poglavju 4.3.4). Vendar, potrebno se je zavedati, da diferenčne mreže ni smiselno gostiti v nedogled, saj se s tem močno podaljšamo čas opravljene analize (Slika 4.51b).



Slika 4.50. Napetostno-deformacijske krivulje izvedene ob različnih gostotah diferenčne mreže v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

Figure 4.50. Stress-strain curves generated with different mesh density for models (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test.

Iz spodnjega diagrama (Slika 4.51a) je razvidno, da gostota diferenčne mreže nekoliko vpliva tudi na porušno trdnost modeliranega materiala. Odziv trdnosti materiala se je analiziral v odvisnosti od razmerja dolžine Voronoijevega elementa  $d_{Vor}$  z dolžino trikotnega elementa diferenčne mreže  $d_e$  (poglavje 3.2.1). Izkazalo se je, da z naraščajočim razmerjem  $d_{Vor} : d_e$  trdnost materiala blago vpada, in sicer približno za 5 % porušne trdnosti na preiskanem intervalu (Slika 4.51a). Nekoliko drugačen odziv v primerjavi z ostalimi preiskavami je opazen v modelu direktne natezne preiskave, saj kaže blago naraščanje z naraščajočim  $d_{Vor} : d_e$  razmerjem. Za vse pa velja, če testiramo večje število modelov vzorcev z različnimi porazdelitvenimi števili ob poljubni gostoti diferenčne mreže, bo RSD trdnosti približno 5 %.



Slika 4.51. Vpliv gostote diferenčne mreže na (a) normalizirano trdnost in (b) število časovnih korakov do porušitve vzorca.

Figure 4.51. Effect of mesh density on (a) normalized peak strength and (b) no. of time steps needed for model at failure.

Vpliv gostote diferenčne mreže na formiranje in napredovanje porušne razpoke ni bil opazen, kljub temu, da ima vpliv na napetostno-deformacijsko krivuljo.

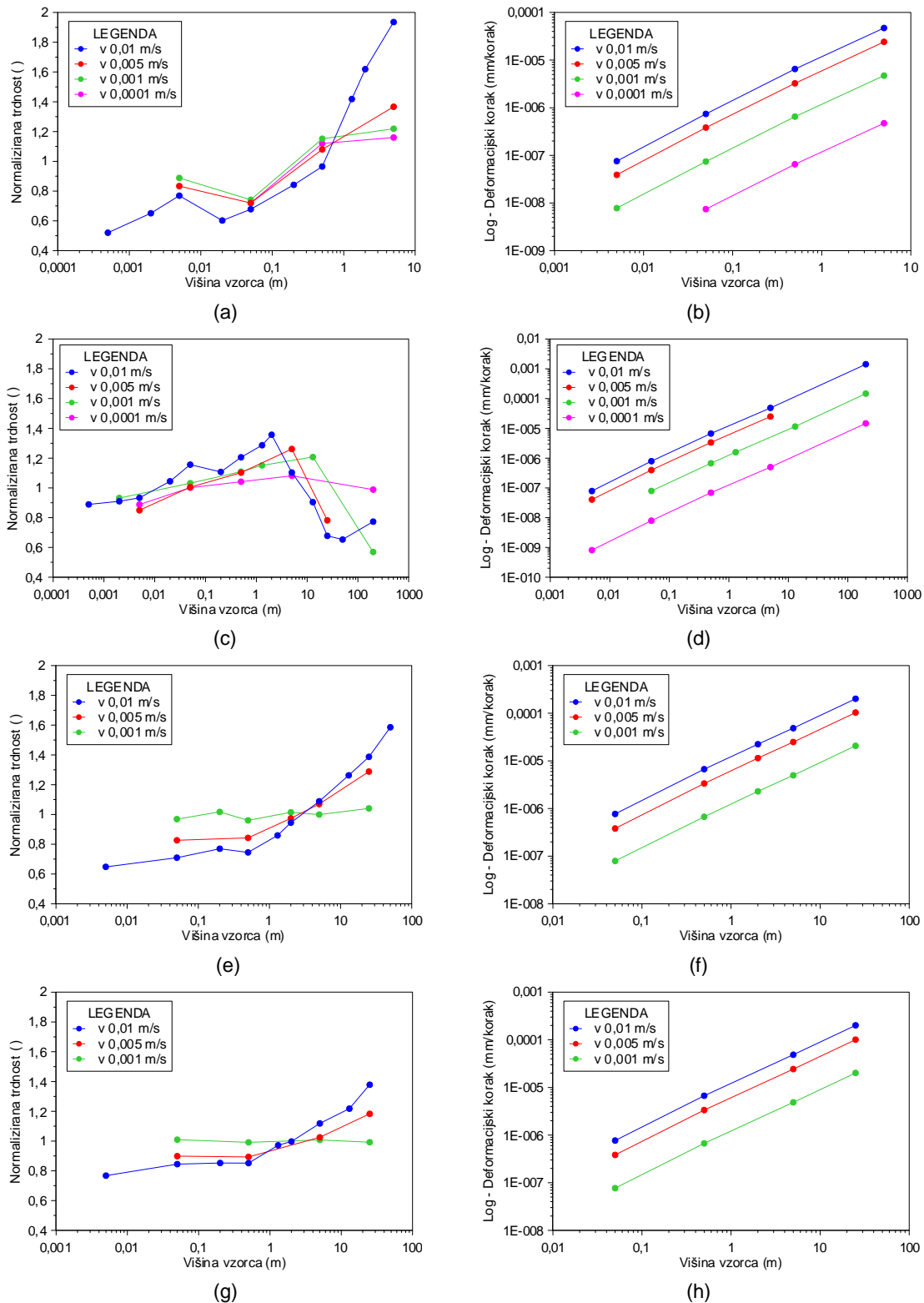
#### 4.3.8 Velikost modela vzorca

Pri vseh štirih numeričnih preiskavah se je opazoval vpliv velikosti vzorca na porušno trdnost in napetostno-deformacijsko krivuljo. Testirani razpon velikosti (višine) vzorcev je bil zelo širok, saj zajema in presega velikosti vzorcev, ki so običajno preiskovane v laboratoriju. Vendar numerični model omogoča testiranje velikosti, ki se iz vidika laboratorijskih preiskav ne zdijo realne, ampak so ti rezultati koristni za boljše razumevanje numeričnega modela. Kot bomo videli iz spodnjih diagramov (Slika 4.52), se je jasen trend pokazal predvsem zaradi testiranja širokega razpona velikosti modelov. Zato se je testiralo velikost modelov v razponu:

- 0,0005 m in 5 m za Brazilska preiskava (Slika 4.52a, b),
- 0,0005 m in 200 m za direktna natezna preiskava (Slika 4.52c, d),
- 0,005 m in 50 m za enoosna tlačna preiskava (Slika 4.52e, f) in
- 0,005 m in 25 m za dvoosna preiskava (Slika 4.52g, h).

Model v posamezni numerični preiskavi je bil generiran tako, da je imel ob vsaki velikosti vzorca popolnoma enako gostoto in geometrijo Voronoijevih elementov. Ugotovimo, da je večje vzorce potrebno obremenjevati z nižjo hitrostjo, kot manjše vzorce (Slika 4.52a, c, e, g). Testiranje vzorca s previsoko hitrostjo obremenjevanja izzove podobne odzive kot so opisani v poglavju 4.3.3. Iz spodnjih diagramov (Slika 4.52b, d, f, h) lahko ugotovimo optimalni deformacijski korak za poljubno dimenzijo vzorca. Na primer, če opazujemo stabilizacijo trdnosti v enoosni tlačni preiskavi (Slika 4.52e) za hitrost obremenjevanja 0,01 m/s (modra linija), vidimo, da se  $\sigma$ - $\epsilon$  stabilizira pri velikosti vzorca 0,5 m. Če sedaj pogledamo še na sosednji diagram (Slika 4.52f), lahko za enako velikost vzorca odčitamo preko iste linije (modra linija) deformacijski korak velik približno  $1 \cdot 10^{-5}$  mm/korak. Podoben postopek lahko opravimo še na ostalih preiskavah in drugih hitrostih obremenjevanja ter ugotovimo, da dobimo pri vseh podoben deformacijski korak. Pojem in enačba deformacijskega koraka v povezavi s hitrostjo obremenjevanja sta bila pojasnjena v poglavju 2.2.3.

Iz tega lahko sklepamo, da v izogib dinamičnim učinkom, neglede na velikost vzorca, je ustrezen deformacijski korak približno in vsaj  $1 \cdot 10^{-5}$  mm/korak, kar je podobno kot je bilo ugotovljeno v modelu kontinuuma (poglavje 4.2.3). Izvedene analize tako omogočajo, da lahko že na podlagi teh diagramov hitro ocenim primerno hitrost obremenjevanja za zeleno dimenzijo vzorca.



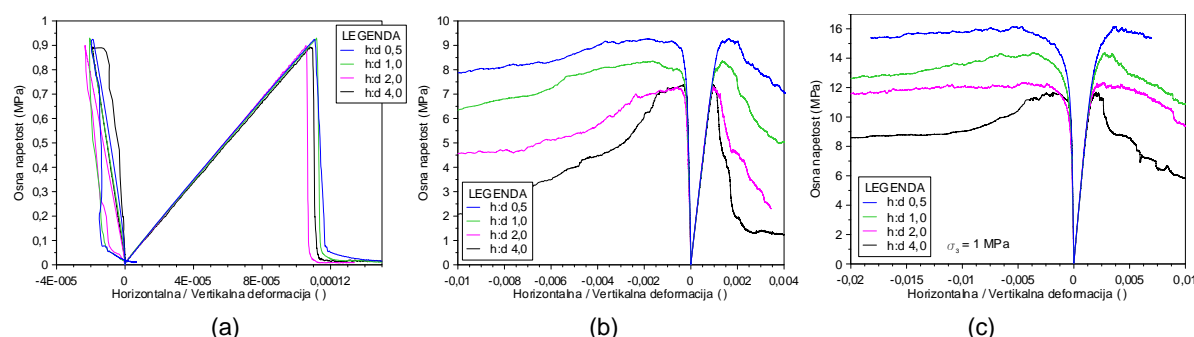
Slika 4.52. Vpliv velikosti vzorca na trdnost modeliranega materiala (levo) in na deformacijski koraka (desno) v modelih (a, b) Brazilske preiskave, (c, d) direktne natezne preiskave, (e, f) enoosne tlačne preiskave in (g, h) dvoosne preiskave.

Figure 4.52. Effect of applied velocity on normalized peak strength (left) and displacement rate (right) for different model sizes in (a, b) Brazilian test, (c, d) direct tensile test, (e, f) uniaxial compressive test and (g, h) biaxial test models.

### 4.3.9 Oblika in razmerje med dimenzijami modela vzorca

Preiskovanje vpliva razmerja stranic višine in premera vzorca  $h:d$  na napetostno-deformacijsko krivuljo (Slika 4.53) je pokazal skladen trend z laboratorijskimi ugotovitvami iz literature (poglavje 2.2.3).

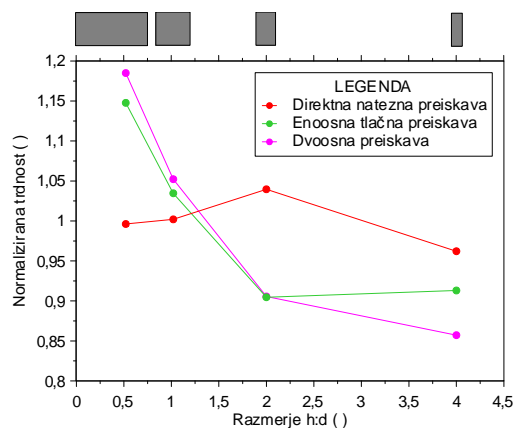
Kot je pričakovano razmerje stranic  $h:d$  vpliva na simulirane numerične preiskave, kjer prevladuje tlačno napetostno stanje (npr. enoosna ali dvoosna preiskava), saj pritrjene točke s predpisanimi robnimi pogoji na stranicah tlačno delujejo na model vzorca in tako vplivajo na napetostno stanje v njem. Z nižanjem razmerja  $h:d$  (bolj ploščati vzorci) se model vzorca vedno bolj duktilno obnaša. Po drugi strani pa višje razmerje stranic  $h:d$  (bolj paličasti vzorci) izzove krhek odziv modela vzorca (Slika 4.53b-c), kar je pričakovano. Z naraščajočim razmerjem  $h:d$  vpada napoved trdnosti modela vzorca, vpliv na deformacijske lastnosti pa je zanemarljiv. V direktni natezni preiskavi oblika vzorca nima bistvenega vpliva na porušno trdnost vzorca (Slika 4.53a).



Slika 4.53. Vpliv razmerja stranic  $h:d$  na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) direktne natezne preiskave (b) enoosne tlačne preiskave in (c) dvoosne preiskave.

Figure 4.53. Effect of model shape on stress-strain curve for (a) direct tensile test, (b) uniaxial compressive test and (c) biaxial test models.

V enoosni tlačni in dvoosoni preiskavi, kjer prevladuje tlačno napetostno stanje, se z višanjem razmerja stranic vzorca  $h:d$ , niža tudi porušna trdnost modela vzorca (Slika 4.54). Skladno obnašanje je ugotovil tudi Diederichs (2000) v PFC modelu. Rezultati so drugačni pri preiskavah s prevladujočim nateznim napetostnim stanjem, torej pri direktni natezni preiskavi, kjer je vpliv razmerja stranic na natezno trdnost zanemarljiv (Slika 4.54), saj so robni pogoji tu natezni. Postopek izračuna normalizirane trdnosti, ki predstavlja odvisno spremenljivko spodnjega diagrama (Slika 4.54), je pojasnjen v poglavju 4.1.



Slika 4.54. Vpliv razmerja stranic  $h:d$  na trdnost modeliranega materiala.

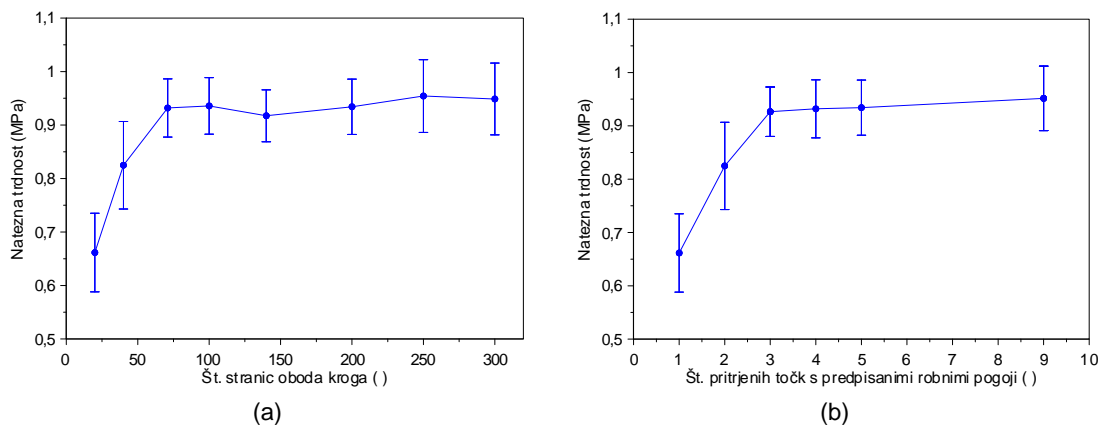
Figure 4.54. Effect of model shape on normalized strength.



#### 4.3.10 Število pritrjenih točk s predpisanimi robnimi pogoji

V nadaljevanju se je analiziral vpliv števila pritrjenih točk s predpisanimi robnimi pogoji na porušno trdnost modela vzorca. Predhodno smo ugotovi, da na končno število pritrjenih točk pri pravokotnih modelih vzorcev (to so modeli direktne natezne preiskave, enoosne tlačne preiskave in dvoosne preiskave), poleg gostote diferenčne mreže, vpliva še gostota Voronoijevih elementov. Zato število pritrjenih točk nima direktnega vpliva na obnašanje modeliranega materiala v teh preiskavah. O vplivu gostote Voronoijevih elementov (poglavje 4.3.4) in diferenčne mreže (poglavje 4.3.4) na obnašanje modela vzorca smo pisali že zgoraj.

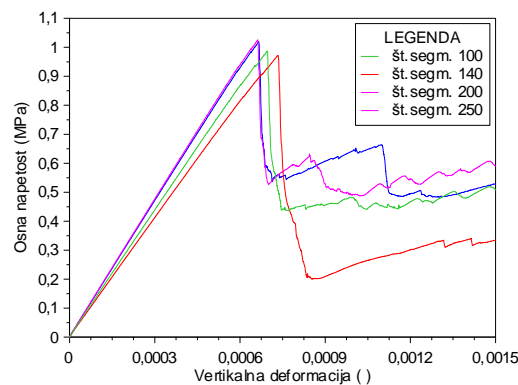
Podobno kot je bilo ugotovljeno pri analizi vpliva pritrjenih točk s predpisanimi robnimi pogoji na obnašanje modela kontinuuma (poglavje 4.2.8), nekoliko drugačno obnašanje opazimo v modelu Brazilske preiskave. V tej preiskavi, poleg gostote Voronoijevih elementov in gostote diferenčne mreže, na število pritrjenih točk vpliva še število stranic (segmentov), ki gradijo model okrogle oblike. Opazovanje vpliva števila stranic na Brazilsko natezno trdnost pokaže, da se natezna trdnost modeliranega materiala ustali pri številu stranic višjem od 80 (Slika 4.55a) oziroma pri več kot treh pritrjenih točkah (Slika 4.55b). Relativna standardna deviacija natezne trdnosti se na ustreznem intervalu giblje do 10 %.



Slika 4.55. Vpliv (a) števila stranic oziroma (b) števila pritrjenih točk na Brazilsko natezno trdnost.

Figure 4.55. Effect of (a) a number of segment and (b) a number of fixed gridpoints on Brazilian strength.

Poleg tega na intervalu, kjer je stabilizacija natezne trdnosti že ustaljena, lahko ob izbiri dveh različnih številih stranic v modelu Brazilske preiskave pričakujemo nekoliko drugačno obnašanje napetostno-deformacijske krivulje modela vzorca (Slika 4.56).



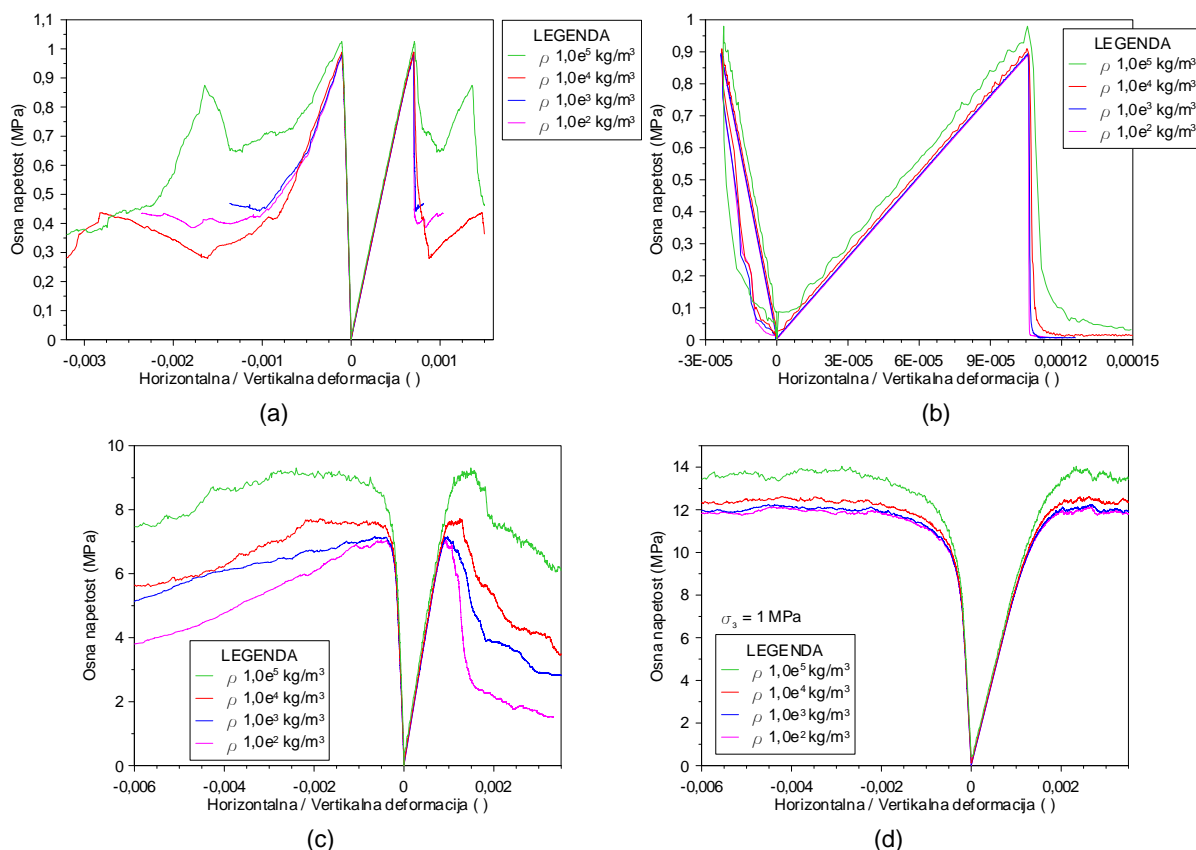
Slika 4.56. Vpliv števila stranic (segmentov) na obliko napetostno-deformacijske krivulje.

Figure 4.56. Effect of no. of segments on stress-strain curve.

### 4.3.11 Gostota materiala

Preiskan je bil vpliv gostote modela vzorca premera 0,25 m in višine 0,5 na trdnost, togost in napetostno-deformacijsko krivuljo na širokem intervalu ( $10,0 - 1,0 \cdot 10^6 \text{ kg/m}^3$ ). Razlogi za testiranje tako širokega razpona gostote, katerih vrednosti so izven obsega naravnih materialov, so pojasnjeni v poglavju 4.2.9. Pri izračunu osne napetosti se ni upoštevalo dodatne obtežbe zaradi lastne teže modela vzorca, sej se le-ta vrši na zgornjem robu modela vzorca (poglavje 3.8.3)

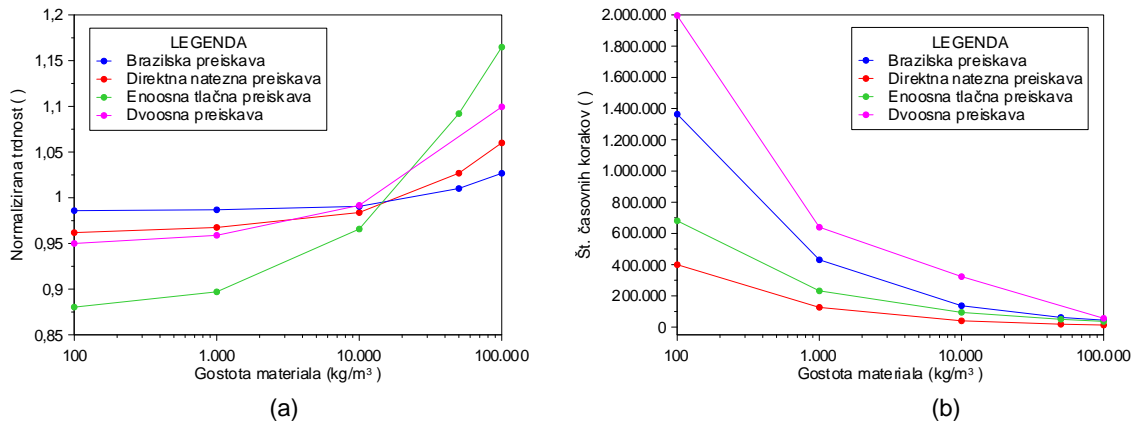
Ugotovljeno je bilo, da zelo visoka (nerealna) gostota (večja od  $1,0 \cdot 10^4 \text{ kg/m}^3$ ) ima minimalen vpliv na togost in porušno trdnost vzorca pri vseh preiskavah (Slika 4.57, Slika 4.58a). Poleg tega pri nerealno visoki gostoti (večji od  $50 \cdot 10^3 \text{ kg/m}^3$ ) je število časovnih korakov za porušitev materiala zelo nizko, medtem ko je pri nerealno nizki gostoti (manjši od  $500 \text{ kg/m}^3$ ) potrebnih zelo veliko časovnih korakov (Slika 4.22b). Te ugotovitve so v skladu s formulacijo diskretne numerične metode v programskem okolju UDEC (poglavje 3.2.3).



Slika 4.57. Vpliv gostote materiala na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

Figure 4.57. Stress-strain curves at different material density for (a) Brazilian test, (b) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.

Na intervalu, kjer je gostota materiala realna, torej primerljiva z gostoto kamnin (ki so običajno med  $2200 \text{ kg/m}^3$  do  $3500 \text{ kg/m}^3$ ), je njen vpliv na model vzorca zanemarljiv, čas trajanja analize pa sprejemljiv. Zato je priporočljivo, da je vhodna gostota enaka gostoti testiranega materiala. Ko bo vhodna vrednost gostote modela vzorca primerljivih vrednosti, kot jo imajo naravni materiali, bo numerična napoved rezultatov zanesljiva in dovolj natančna.

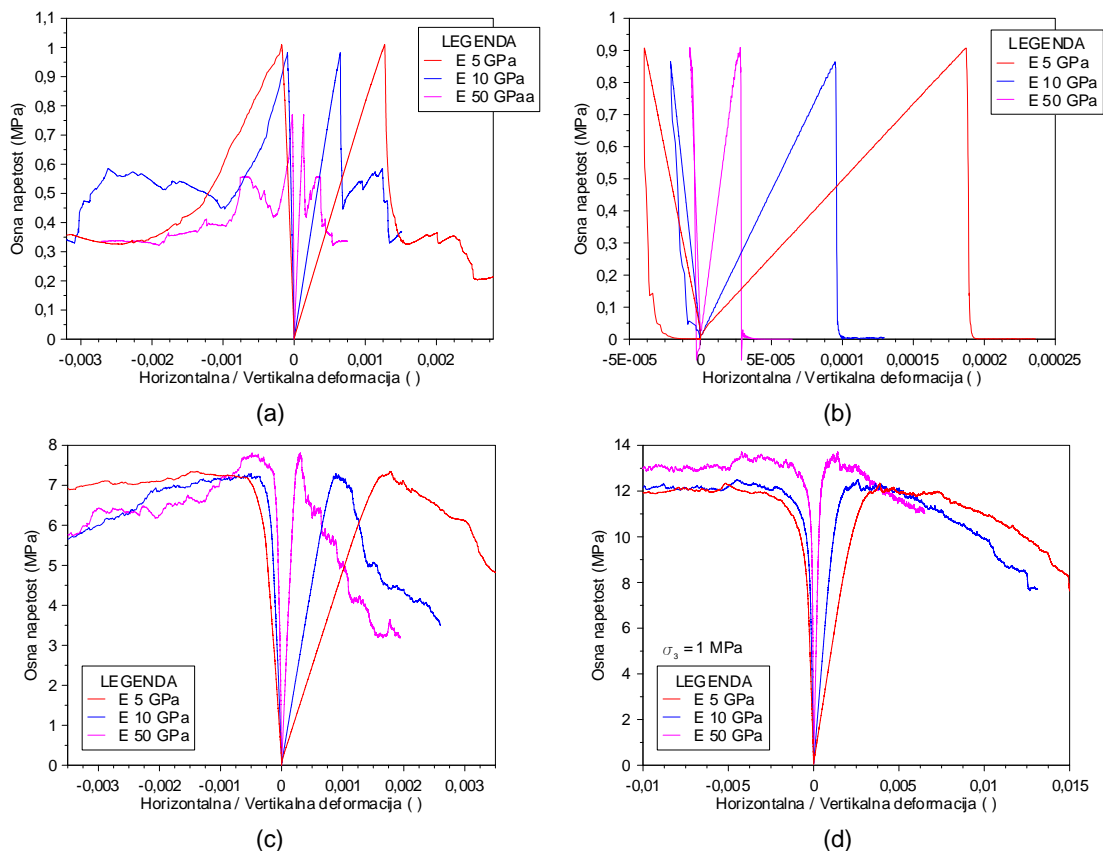


Slika 4.58. Vpliv gostote materiala na (a) normalizirano porušno trdnost ter na (b) število časovnih korakov potrebnih za porušitev vzorca.

Figure 4.58. Effect of material density on (a) normalized peak strength and on (b) no. of time steps needed for model failure.

#### 4.3.12 Youngov modul Voronoijevih elementov

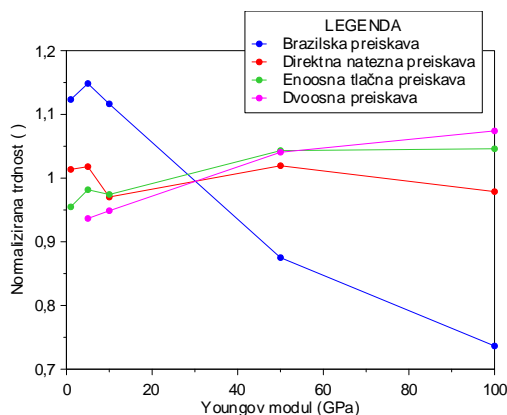
Na intervalu od 1 GPa do 100 GPa se je analiziral vpliv Youngovega modula Voronoijevih elementov na trdnost, togost in napetostno-deformacijsko krivuljo modelov vzorcev, preiskanih v numeričnem laboratoriju. Kot je pričakovano Youngov modul Voronoijevih elementov vpliva na naklon predporušnega dela napetostno-deformacijske krivulje modela vzorca pri vseh štirih numeričnih preiskavah (Slika 4.59).



Slika 4.59. Vpliv Youngovega modula na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

Figure 4.59. Stress-strain curves at different Young's modulus for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.

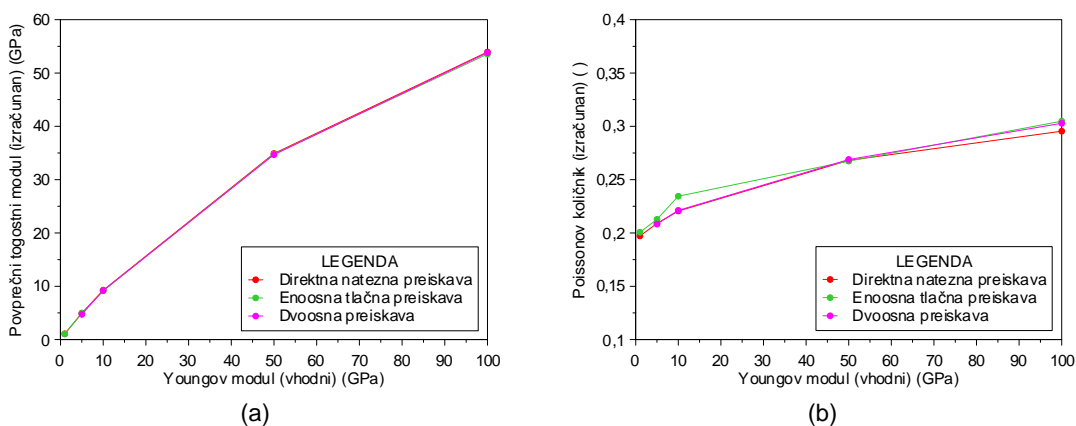
Kot je pričakovano Youngov modul Voronoijevih elementov vpliva na napoved natezne trdnosti v modelu Brazilske preiskave za približno 40 % na testiranem intervalu, minimalno pa na porušno trdnost modelov vzorcev pri ostalih preiskavah (Slika 4.60). To potrjuje kompleksnost Brazilske preiskave, kjer je izmerjena trdnost odvisna tudi od deformacijskih lastnosti materiala, saj je napetostno stanje okoli razpoke pogojeno z njeno togostjo. Podobno kot pri modelu kontinuuma (poglavje 4.2.10) so analize z višjim Youngovim modulom hitreje izračunane, kot pa analize z nižjim Youngovim modulom. Postopek izračuna normalizirane trdnosti, ki predstavlja odvisno spremenljivko spodnjega diagrama (Slika 4.60), je predstavljen v poglavju 4.1.



Slika 4.60. Vpliv Youngovega modula Voronoijevih elementov na porušno trdnost modela vzorca.

Figure 4.60. Effect of Young's modulus of Voronoi elements on normalized peak strength.

Spodnja diagrama (Slika 4.61) prikazujeta vpliv vhodnega Youngovega modula Voronoijevih elementov na povprečni togostni modul (poglavje 2.2.2) modela vzorca in Poissonov količnik modela vzorca. Izračun povprečnega togostnega modula in Poissonovega količnika modela vzorca je predstavljen v poglavju 3.8.3. Zaradi kompleksne zgradbe in elasto-plastčnega odziva modela vzorca z Voronoijevimi elementi (poglavje 3.4), vhodni Youngov modul Voronoijevih elementov ne bo enak povprečnemu togostnemu modulu modela vzorca. Poleg tega vhodni Youngov modul Voronoijevih elementov vpliva na Poissonov količnik modela vzorca, približno za 40 % na testiranem intervalu pri vseh modelih preiskav (Slika 4.61b).

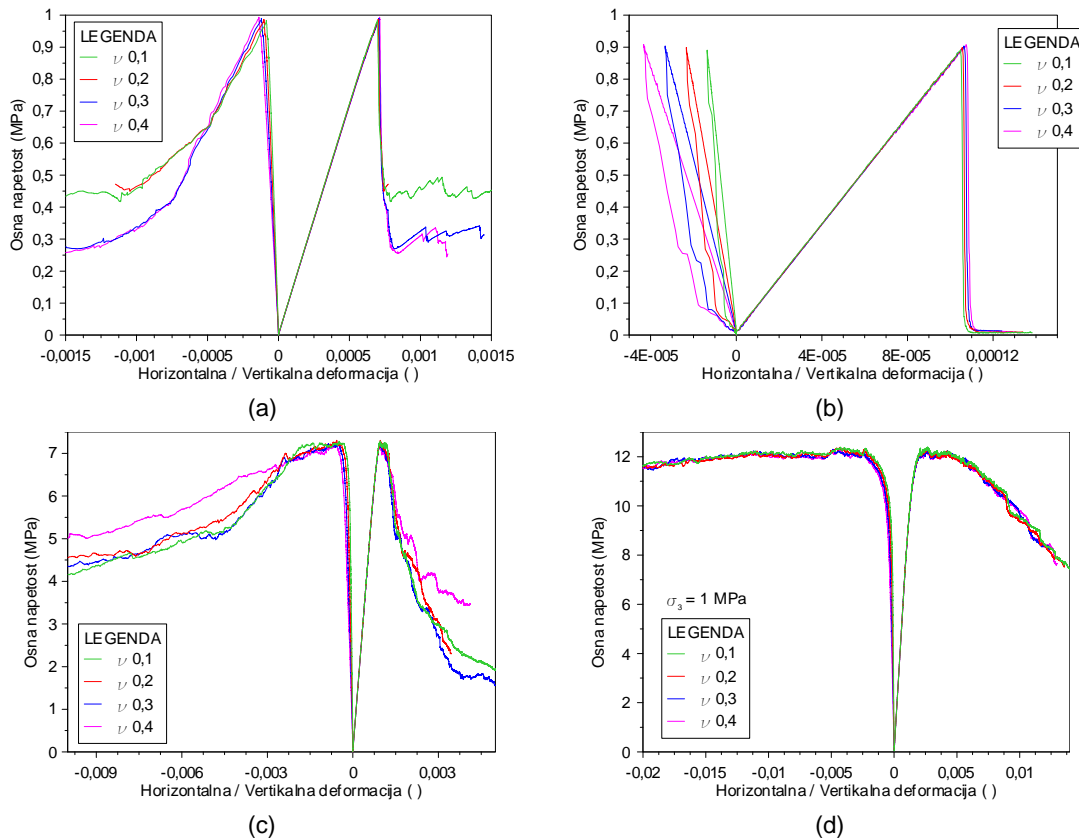


Slika 4.61. Vpliv vhodnega Youngovega modula na (a) povprečni togostni modul in (b) Poissonov količnik modela vzorca.

Figure 4.61. Effect of input Young's modulus on (a) output stiffness modulus and (b) output Poisson's ratio.

### 4.3.13 Poissonov količnik Voronoijevih elementov

Na intervalu od 0,1 do 0,4 se je analiziral vpliv Poissonovega količnika Voronoijevih elementov na trdnost, togost in napetostno-deformacijsko krivuljo modelov vzorcev, preiskanih v numeričnem laboratoriju. Kot je pričakovano, Poissonov količnik Voronoijevih elementov vpliva na Poissonov količnik modela vzorca na testiranem intervalu. Zanemarljiv pa je njegov vpliv na povprečni togostni modul (poglavje 3.8.3) modela vzorca ter na porušno trdnost modela vzorca (Slika 4.62).

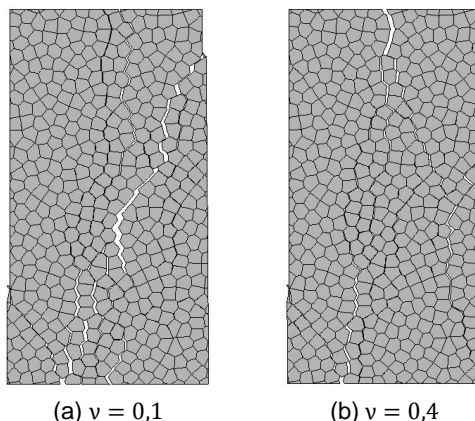


Slika 4.62. Vpliv Poissonovega količnika na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

Figure 4.62. Stress-strain curves at different Poisson's ratio for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.

Zanimivo je, da Poissonov količnik Voronoijevih elementov ne vpliva na povprečni togostni modul modela vzorca, kot je to jasno opaziti v modelu kontinuuma (poglavje 4.2.11, Slika 4.25). Vzrok temu je najverjetneje v Voronoijevih kontaktih, ki povzročijo kompleksnejšo zgradbo modela (poglavje 3.4) ter s tem vpliv med Poissonovim količnikom in togostnim modulom ni več preprost.

Kot je pričakovano, Poissonov količnik Voronoijevih elementov minimalno vpliva na nastanek porušne razpoke v enoosni tlačni preiskavi. Nižje vrednosti Poissonovega količnika dobimo, ko je osna deformacija večja, horizontalna deformacija pa manjša. Tedaj lahko pričakujemo razpoke pod nagnjenimi koti (Slika 4.63a). Višje vrednosti Poissonovega količnika Voronoijevih elementov pa dobimo, ko je osna deformacija manjša, horizontalna pa večja. Tedaj lahko pričakujemo bolj strme in vertikalne razpoke ob poružitvi modela vzorca (Slika 4.63b).



Slika 4.63. Vpliv Poissonovega količnika na nastanek razpoke ob poružitvi vzorca.

Figure 4.63. Effect of Poisson's ratio on crack pattern.

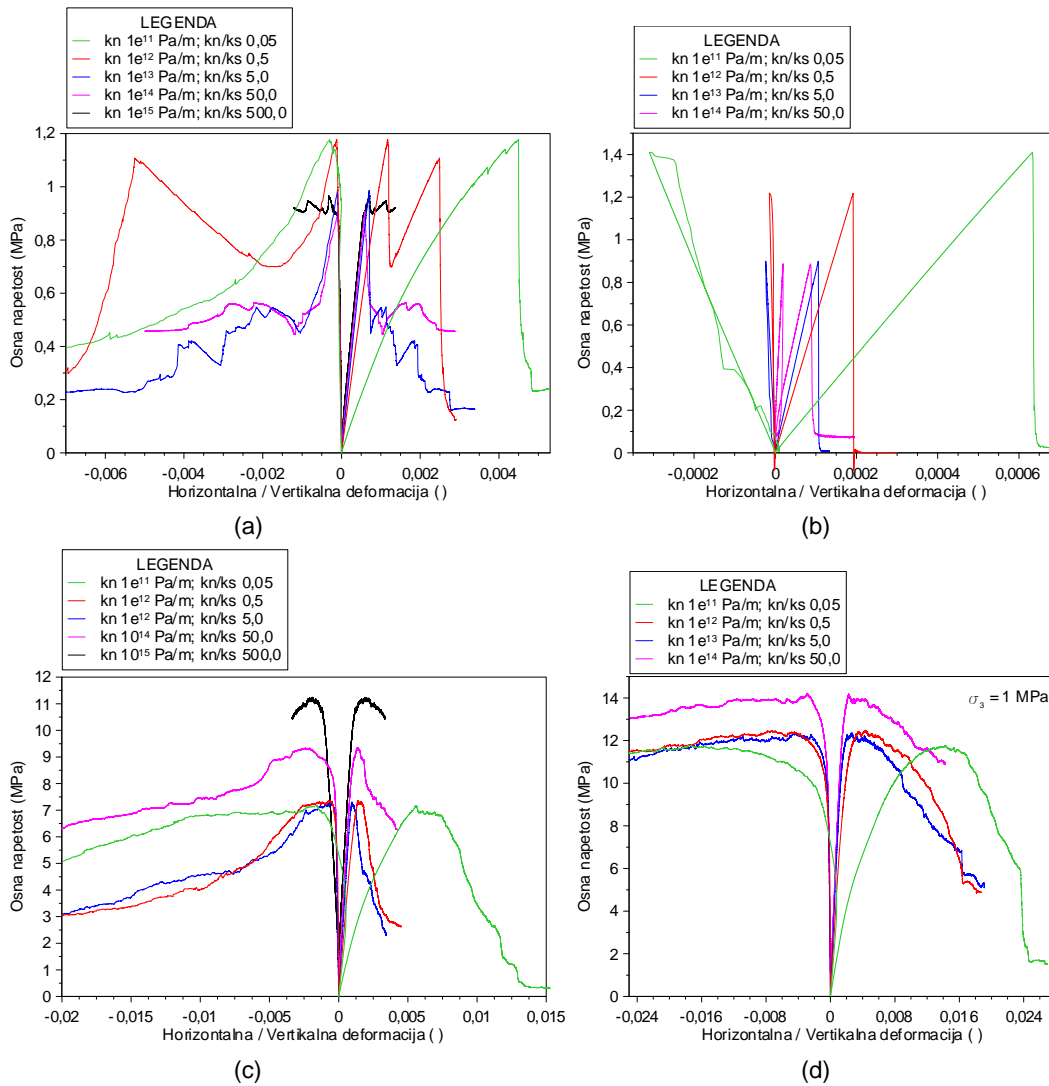
#### 4.3.14 Normalna togost Voronoijevih kontaktov

Vpliv normalne togosti Voronoijevih kontaktov na trdnost, togost in napetostno-deformacijsko krivuljo modela vzorca se je opazoval na intervalu od  $0,1 \cdot 10^{12}$  Pa/m do  $100 \cdot 10^{12}$  Pa/m, kar zajema razmerja togosti  $k_n/k_s$  od 0,05 do 50,0 oziroma 500,0, pri čemer je bila strižna togost  $k_s$  konstantna in je znašala 2000 GPa/m. Delovni diagram delovanja normalne togosti v Voronoijevih kontaktih je prikazan na sliki zgoraj (Slika 3.7). Iz rezultatov je razvidno, da normalna togost vpliva na porušno trdnost modela vzorca, povprečni togostni modul modela vzorca ter na Poissonov količnik modela vzorca (Slika 4.64, Slika 4.65, Slika 4.66).

Zelo podoben vpliv normalne togosti Voronoijevih kontaktov na natezno trdnost modela vzorca je opazen v modelih Brazilske in direktne natezne preiskave. Z naraščajočim razmerjem togosti  $k_n/k_s$  oziroma normalne togosti, se natezna trdnost materiala po začetnem hitrem padcu kasneje stabilizira na ustrezni vrednosti (Slika 4.65). Ta stabilizacija se pojavi šele, ko je razmerje  $k_n/k_s$  višje od 5,0 oziroma 10,0. Poleg tega je v modelu Brazilske preiskave pri nižji vrednosti normalne togosti ( $k_n/k_s < 1,0$ ) vidno ponovno utrjevanje modeliranega materiala po poružitvi modela vzorca, kar ni realno obnašanje za materiale, kot so kamnine (Slika 4.64a).

Na podoben način lahko primerjamo model enoosne tlačne in dvoosne preiskave, ker je vpliv normalne togosti na porušno trdnost materiala (pri obeh preiskavah) zelo podoben. Na intervalu, kjer je razmerje togosti  $k_n/k_s$  razmeroma nizko (od 1,0 do 20,0), je vpliv razmerja togosti  $k_n/k_s$  na izračunano porušno trdnost minimalen oziroma zanemarljiv (Slika 4.65). Poleg tega oblika napovedi napetostno-deformacijske krivulje je taka, kot jo lahko pričakujemo v materialih, kot so zemljine ali kamnine (Slika 4.64c-d). Če razmerje togosti  $k_n/k_s$  oziroma normalno togost kontaktov nadalje povečujemo, je opazen trend počasnega naraščanja napovedi porušne trdnosti. Ko je razmerje  $k_n/k_s$  že precej visoko (večje od 50,0), postane oblika napovedi napetostno-deformacijske krivulje vedno bolj duktilna z nelinearnim obnašanjem v predporušnem območju in/ali z zelo visoko rezidualno trdnostjo (utrjevanje materiala), kar je nerealno.

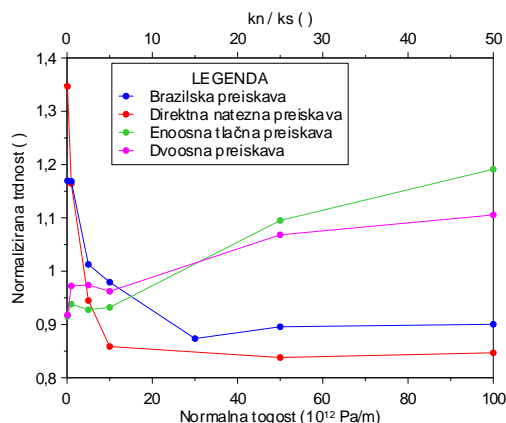
Pri zelo nizki vrednosti normalne togosti ( $k_n/k_s < 0,1$ ) v modelih Brazilske, enoosne tlačne in dvoosne preiskave je opazna napoved nelinearnega naraščanja napetostno-deformacijske krivulje (Slika 4.64a, c, d). V modelu direktne natezne preiskave takega obnašanja ni bilo opaziti, saj v modelu vzorca prevladuje natezno napetostno stanje.



Slika 4.64. Vpliv normalne togosti Voronoijevih kontaktov na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

Figure 4.64. Stress-strain curves at different normal stiffness for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.

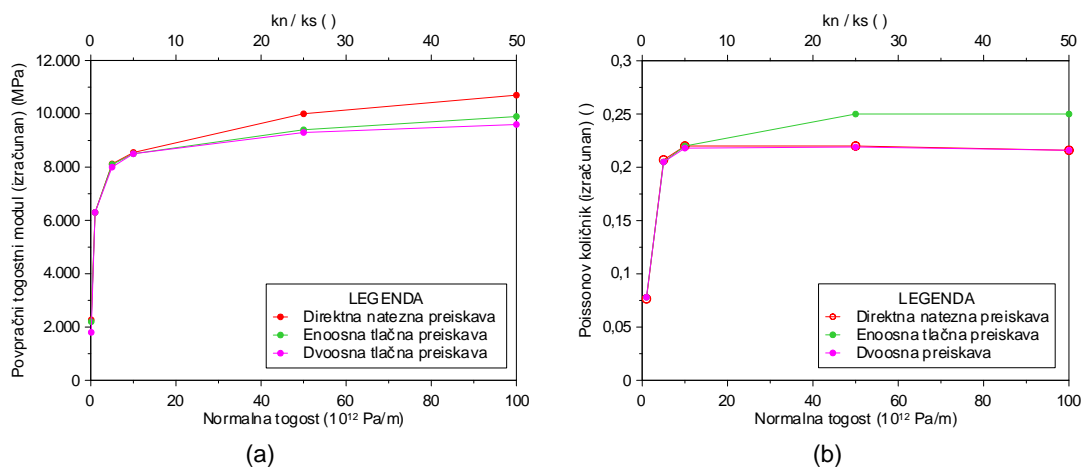
Na podlagi napetostno-deformacijskih krivulj (Slika 4.64) in odvisnosti trdnosti od razmerja  $k_n/k_s$  (Slika 4.65), se zdi razmerje togosti  $k_n/k_s$  manjše od 1,0 in večje od 20,0 neustrezno, saj ne daje realnih napovedi oziroma realnih rezultatov. Občutljivostna analiza pokaže, da okvirne vrednosti razmerja togosti  $k_n/k_s$ , za katere lahko pričakujemo primerne rezultate, pripadajo intervalu med 1,0 in 20,0. Postopek izračuna normalizirane trdnosti, ki predstavlja odvisno spremenljivko spodnjega diagrama (Slika 4.65), je predstavljen v poglavju 4.1



Slika 4.65. Vpliv normalne togosti Voronoijevih kontaktov oziroma razmerja togosti  $k_n/k_s$  na porušno trdnost vzorcev.

Figure 4.65. Correlation between normalized peak strength to normal stiffness and  $k_n/k_s$  ratio, respectively.

Vpliv normalne togosti Voronoijevih kontaktov na povprečni togostni modul modela vzorca ter na Poissonov količnik modela vzorca je podoben pri vseh štirih preiskavah. Vrednosti obeh omenjenih parametrov se ustalijo na podobni vrednosti vhodnim podatkom, ko je normalna togost kontaktov dovolj visoka oziroma, ko je razmerje togosti  $k_n/k_s$  približno večje od 2,0. Do podobnih ugotovitev sta prišla tudi Kazerani in Zhao (2010), kjer omenjata stabilizacijo Poissonovega količnika modela vzorca pri razmerju togosti  $k_s/k_n$  manjšim od 1,0, kar v našem primeru ustreza razmerju  $k_n/k_s$  večjem od 1,0. Poleg tega povezavo togostnega razmerja  $k_n/k_s$  s Poissonovim količnikom so ugotovili že Potyondy in Cundall (2004) ter Diederich (2000) v programskem okolju PFC, kjer so v analizah uporabljali razmerje togosti  $k_n/k_s$  2,5.



Slika 4.66. Vpliv normalne togosti Voronoijevih kontaktov oziroma razmerja togosti  $k_n/k_s$  na (a) povprečni togostni modul in (b) Poissonov količnik modela vzorca.

Figure 4.66. (a) Correlation between stiffness modulus to normal stiffness and  $k_n/k_s$  ratio, respectively. (b) Correlation between Poisson's ratio to normal stiffness and  $k_n/k_s$  ratio, respectively.

Vpliv normalne togosti oziroma razmerja togosti  $k_n/k_s$  na formacijo razpoke ob porušitvi modela vzorca ima zanemarljiv vpliv, in sicer na intervalu, ko je vrednost povprečnega togostnega modula modela vzorca in Poissonovega količnika modela vzorca ustaljena oziroma za  $k_n/k_s > 2,0$ .



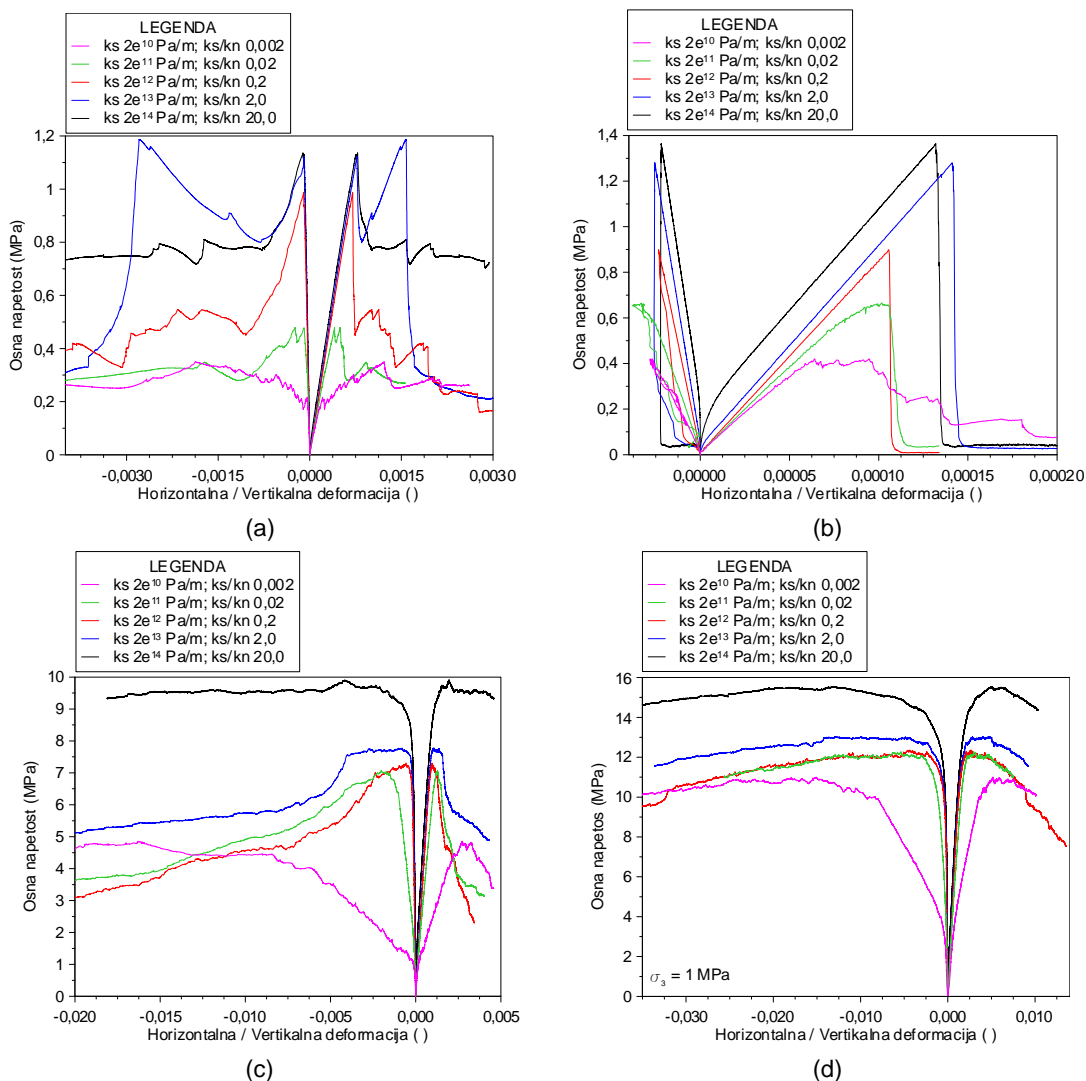
#### 4.3.15 Strižna togost Voronoijevih kontaktov

Vpliv strižne togosti Voronoijevih kontaktov na trdnost, togost in napetostno-deformacijsko krivuljo modela vzorca se je opazoval na intervalu od  $0,02 \cdot 10^{12}$  Pa/m do  $200 \cdot 10^{12}$  Pa/m oziroma na intervalu razmerja togosti  $k_s/k_n^5$  od 0,002 do 20,0, pri čemer je bila vrednost normalne togosti  $k_n$  konstantna in je znašala 10 000 GPa/m. Delovni diagram delovanja strižne togosti v Voronoijevih kontaktih je prikazan na sliki zgoraj (Slika 3.7). Podobno kot pri normalni togosti, tudi strižna togost vpliva na porušno trdnost vzorca, povprečni togostni modul modela vzorca ter na Poissonov količnik modela vzorca (Slika 4.67, Slika 4.68, Slika 4.69).

Vpliv strižne togosti Voronoijevih kontaktov na togost in trdnost materiala je zelo podoben pri vseh štirih preiskavah. Nizka strižna togost oziroma nizko razmerje togosti  $k_s/k_n$  (manjše od 0,05) povzroči duktilno obnašanje materiala, kar ni običajno za kamnine oziroma za izbrane materialne parametre (Slika 4.67). Pri zelo visokih vrednostih strižne togosti  $k_s/k_n$  (večje od 1,0), pa postane oblika napovedi predporušnega dela napetostno-deformacijske krivulje nelinearna (Slika 4.67); pri modelu enoosne tlačne in dvoosne preiskave pa še duktilna. V modelu Brazilske preiskave visoka strižna togost ( $k_s/k_n > 1,0$ ) lahko vpliva na napoved utrjevanja modeliranega materiala po porušitvi modela vzorca (Slika 4.67a), kar ni tipično za kamnine.

---

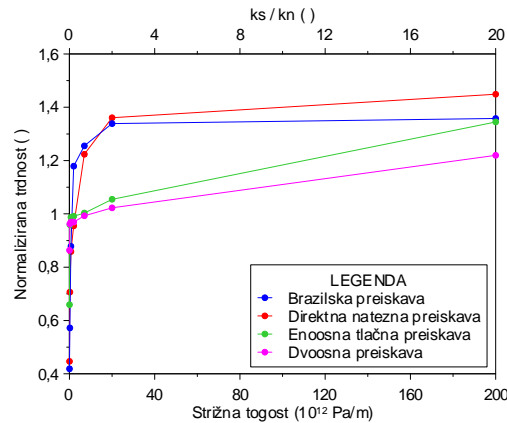
<sup>5</sup>Razmerje togosti  $k_s/k_n$  je tukaj inverzno izraženo kot pri občutljivostnih analizah normalne togosti. Če tega nebi storili, bi dobili nelinearno odvisnost ( $1/x$ ) med strižno togostjo in razmerjem  $k_n/k_s$ .



Slika 4.67. Vpliv strižne togosti Voronoijevih kontaktov na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

Figure 4.67. Stress-strain curves at shear stiffness for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.

Ko je strižna togost oziroma razmerje togosti  $k_s/k_n$  nizko (manjše od 1,0), porušna trdnost modela vzorca hitro narašča, kar lahko razberemo iz spodnjega diagrama (Slika 4.68). Če strižno togost oziroma razmerje togosti  $k_s/k_n$  nadalje povečujemo, se vrednost porušne trdnosti stabilizira, pri modelu enoosne tlačne in dvoosne preiskave pa zelo počasi narašča.

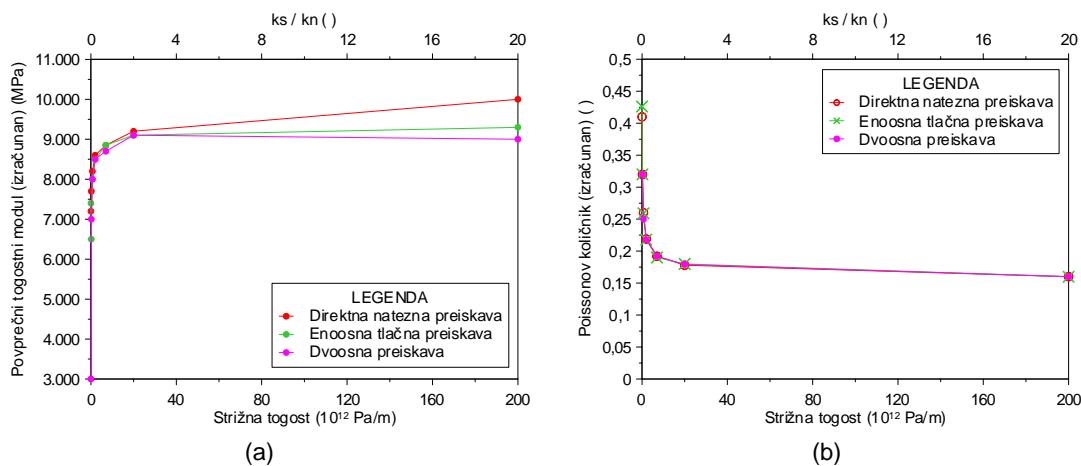


Slika 4.68. Vpliv strižne togosti Voronoijevih kontaktov oziroma razmerja togosti  $k_s/k_n$  na porušno trdnost.

Figure 4.68. Correlation between normalized peak strength to shear stiffness and  $k_s/k_n$  ratio, respectively.

Analize napovedi napetostno-deformacijskih krivulj (Slika 4.67) in odvisnosti trdnosti modela vzorca od razmerja  $k_n/k_s$  (Slika 4.68), kažejo na to, da razmerje togosti  $k_s/k_n$ , ki je manjše od 0,05 in večje od 1,0 neustrezno, saj ne daje realnih rezultatov. Torej podobno kot pri občutljivostnih analizah normalne togosti (poglavje 4.3.14), le v inverznih vrednostih, ugotavljamo, da je primerno razmerje togosti  $k_s/k_n$  znotraj intervala med 0,05 in 1,0. Na tem intervalu lahko pričakujemo skladne napovedi modelov z mehanskim obnašanjem kamnin.

Podobno obnašanje kot pri porušni trdnosti lahko opazujemo tudi pri povprečnem togostnem modulu modela vzorca in Poissonovem količniku modela vzorca. Vrednosti obeh togostnih parametrov, z naraščajočo strižno togostjo oziroma naraščajočim razmerje togosti  $k_s/k_n$ , dosežejo stabilizacijo, in sicer, ko je razmerje togosti  $k_s/k_n$  približno večje od 0,5 (Slika 4.69). Absolutna vrednost stabilizacije doseže podobne vrednosti kot so vhodne vrednosti Youngovega modula Voronoijevih elementov oziroma Poissonovega količnika Voronoijevih elementov.



Slika 4.69. Vpliv strižne togosti Voronoijevih kontaktov oziroma razmerja togosti  $k_s/k_n$  na (a) povprečni togostni modul in (b) Poissonov količnik modela vzorca.

Figure 4.69. (a) Correlation between stiffness modulus to shear stiffness and  $k_n/k_s$  ratio, respectively. (b) Correlation between Poisson's ratio to shear stiffness and  $k_n/k_s$  ratio, respectively.

Vpliv strižne togosti oziroma razmerja togosti  $k_s/k_n$  na formacijo razpoke ob poružitvi modela vzorca ima zanemarljiv vpliv, in sicer na intervalu, ko je razmerje togosti  $k_s/k_n$  večje od 0,002.

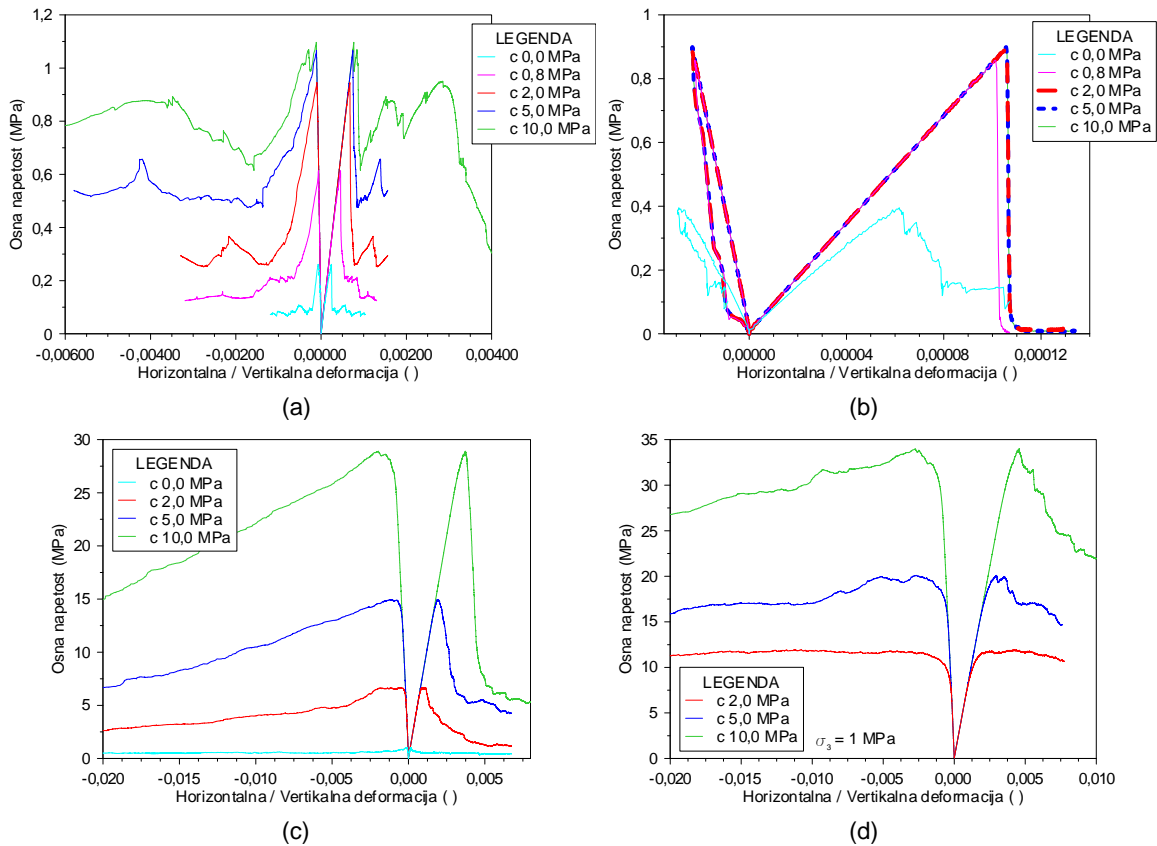
#### 4.3.16 Kohezija Voronoijevih kontaktov

Na intervalu od 0 MPa do 10,0 MPa se je analiziral vpliv kohezije Voronoijevih kontaktov na trdnost, togost in obliko napetostno-deformacijske krivulje modelov vzorcev, preiskanih v numeričnem laboratoriju. V skladu s pričakovanji se je izkazalo, da kohezija Voronoijevih kontaktov vpliva na napoved porušne trdnosti modeliranega materiala ter na obliko rezidualnega dela napetostno-deformacijske krivulje.

Podoben vpliv kohezije Voronoijevih kontaktov na napoved napetostno-deformacijske krivulje se je pokazal v modelih Brazilske in direktne natezne preiskave (Slika 4.70a, b). Obnašanje modeliranega materiala je v obeh primerih krhko preko celega testiranega intervala. V modelu Brazilske preiskave pri visoki koheziji oziroma pri vrednostih, ki so za več faktorjev večje od natezne trdnosti, je možen trend ponovnega utrjevanja materiala v rezidualnem delu (Slika 4.70a), ki ne predstavlja realnega obnašanja kamnin.

Tudi v modelu enoosne tlačne preiskave in dvoosne tlačne preiskave je vpliv kohezije Voronoijevih kontaktov na napetostno-deformacijsko krivuljo zelo podoben. Pri obeh modelih modelirani material z naraščajočo kohezijo Voronoijevih kontaktov prehaja iz duktilnega v vedno bolj krhko obnašanje (Slika 4.70c, d).

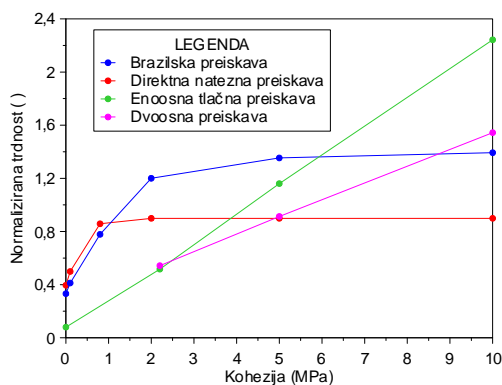
Poseben primer je modelirani material s kohezijo Voronoijevih kontaktov enako 0,0 MPa, ki odgovarja materialnemu modelu zemljin. V modelu Brazilske in enoosne tlačne preiskave napoved mehanskega obnašanja ne kaže bistvenih posebnosti, saj tu prevladuje tlačno napetostno stanje (Slika 4.70a, c). Posebnosti pa so vidne v modelu direktne natezne preiskave, kjer prevladuje natezno napetostno stanje. Modelirani material brez kohezije Voronoijevih kontaktov ima drugačen povprečni togostni modul (poglavje 2.2.2) in Poissonov količnik kot material s kohezijo Voronoijevih kontaktov (Slika 4.70b). V modelu dvoosne preiskave modelirani material za vrednost kohezije Voronoijevih kontaktov enako 0,0 MPa ob izbranem bočnem tlaku ni stabilen.



Slika 4.70. Vpliv kohezije Voronoijevih kontaktov na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

Figure 4.70. Effect of contact cohesion on stress-strain curves for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.

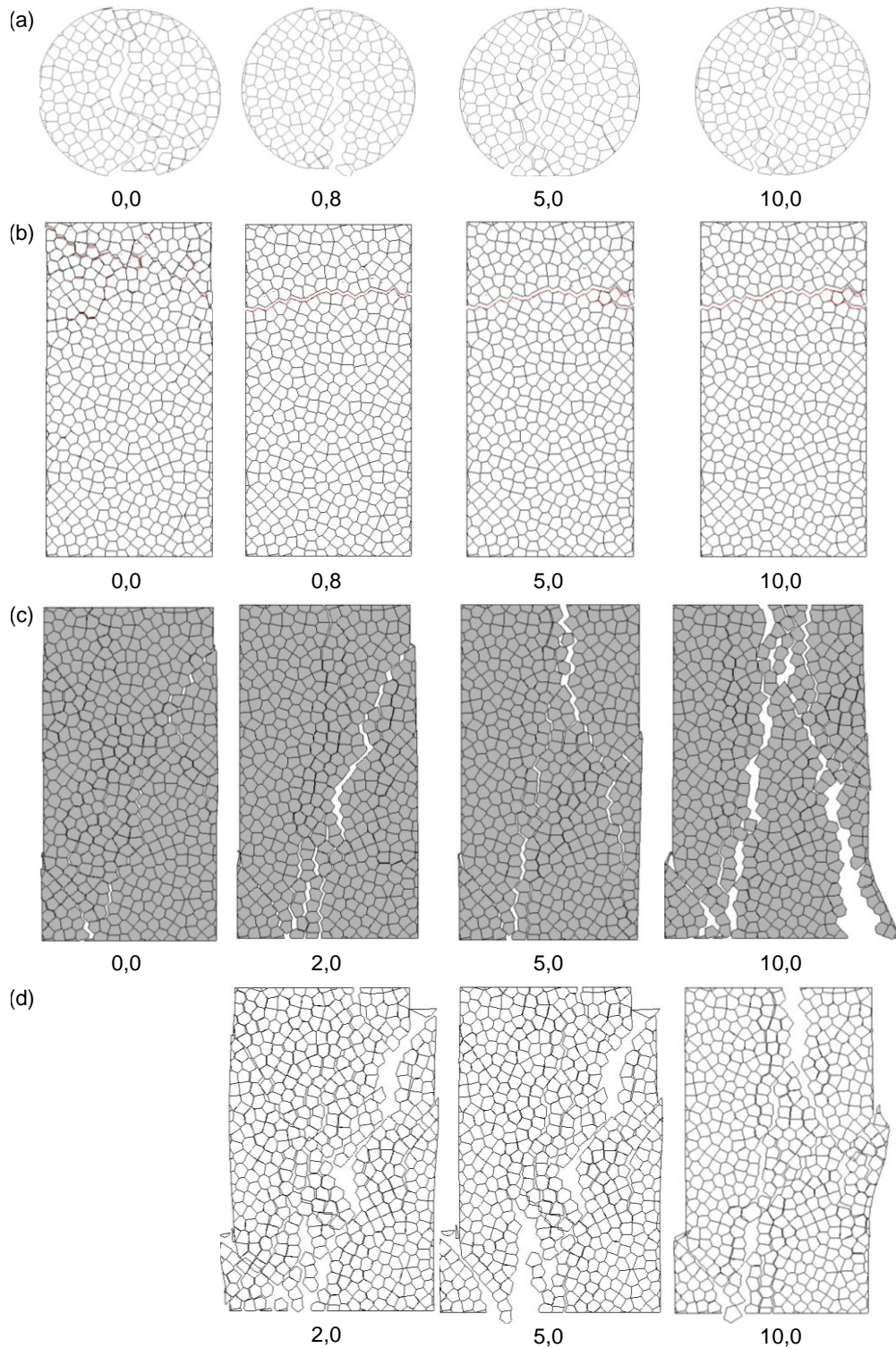
Ko so vrednosti kohezije Voronoijevih kontaktov dovolj nizke, se napoved natezne trdnosti materiala povečuje. V določeni kritični točki, kljub višanju kohezije Voronoijevih kontaktov, se natezna trdnost ustali in stabilizira (Slika 4.71). Kot smo ugotovili v modelu kontinuuma (poglavje 4.2.12), se je natezna trdnost modeliranega materiala stabilizirana na vhodni vrednosti natezne trdnosti. Vendar zgradba modela z Voronoijevimi elementi je kompleksna, zato stabilizacija natezne trdnosti ne bo enaka vhodni vrednosti natezne trdnosti Voronoijevih kontaktov. Podobno kot v modelu kontinuuma (poglavje 4.2.12), kohezija Voronoijevih kontaktov približno linearno vpliva na enoosno tlačno trdnost in porušno trdnost v modelu dvoosne preiskave. Več o tem bo pojasnjeno v poglavju 6.2.8. Postopek izračuna normalizirane trdnosti, ki predstavlja odvisno spremenljivko spodnjega diagrama (Slika 4.71), pa je pojasnjen v poglavju 4.1.



Slika 4.71. Vpliv kohezije Voronoijevih kontaktov na porušno trdnost modelov vzorcev.

Figure 4.71. Effect of cohesion on normalized peak strength.

Vpliv vrednosti kohezije Voronoijevih kontaktov na nastanek in razvoj razpoke ob poružitvi vzorca modela je prikazan na spodnjih slikah (Slika 4.72). Vpliv kohezije Voronoijevih kontaktov je najbolj opazen v enoosni tlačni preiskavi (Slika 4.72c). V modelu direktne natezne preiskave (Slika 4.72b), kjer modeliran material nima kohezije (0,0 MPa), je razvoj razpoke drugačen, kot v primerjavi z ostalimi simulacijami materiala s kohezijo. V modelu Brazilske, natezne in dvoosne preiskave so razlike v obliki poružitve med modeli z različno kohezijo manjše (Slika 4.72a, d).



Slika 4.72. Vpliv kohezije Voronoijevih kontaktov na način porušitve vzorca v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. Števila pod slikami pomenijo kohezijo v MPa.

Figure 4.72. Effect of contact cohesion on crack pattern for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models. Numbers below models are values of contact cohesion in MPa.

#### 4.3.17 Strižni kot Voronoijevih kontaktov

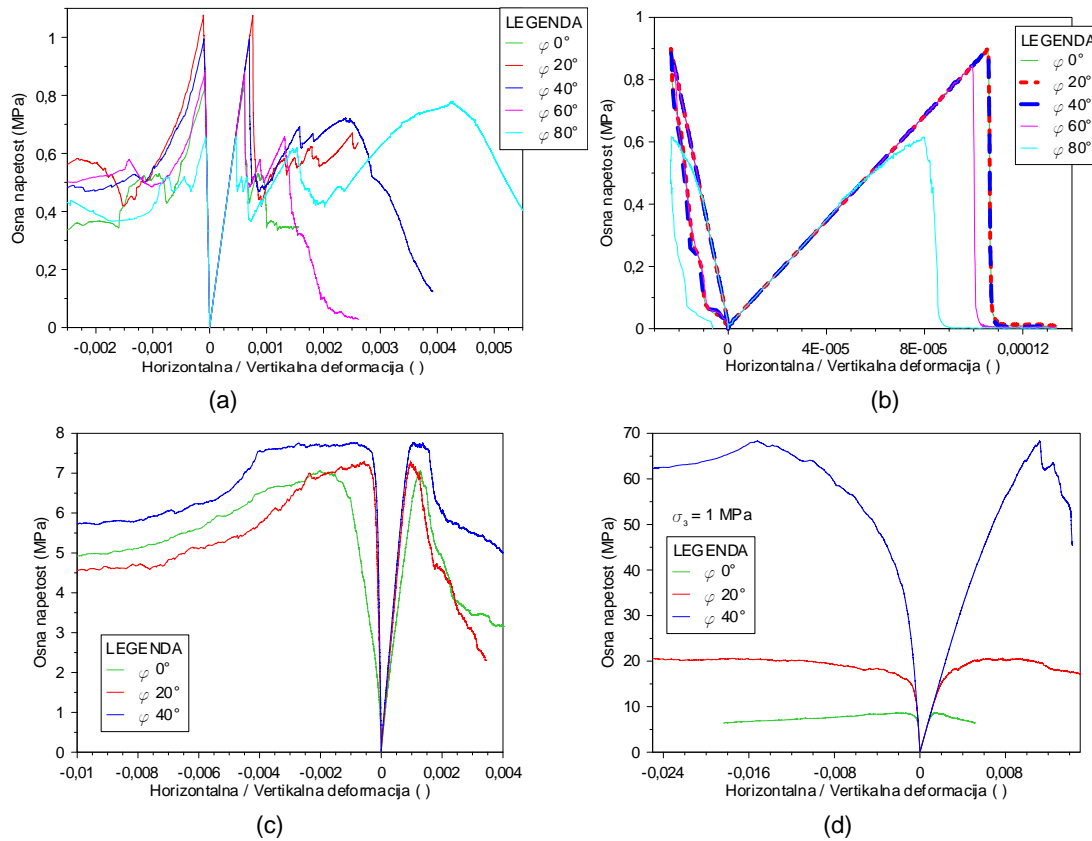
Na intervalu od  $0^\circ$  do  $80^\circ$  oziroma  $40^\circ$  se je analiziral vpliv strižnega kota Voronoijevih kontaktov na trdnost, togost in napetostno-deformacijsko krivuljo modelov vzorcev, preiskanih v numeričnem laboratoriju. Zdi se, da testirani interval strižnega kota presega vrednosti kot jih imajo naravni materiali. Vendar, strižni kot Voronoijevih kontaktov neposredno predstavlja trenje, ki se ustvari med Voronoijevimi kontakti, v realnosti pa med zrni oziroma mikrorazpokami. Zaradi tega strižni kot Voronoijevih kontaktov ne predstavlja direktno strižnega kota modeliranega materiala kot celote. Numerični model pa omogoča testiranje poljubnega razpona vrednosti strižnega kota, kar je prednost numeričnih analiz.

Izkaže se, da strižni kot Voronoijevih kontaktov vpliva na porušno trdnost modeliranega materiala, na obliko napetostno-deformacijske krivulje ter na nastanek in razvoj razpoke ob porušitvi materiala. Vpliv na deformacijske lastnosti modeliranega materiala pa je zanemarljiv.

Podoben vpliv strižnega kota Voronoijevih kontaktov na napoved napetostno-deformacijske krivulje se je pokazal v modelih Brazilske in direktne natezne preiskave (Slika 4.73a, b). V obeh primerih je obnašanje modeliranega materiala krhko. Poleg tega visok strižni kot v modelu Brazilske preiskave lahko povzroči utrjevanje materiala v rezidualnem delu, kar ni v skladu z obnašanjem kamnin (Slika 4.73a).

Model enoosne tlačne in dvoosne preiskave lahko primerjamo na podoben način. Pri enoosni tlačni preiskavi visok strižni kot povzroča duktilno obnašanje materiala. Poleg tega (nerealni) strižni kot enak  $0^\circ$ , vpliva na deformacijske lastnosti modeliranega materiala (Slika 4.73c). Po drugi strani, pa pri dvoosni preiskavi se material z visokim strižnim kotom začne obnašati krhko, pri nizkih strižnih kotih pa duktilno (Slika 4.73d).

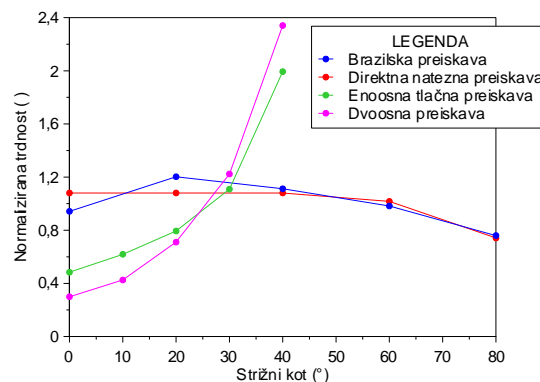




Slika 4.73. Vpliv strižnega kota Voronoijevih kontaktov na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

Figure 4.73. Effect of contact friction angle on stress-strain curves for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.

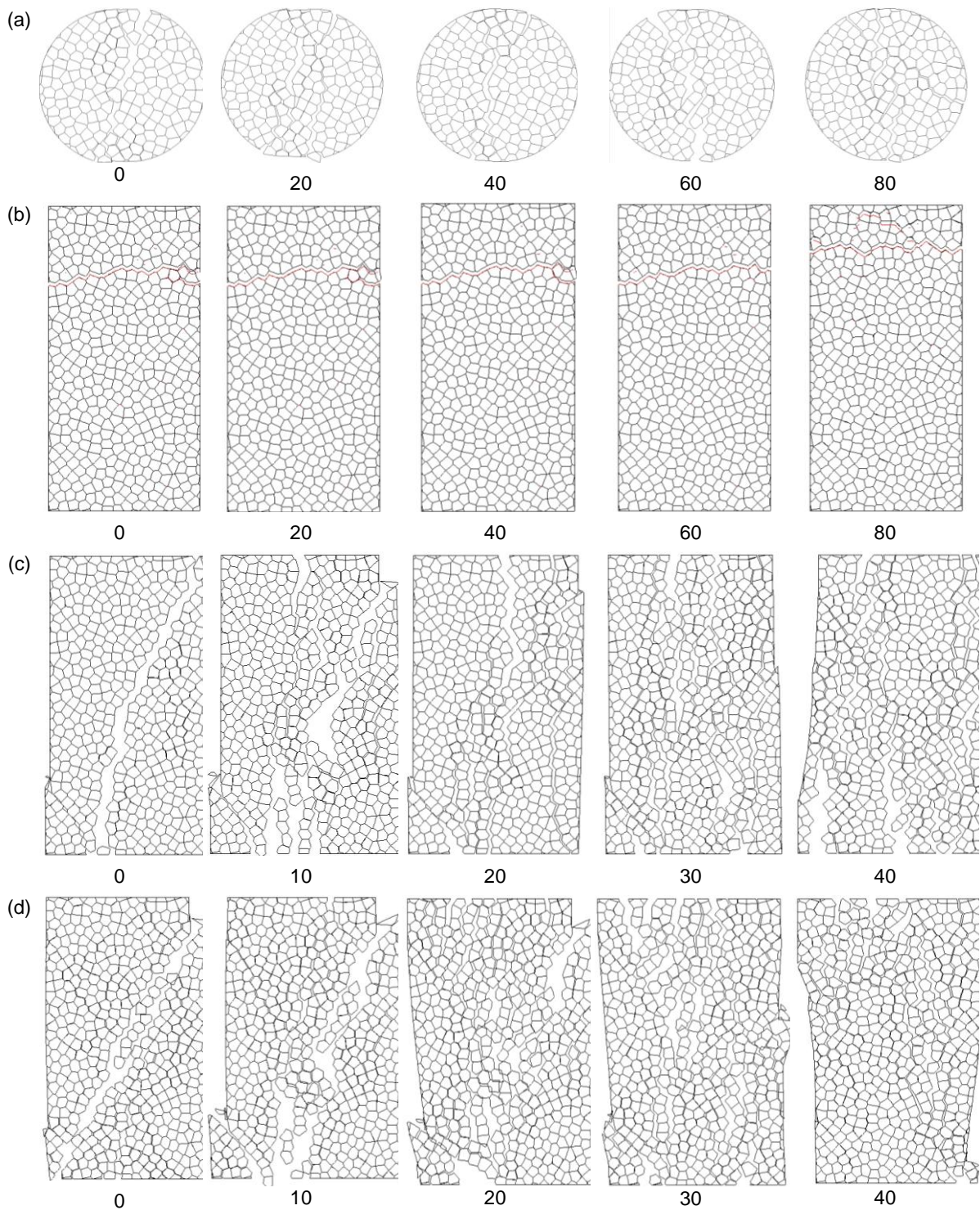
Modela direktne natezne in Brazilske preiskave kažeta podobno odvisnost natezne trdnosti materiala s strižnim kotom. V obeh primerih je jasno opazen padec natezne trdnosti pri zelo visokih strižnih kotih ( $\varphi > 60^\circ$ ) ter zanemarljiv vpliv pri nizkih strižnih kotih (Slika 4.74). V modelih enoosne tlačne in dvoosne preiskave porušna trdnost narašča nelinearno s strižnim kotom (Slika 4.74). Zaradi takega trenda postaja tudi čas opravljene analize vedno daljši. Obnašanje modelov je podobno, kot je bilo ugotovljeno v modelu kontinuuma (poglavje 4.2.13). Več o tem bo pojasnjeno v poglavju 6.2.8. Postopek izračuna normalizirane trdnosti, ki predstavlja odvisno spremenljivko spodnjega diagrama (Slika 4.74), pa je pojasnjen v poglavju 4.1.



Slika 4.74. Vpliv strižnega kota Voronoijevih kontaktov na porušno trdnost modelov vzorcev pri vseh preiskavah.

Figure 4.74. Effect of contact friction angle on normalized peak strength.

V skladu s pričakovanji napoved nastanka in razvoja razpoke je odvisen od strižnega kota Voronoijevih kontaktov v vseh numeričnih modelih, razen v modelu direktne natezne preiskave. Pri slednjem je ta vpliv minimalen oziroma je nezanemarljiv le pri zelo visokih strižnih kotih ( $\varphi > 80^\circ$ ), katerih običajno ne srečamo pri naravnih materialih. V modelih enosne tlačne in dvoosne preiskave je mogoče opaziti, da z višanjem strižnega kota, razpoke ob poružitvi postajajo vedno bolj vertikalne, torej paralelne s smerjo obremenitve oziroma s smerjo maksimalne glavne napetosti. Ko je strižni kot nizek ( $\varphi < 20^\circ$ ), se formirajo večinoma le nagnjene razpoke.



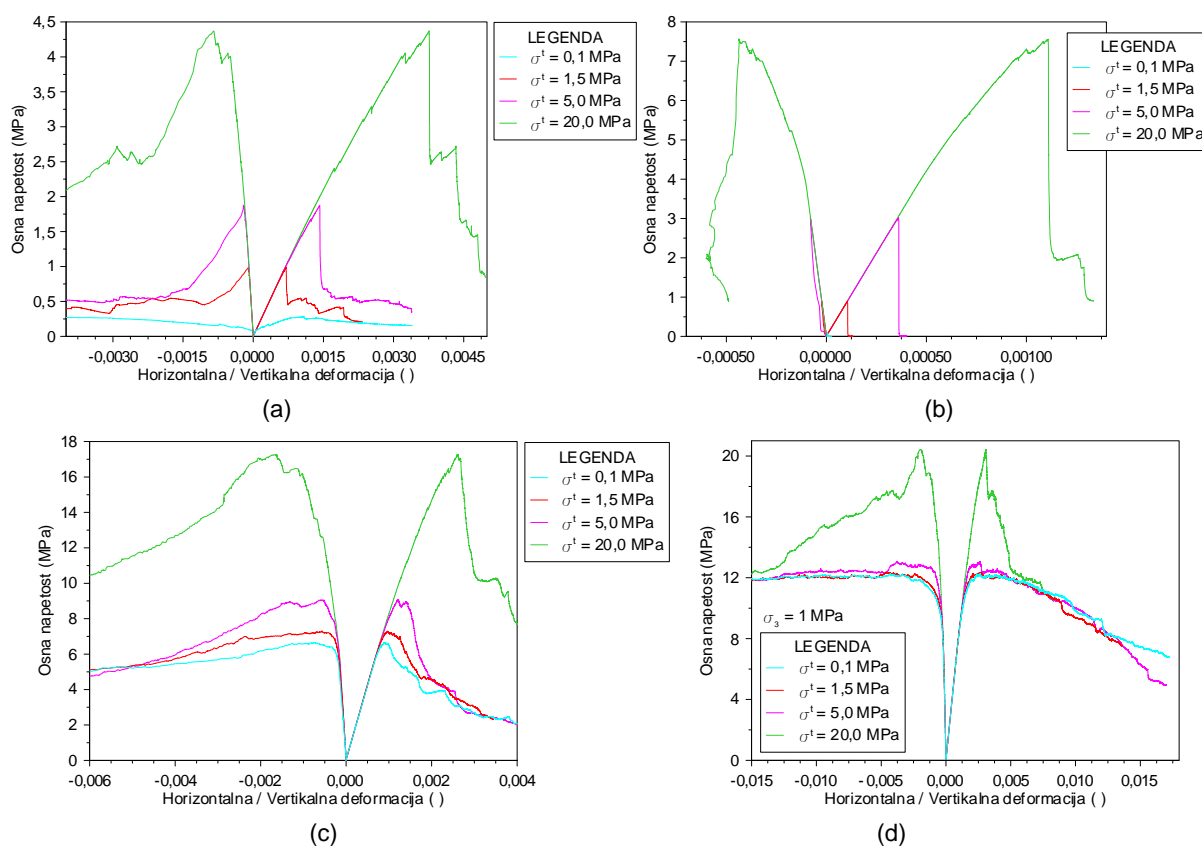
Slika 4.75. Vpliv strižnega kota Voronoijevih kontaktov na način porušitve vzorca v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. Števila pod slikami pomenijo strižni kot v stopinjah.

Figure 4.75. Effect of friction angle on crack pattern for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models. Numbers below models are values of friction angle in degrees.

### 4.3.18 Natezna trdnost Voronoijevih kontaktov

Na intervalu med 0,0 MPa do 20,0 MPa se je analiziral vpliv vhodne vrednosti natezne trdnosti Voronoijevih kontaktov na trdnost, togost in napetostno-deformacijsko krivuljo modelov vzorcev, testiranih v numeričnem laboratoriju. Z natezno trdnostjo Voronoijevih kontaktov definiramo robne pogoje ob katerih bo prišlo do natezne porušitve Voronoijevih kontaktov (poglavje 3.3.4). Ugotovljeno je bilo, da natezna trdnost Voronoijevih kontaktov vpliva na obliko napovedi napetostno-deformacijske krivulje modela vzorca ter na vrednost porušne trdnosti in tudi na napoved načina porušitve modeliranega materiala.

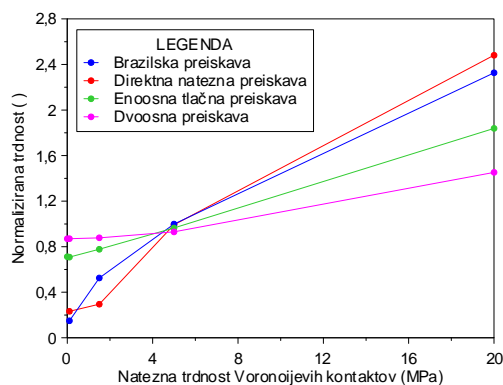
Vpliv natezne trdnosti Voronoijevih kontaktov se kaže na zelo podoben način pri vseh štirih numeričnih preiskavah. Iz oblik napetostno-deformacijskih krivulj se razvidi, da obnašanje materiala z naraščajočo natezno trdnostjo prehaja iz duktilnega preko elastičnega v elasto-plastično in na koncu v krhko obnašanje (Slika 4.76).



Slika 4.76. Vpliv vhodne natezne trdnosti Voronoijevih kontaktov na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

Figure 4.76. Effect of contact tensile strength limit on stress-strain curves for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.

V primeru, da opazujemo vpliv natezne trdnosti na porušno trdnosti modeliranega materiala ugotovimo, da z naraščajočo natezno trdnostjo (semi)linearno narašča tudi porušna trdnost modela vzorca (Slika 4.77). Postopek izračuna normalizirane trdnosti, ki predstavlja odvisno spremenljivko spodnjega diagrama (Slika 4.77), je pojasnjen v poglavju 4.1.



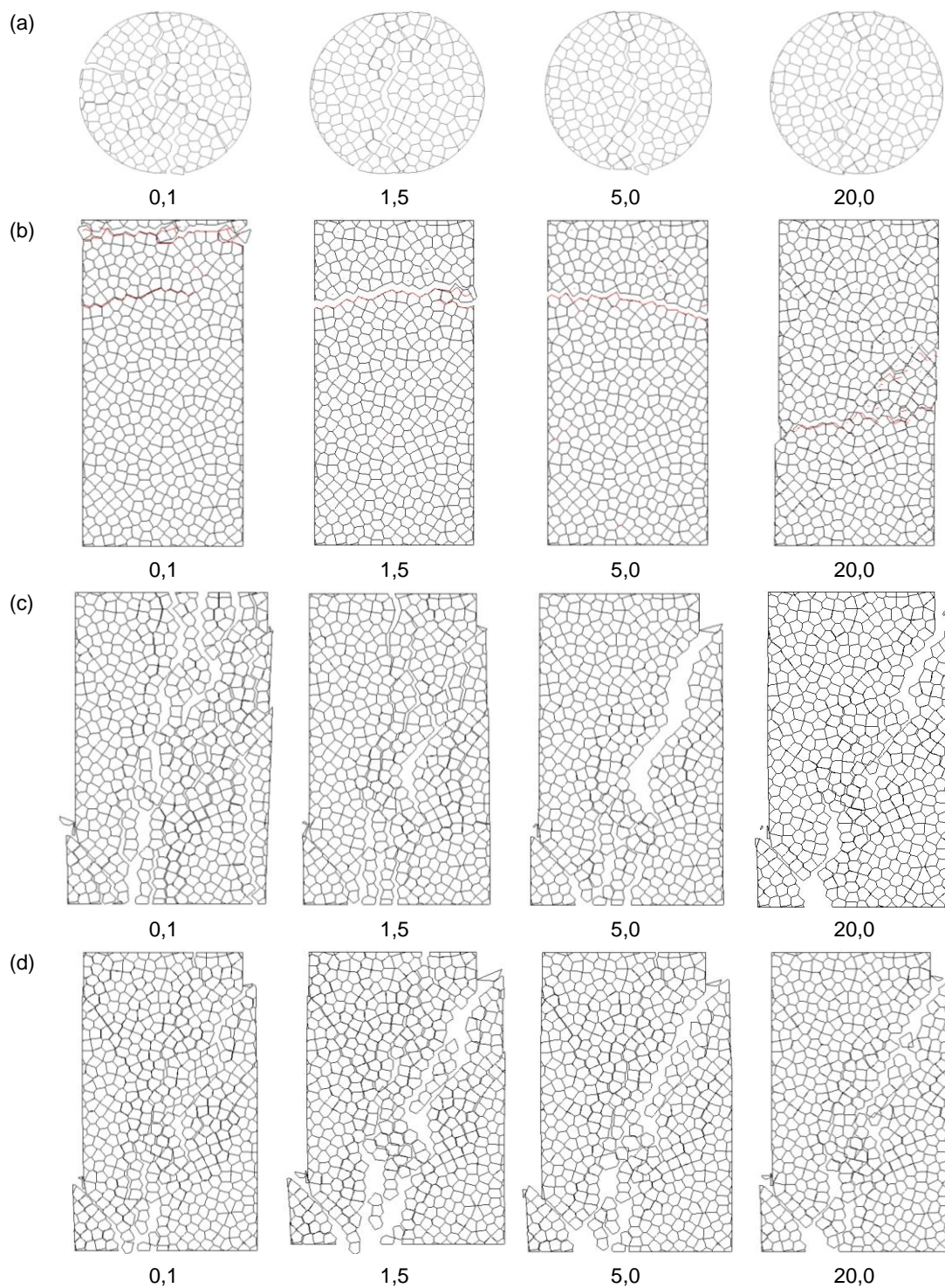
Slika 4.77. Vpliv vhodne natezne trdnosti Voronoijevih kontaktov na porušno trdnost modelov vzorcev.

Figure 4.77. Effect of contact tensile strength limit on model sample normalized peak strength.

V vseh numeričnih preiskavah je bilo ugotovljeno, da je nastanek in formacija razpok(e) ob porušitvi pogojena z vhodno natezno trdnostjo (Slika 4.78). Kot je pričakovano še posebej velik vpliv vhodne natezne trdnosti na formacijo razpoke je opazen v modelu direktne natezne preiskave (Slika 4.78b), ker je odvisnost neposredna. Če je vhodna natezna trdnost nizka, bo razpoka nastala zelo blizu obremenjevanja vzorca, torej blizu zgornjega roba. Če natezno trdnost povečujemo, se razpoka formira vedno bolj stran od mesta obremenjevanja ter nastane vedno več posameznih porušenih kontaktov, ki se ne povežejo, da bi propagirali v eno samo razpoko. Slednja napoved mehanizma nastanka razpoke se odraža s stopničastim naraščanjem predporušnega dela napetostno-deformacijske krivulje (Slika 4.78b).

Ob nizki vrednosti natezne trdnosti se model vzorca v modelu enosne tlačne preiskave pogosto poruši s formacijo vertikalnih razpok, kar je običajen mehanizem porušitve kamnin v tej preiskavi (poglavje 2.2.2). Če natezno trdnost nadalje povečujemo, razpoke ob porušitvi postajajo vedno bolj nagnjene (Slika 4.78c). Pri vertikalnem tlačnem obremenjevanju se ustvarijo lokalna območja natezne napetosti, ki so usmerjena prečno na os obremenjevanja (poglavje 2.2.2). Pri nizkih vrednosti vhodne natezne trdnosti Voronoijevih kontaktov se porušitev Voronoijevih kontaktov zgodi prej oziroma pri nižji sili obremenjevanja. Tedaj je trenje med Voronoijevimi elementi zanemarljivo, zato se ob porušitvi modela vzorca lahko formirajo vertikalne razpoke. Pri višji vrednosti natezne trdnosti Voronoijevih kontaktov je za porušitev modela vzorca potrebna višja sila obremenitve, ki povzroča, da prihaja do trenja, razpoka porušitve pa je pogojena z orientacijo Voronoijevih kontaktov.

Formacija razpoke v modelu Brazilske preiskave (Slika 4.78a) ne kaže trenda, ki bi narekoval jasne zaključke. Način porušitev je odvisen od orientacije Voronoijevih kontaktov in njihovih vrednosti natezne trdnosti. Še najmanjši vpliv natezne trdnosti Voronoijevih kontaktov je v opazen v modelu dvoosne preiskave (Slika 4.78d), saj je način porušitve pogojen predvsem z robnimi pogoji modela.

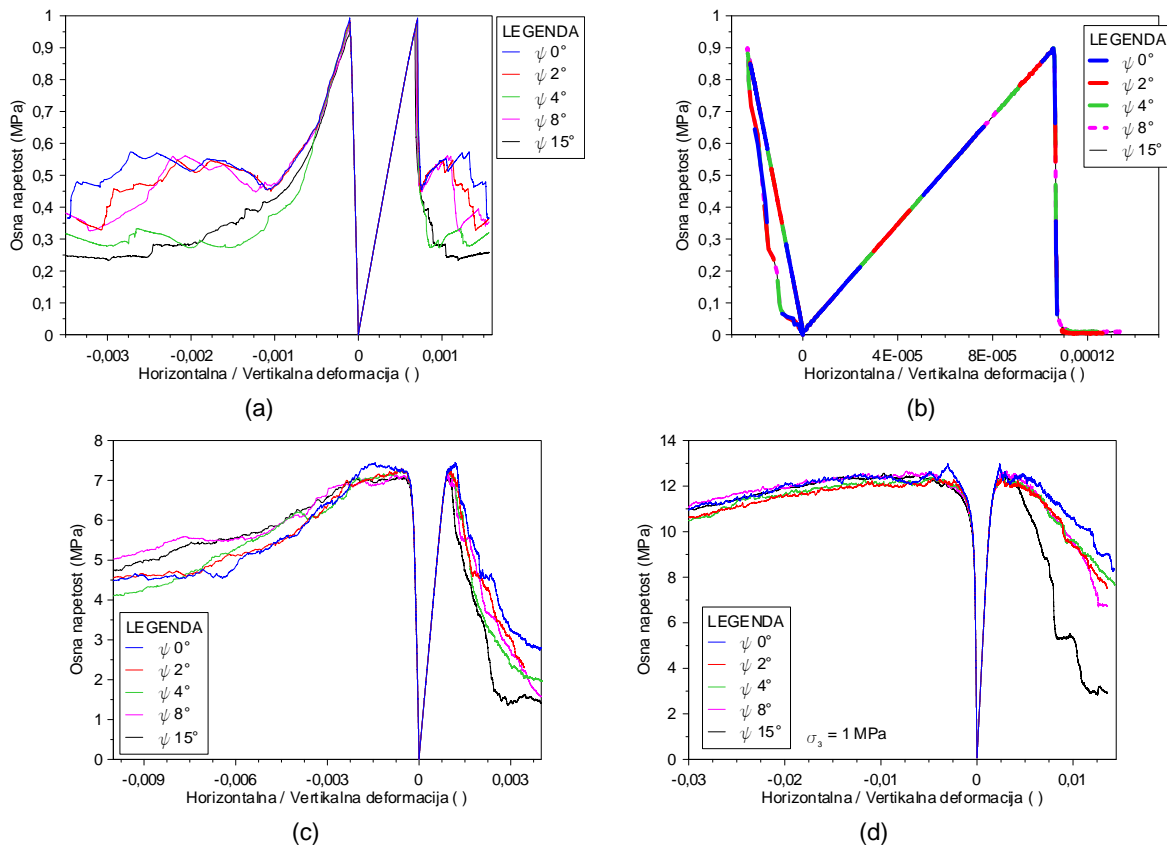


Slika 4.78. Vpliv natezne trdnosti Voronoijevih kontaktov na način porušitve vzorca v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave. Števila pod slikami pomenijo vhodno vrednost natezne trdnosti v MPa.

Figure 4.78. Effect of contact tensile strength limit on crack pattern for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models. Numbers below models are values of contact tensile strength limit in MPa.

#### 4.3.19 Kot razmikanja Voronoijevih kontaktov

Na intervalu od  $0^\circ$  do  $15^\circ$  se je analiziral vpliv kota razmikanja Voronoijevih kontaktov na trdnost, togost in napetostno-deformacijsko krivuljo modelov vzorcev, testiranih v numeričnem laboratoriju. Kot razmikanja Voronoijevih kontaktov kaže zanemarljiv vpliv na trdnostne in deformacijske lastnosti modeliranega materiala, kar je v skladu s Coulombovim zdrsni modelom razpok (poglavje 3.3.4). V skladu s pričakovanji so tudi ugotovitve v modelih Brazilske, enoosne tlačne in dvoosne preiskave, saj je opazen vpliv kota razmikanja na rezidualni del napetostno-deformacijske krivulje (Slika 4.79a, b, d), torej takrat, ko se le-ta aktivira. Vpliv kota razmikanja na napetostno-deformacijsko krivuljo direktne natezne preiakve je zanemarljiv (Slika 4.79b), saj do aktivacije kota razmikanja ni prišlo.



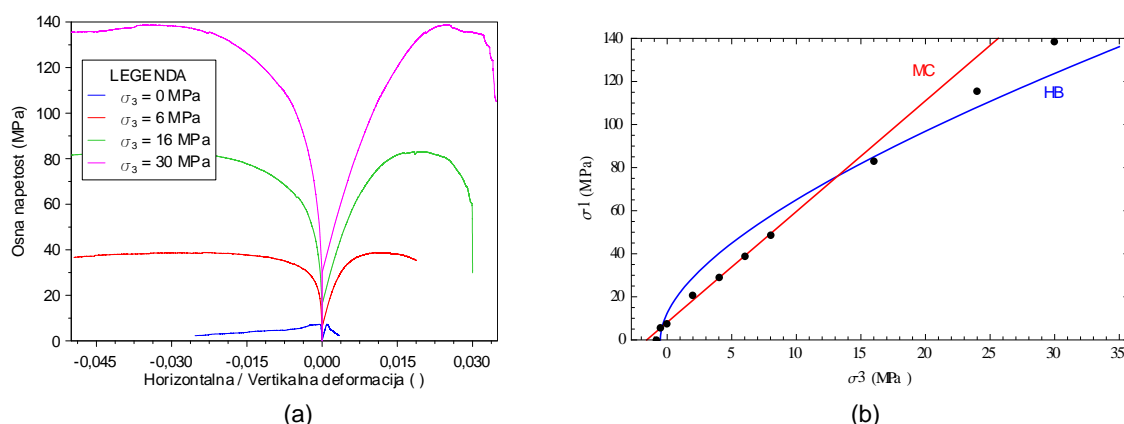
Slika 4.79. Vpliv kota razmikanja Voronoijevih kontaktov na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelih (a) Brazilske preiskave, (b) direktne natezne preiskave, (c) enoosne tlačne preiskave in (d) dvoosne preiskave.

Figure 4.79. Effect of dilation on stress-strain curves for (a) Brazilian test, (b) direct tensile test, (c) uniaxial compressive test and (d) biaxial test models.

#### 4.3.20 Bočna napetost

Vpliv bočne napetosti na porušno trdnost modeliranega materiala v modelu dvoosne preiskave se je opazoval na intervalu od 0 MPa do 30 MPa. Z naraščajočo bočno napetostjo se opazi, da porušna ovojnica ni strogo linearna, kot je bilo to opaziti v modelu kontinuuma, ampak prehaja v nelinearno obnašanje (Slika 4.80b). Poleg tega obnašanje materiala z višanjem bočne napetosti prehaja iz krhkega v vedno bolj duktilno obnašanje (Slika 4.80a). Takšne ugotovitve so najverjetneje posledica kompleksne zgradbe modela z Voronoijevimi elementi, ki ponazarja mikrostrukturo kamnin. Več o tem bo pojasnjeno v poglavju 6.5.

Simulirani podatki serije modelov dvoosnih preiskav (Slika 4.80b) so aproksimirani (ang. *fit*) z Mohr-Coulombovim (poglavje 2.5.2) in Hoek-Brownovim porušnim kriterijem (poglavje 2.5.4). Pri slednjem sta bila parametra  $a$  in  $s$  enaka 0,5 oziroma 1,0, kar ustreza intaktni kamnini.



Slika 4.80. (a) Vpliv bočne napetosti na napetostno-deformacijsko krivuljo v modelu dvoosne preiskave (b) ter porušna ovojnica UDEC modela (črne točke) v ravninskem napetostnem stanju aproksimirana z Mohr-Coulombovim (MC) in s Hoek-Brownovim (HB) porušnim kriterijem.

Figure 4.80. (a) Effect of confinement stress on biaxial test model stress-strain curve and (b) corresponding failure envelope (black dots) fitted with Mohr-Coulomb (MC) and Hoek-Brown (HB) failure criterion.

## 4.4 OBČUTLJIVOSTNE ANALIZE ZA DISKONTINUITETE

### 4.4.1 Uvod

Kot je bilo predstavljeno v poglavju 3.4, SRM model predstavlja kamninsko maso, ki je zgrajena iz intaktnih blokov in diskontinuitet. Občutljivostne analize intaktnih blokov so bile predstavljene v prejšnjih dveh poglavjih (poglavje 4.2 in 4.3), v tem poglavju pa bodo predstavljene občutljivostne analize za diskontinuitete.

Občutljivostne analize za diskontinuitete se je simuliralo v modelu direktne strižne preiskave (poglavje 3.8.5). V tem modelu je konstitutivno obnašanje blokov opisano z izotropno-elastičnim modelom (poglavje 3.3.2), konstitutivno obnašanje diskontinuitete pa s Coulombovim rezidualnim modelom razpok (poglavje 3.3.4). Predvideva se, da obnašanje diskontinuitete v modelu direktne strižne preiskave, lahko enačimo z obnašanjem ene diskontinuitete v SRM modelu. Zaradi tega lahko rezultate občutljivostnih analiz, ki so predstavljeni v nadaljevanju, uporabimo kot koristne smernice za postavitev SRM modela. Po SRM metodologiji (poglavje 3.9) vhodne parametre diskontinuitet korigiramo tako, da je njihovo obnašanje skladno z rezultati v laboratoriju.

### 4.4.2 Vhodni parametri

Izbrani numerični in materialni parametri za občutljivostne analize za diskontinuitet so predstavljeni v spodnji preglednici (Preglednica 4.3). Izbrani so bili poljubni vhodni materialni parametri, a klub temu bi lahko odgovarjali materialnim parametrom diskontinuitetam v flišu. Rezidualna kohezija diskontinuitete in rezidualna natezna trdnost diskontinuitete sta bili določeni na 0,0 MPa. Po porušitvi diskontinuitete pride do drsenja in posledično tudi do trenja med stenami diskontinuitete, kjer mehansko obnašanje narekuje predvsem rezidualni strižni kot diskontinuitete.



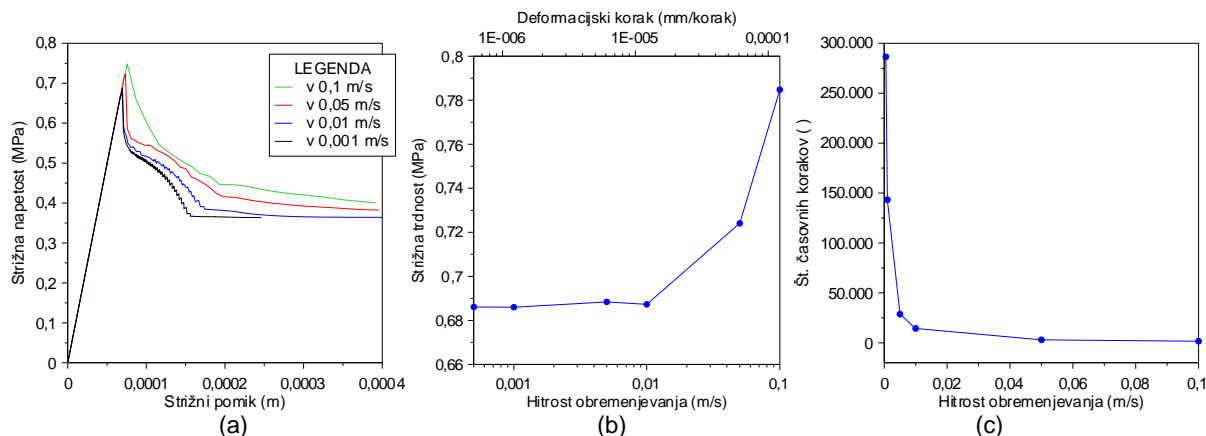
Preglednica 4.3. Vhodni parametri za izvedbo občutljivostnih analiz modela direktne strižne preiskave.  
Table 4.3. Input properties used in parametric sensitivity analysis of direct shear test model.

Parameter	Vhodni parameter
<i>Numerični podatki</i>	
Dolžina razpoke (mm)	400
Velikost elementa (mm)	10
Hitrost drsenja (m/s)	0,001
Normalna napetost (MPa)	1,0
<i>Materialni podatki</i>	
Gostota materiala (kg/m <sup>3</sup> )	2548
Youngov modul (GPa)	9,2
Poissonov količnik ( )	0,2
Normalna togost diskontinuitete (GPa/m)	50
Strižna togost diskontinuitete (GPa/m)	10
Kohezija diskontinuitete (MPa)	0,5
Strižni kot diskontinuitete (°)	25
Netezna trdnost diskontinuitete (MPa)	0,2
Kot razmikanja diskontinuitete (°)	4
Rezidualna kohezija diskontinuitete (MPa)	0
Rezidualni strižni kot diskontinuitete (°)	20
Rezidualna netezna trdnost diskontinuitete (MPa)	0

V nadaljevanju so predstavljeni rezultati občutljivostnih analiz numeričnih parametrov za model direktne strižne preiskave. Rezultati občutljivostnih analiz materialnih parametrov niso predstavljeni, saj so za tako postavljen numerični model vhodni parametri enaki izhodnim materialnim parametrom.

#### 4.4.3 Hitrost drsenja

Hitrost drsenja zgornjega bloka v modelu direktne strižne preiskave je bila analizirana na razponu od 0,1 do 0,0005 m/s. Izkazalo se je, da hitrost s katero delujemo na blok ima vpliv na napoved oblike strižne krivulje (Slika 4.81a) in posledično tudi na vrednost strižne trdnosti (Slika 4.81b). Primerna hitrost drsenja naj ne bi bila večja od 0,01 m/s oziroma  $10^{-5}$  mm/korak. Nižanje hitrosti drsenja ni smiselno, saj s tem le ustrezno podaljšamo čas analize (Slika 4.81c), natančnost rezultata pa ni bistveno boljša. Tak odziv modela je pričakovan, saj izvajanje analiz z nižjo hitrostjo omogočajo, da je časovni korak numerične analize primeren tako, da je model stabilen, rezultati analize pa bolj natančni.



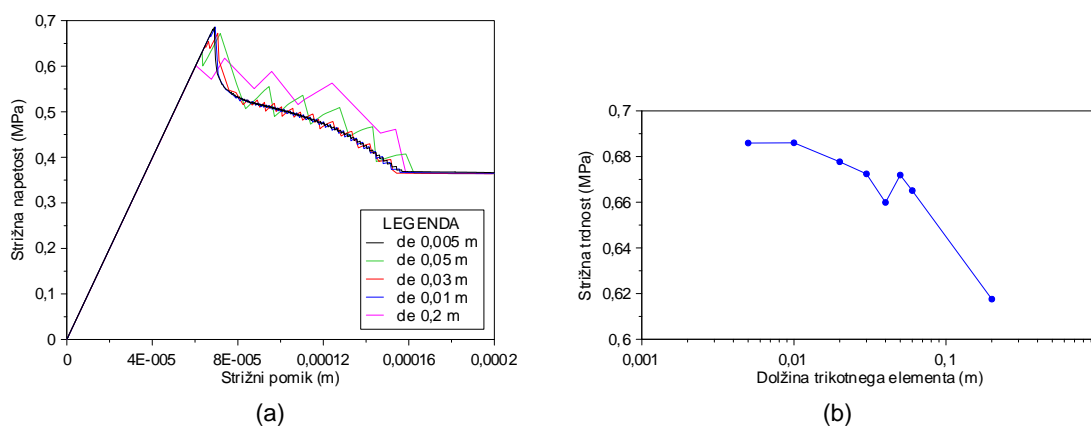
Slika 4.81. (a) Vpliv hitrosti drsenja na krivuljo strižne trdnosti. (b) Vpliv hitrosti drsenja oziroma deformacijskega koraka na strižno trdnost. (c) Vpliv hitrosti drsenja na čas opravljene analize.

Figure 4.81. (a) Effect of applied velocity on shear strength curve. (b) Effect of applied velocity and displacement rate on shear strength. (c) Effect of applied velocity on no. of time steps needed for failure.

#### 4.4.4 Gostota diferenčne mreže

Kot je bilo pojasnjeno v poglavju 3.8.5 sta oba bloka (spodnji in zgornji) v modelu direktne strižne preiskave diskretizirana (samo) z diferenčno mrežo trikotnih elementov, njihovo konstitutivno obnašanje pa je opisano z izotropno elastičnim modelom (poglavje 3.3.2). Kot smo videli že v prejšnjih poglavjih (poglavje 4.2.4 in 4.3.7), gostota diferenčne mreže vpliva na čas in natančnost opravljene analize. Z namenom, da bodo numerične analize izvedene optimalno, se je analiziral vpliv velikosti trikotnega elementa diferenčne mreže na intervalu od 0,005 do 0,2 m.

Izkaže se, da gostota diferenčne mreže minimalno vpliva na napoved oblike krivulje strižne trdnosti in posledično tudi na strižno trdnost diskontinuitete. Gostota diferenčne mreže vpliva predvsem na rezidualni del strižne krivulje (Slika 4.82a). Redka diferenčna mreža (večji trikotni elementi) povzroča, da je rezidualni del strižne krivulje stopničast oziroma žagast, medtem ko gostejša diferenčna mreža (manjši trikotni elementi) napove gladek rezidualni del stružne krivulje. Poleg tega z vedno bolj gostejšo diferenčno mrežo začne vrednost strižne trdnosti konvergirati (Slika 4.82b). Tak odziv modela je pričakovan, saj izvajanje numeričnih analiz z gostejšo diferenčno mrežo omogoča natančnejšo napoved rezultatov.



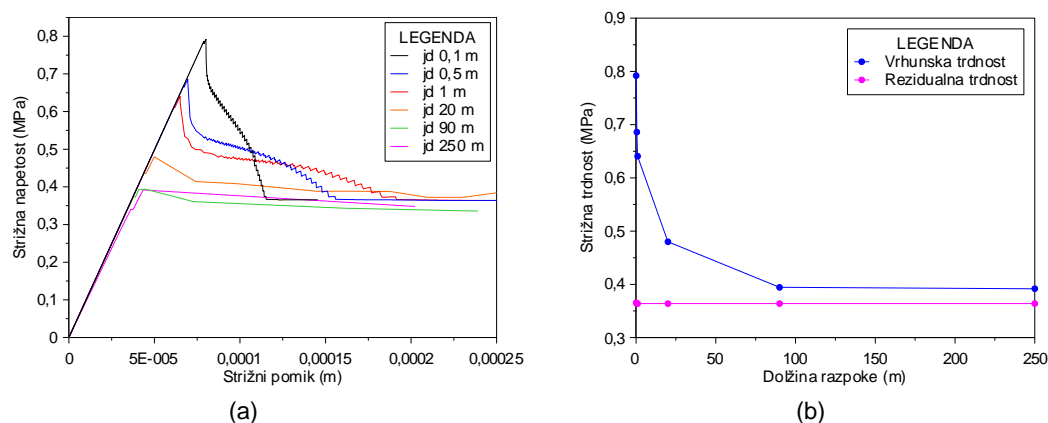
Slika 4.82. Vpliv velikosti diferenčnega elementa  $d_e$  na (a) krivuljo strižne trdnosti ter (b) strižno trdnost diskontinuitete.

Figure 4.82. Effect of zone edge length  $d_e$  on (a) shear strength curve and (b) on shear strength.

#### 4.4.5 Dolžina diskontinuitete

Vpliv dolžine diskontinuitete na strižno trdnosti je bil analiziran na intervalu od 0,1 do 250 m. Dolžina diskontinuitete je v modelu direktne strižne preiskave neposredno povezana z velikostjo modela strižne preiskave (poglavje 3.8.5), saj večji model (blok) generira daljšo diskontinuiteto. Ob generiranju modela direktne strižne preiskave, se je zagotovilo, da ima vsak model enako gostoto diferenčne mreže. To pomeni, da je v vseh modelih z različno dolžino razpoke, razmerje med velikostjo modela ( $j_D$ ) in velikostjo elementa ( $d_e$ ) diferenčne mreže, konstantno in velja  $j_D: d_e = 50$ .

V tako postavljenem modelu, kjer je obnašanje deformabilnih blokov opisano z elastičnim konstitutivnim obnašanjem, diskontinuitete pa z Coulombovim rezidualnim modelom, se je izkazalo, da dolžina razpoke vpliva na napoved vrednost strižne trdnosti. Z večanjem dolžine razpoke namreč vrhunska strižna trdnost razpoke upada, rezidualna strižna trdnost pa ostaja nespremenjena (Slika 4.83). Več o tem bo pojasnjeno v poglavju 6.2.10.



Slika 4.83. Vpliv dolžine razpoke na (a) krivuljo strižne trdnosti in (b) na vrhunsko in rezidualno strižno trdnost razpoke.

Figure 4.83. Effect of joint length on (a) shear strength curve and on (b) peak and residual shear strength.

### 4.5 ZAKLJUČEK

Raziskovalno delo zajema razvoj numeričnega laboratorija (poglavje 3.8), ki omogoča izvajanje standardnih laboratorijskih preiskav, kot so direktna natezna preiskava, Brazilska preiskava, enoosna tlačna preiskava, dvoosni preiskava in direktna strižna preiskava. Razvit je bil z namenom, da se z njim definira mehansko obnašanje intaktnih blokov, diskontinuitet ter nadalje testira SRM blok, ki bo napovedal geomehanske lastnosti kamninske mase.

Izvedba parametričnih in občutljivostnih analiz je bila glavna tematika tega poglavja. Izvedene so bile na intaktnih blokih in na diskontinuitetah, ki so komponente sintetične kamninske mase. Če poznamo obnašanje modelov posameznih komponent sintetične kamninske mase, lahko bolje napovemo njeno mehansko obnašanje, ki opisuje naravno kamninsko maso. Poleg tega pa omogočajo testiranje pravilnosti razvitega numeričnega laboratorija, ko tudi razumevanje njegovega delovanja in odziva na izbrani niz vhodnih parametrov.

Občutljivostne analize na intaktni kamnini so bile razdeljene na dva dela, in sicer na modelom kontinuuma ter na model z Voronoijevimi elementi. Konstitutivno obnašanje modela kontinuuma je bilo opisano z Mohr-Coulombovim modelom (poglavje 3.3.3). Rezultati občutljivostnih analiz tega modela so bili v skladu z napovedmi Mohr-Coulombovega modela. To je bilo pričakovano in je hkrati potrjevalo, da je razvit numerični laboratorij pravilno zasnovan. Paralelno z modelom kontinuuma se je izvajalo še občutljivostne analize v modelu

z Voronoijevimi elementi. Ta model je bolj kompleksen, saj je intaktna kamnina opisana z Voronoijevim mozaikom, ki ponazarja zrna in/ali mikrorazpoke v naravni intaktni kamnini. Konstitutivno obnašanje Voronoijevih kontaktov je bilo opisano s Coulombovim zdrsni modelom, zato se je rezultate občutljivostnih analiz modela z Voronoijevimi elementi neposredno primerjalo z rezultati kontinuum modela.

Na podlagi rezultatov parametričnih in občutljivostnih analiz lahko zaključimo, da Voronoijev model v splošnem poda podobne in primerljive rezultate kot model kontinuum. Kljub temu so bile opazne večje razlike med modeloma pri občutljivostni analizi natezne trdnosti in bočni napetosti. Obnašanje obeh modelov sledi Mohr-Coulombovem modelu, vendar s to razliko, da zaradi kompleksne zgradbe modela z Voronoijevimi elementi, obnašanje le-tega ne moremo vnaprej točno predvideti tako, kot to lahko storimo za model kontinuum. Porušitev celotnega modela vzorca v modelu z Voronoijevimi elementi je namreč odvisna od porušitve posameznih Voronoijevih kontaktov, ki se z nanašanjem obremenitve postopoma združujejo in tvorijo glavno razpoko. Kako bo potekala porušitev, je tako v največji meri odvisna od geometrije Voronoijevega mozaika, ki je definirana predvsem s porazdelitvenim številom in številom iteracij. To je prednost modela z Voronoijevimi elementi, ki tako omogoča več poljubnih porušitev za isti niz mikroparametrov in se na tak način lahko bolj približa naravnemu obnašanju intaktna kamnine. Poleg tega model z Voronoijevimi elementi omogoča realne napovedi razmerja med Brazilsko in direktno natezno trdnostjo.

Po drugi strani pa so občutljivostne analize za diskontinuitete podale pomemben zaključek glede redukcije strižne trdnosti z dolžino diskontinuitete. Tako obnašanje je v skladu z naravnim obnašanjem diskontinuitete v naravi, v numeričnem modelu direktne strižne preiskave pa je rezultat rotacije zgornjega bloka in posledično prerazporeditve normalne napetosti preko vozlišč diskontinuitete. Predvideva se, da do podobnega numeričnega pojava, pride tudi v SRM modelu, kjer je rotacija blokov običajen pojav.

Taki zaključki parametričnih in občutljivostnih analiz veljajo za izbrani niz parametrov (Preglednica 4.1, Preglednica 4.2 in

Preglednica 4.3), ki naj bi predstavljali materiale podobne kot jih srečamo v flišu. Več o interpretaciji vseh rezultatov parametričnih in občutljivostnih analiz je predstavljeno v poglavju 6.



## 5 APLIKACIJA METODOLOGIJE SINTETIČNE KAMNINSKE MASE NA FLIŠNE KAMNINE

### 5.1 UVOD

Cilj parametričnih in občutljivostnih analiz, predstavljenih v poglavju 4, je bil testiranje pravilnega delovanja metodološkega postopka numeričnega laboratorija (poglavje 3.8). Ta je bil potrjen za izbrani nabor numeričnih orodij, postopkov določanja robnih pogojev in vhodnih parametrov. Pridobljeno znanje nam tako omogoča, da je izvedba analiz v numeričnem laboratoriju zanesljiva in učinkovita. V nadaljnji fazi raziskovanja, ki je opisana v tem poglavju, je narejena raziskava učinkovitosti metodologije sintetične kamninske mase (v nadaljevanju SRM, ang. *Synthetic Rock Mass*, Pierce et al., 2007, Mas Ivars et al., 2007; Mas Ivars, 2010; Mas Ivars et al., 2011) za flišne kamnine. V nadaljevanju bo prikazan postopek, kjer se bo preko razvitega numeričnega laboratorija apliciralo metodologijo sintetične kamninske mase, najprej na intaktnih kamninah, nato pa še na kamninski masi fliša.

V tem poglavju bo prikazan postopek kalibracije intaktnega materiala, kjer se je simuliralo naravno mehansko obnašanje dveh intaktnih kamnin, ki gradijo fliš, in sicer meljastega laporovca in peščenjaka. Rezultate simulacij se je neposredno primerjalo z rezultati standardnih laboratorijskih preiskav, izvedenih na naravnih materialih meljastega laporovca in peščenjaka. Takšen postopek omogoča predhodno validacijo postavljenega modela oziroma uporabo numeričnega laboratorija kot osnovo za nadaljnjo postavitev SRM modela fliša.

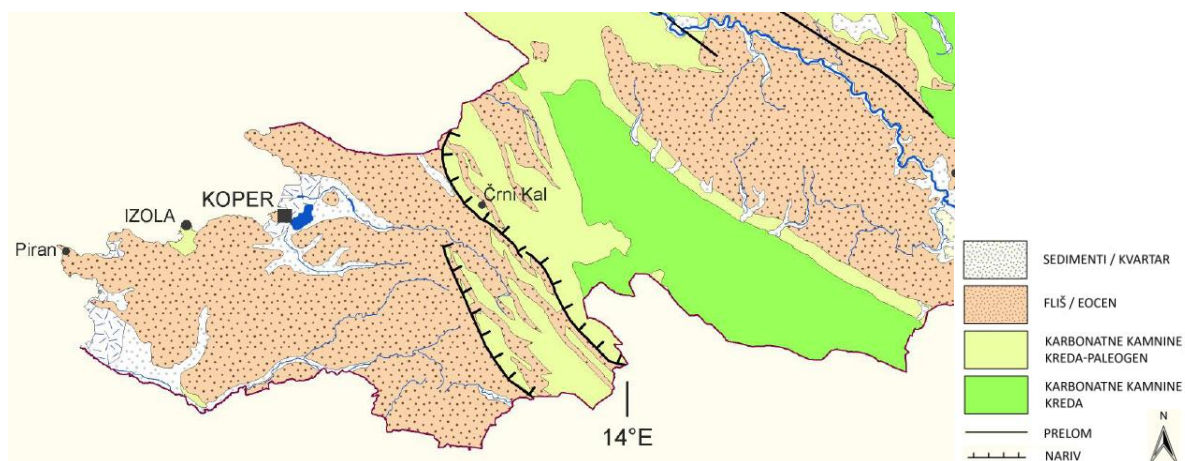
V nadaljevanju sledi aplikacija metodologije sintetične kamninske mase za definiranje mehanskega obnašanja fliša, in sicer na primerih modelov definiranih v dveh različnih dimenzijah. V prvem primeru se je postavil SRM model fliša, ki je predstavljal vzorec fliša laboratorijskih dimenzij. V laboratoriju je bilo izvedenih nekaj preiskav enoosne tlačne trdnosti na naravnem vzorcu fliša, ki so tako omogočali neposredno validacijo SRM modela. Postopek po metodologiji SRM je potekal tako, da se je: (a) najprej kalibriralo intaktne materiale, ki so bili v naravnem vzorcu fliša ter definiralo parametre lezik. Lezika je termin, ki se ga uporablja za diskontinuiteto, ki nastane zaradi spremembe v sedimentaciji (npr. kontakt med plastema meljastega laporovca in peščenjaka). Nato (b) se je na postavljenem SRM modelu fliša laboratorijskih dimenzij izvajalo simulacije modela enoosne tlačne preiskave, ki se jih je neposredno primerjalo z laboratorijskimi rezultati. Cilj analize je bil ugotoviti stopnjo ujemanja med realnim obnašanjem in numerično napovedjo.

V drugem primeru se je SRM metodologijo apliciralo na vzorcu fliša večmetrskih dimenzij. Za to aplikacijo je bil izbran odsek predora Markovec, za katerega smo pridobili vse potrebne geološko-geomehanske podatke za izvedbo analiz. Postopek je sledil korakom SRM metodologije, ki so zapisani v poglavju 3.9 in so povzeti v nadaljevanju. Ko imamo definirane in zbrane (mikro)parametre intaktnih kamnin in diskontinuitet ter poznamo tipično geometrijo sistema diskontinuitet v merilu predorskega izkopa, postavimo primerni SRM model. Na tem modelu izvajamo poljubne numerične laboratorijske preiskave ter tako pridobimo ključne podatke o mehanskem obnašanju kamninske mase, kot so enoosna tlačna trdnost, natezna trdnost ter parametre, ki določajo deformacijsko obnašanje ter porušno ovojnico kamninske mase. Testiranje SRM bloka v različnih smereh pa nam poda še podatek o anizotropnih lastnostih kamninske mase.

Rezultate teh simulacij se je primerjalo s Hoek-Brownovim porušnim kriterijem, ki je temeljil na vrednosti GSI klasifikacije, ki je bila ugotovljena pri popisu čela na izbranem odseku predora Markovec. Poleg tega so paralelno z vsemi izvedenimi analizami za primerjavo potekale tudi simulacije na modelih vzorca z Mohr-Coulombovim konstitutivnim obnašanjem. V nadaljevanju so podani rezultati numeričnih analiz in zaključki o uporabnosti SRM metodologije za ugotovitev mehanskih lastnosti flišnih kamnin.

## 5.2 OBRAVNAVANO OBMOČJE IN GEOLOŠKO-GEOMEHANSKI PODATKI ZA FLIŠNE KAMNINE

Raziskovano območje, obravnavano v disertaciji, zajema ozemlje jugozahodne Slovenije v bližini kraškega roba. Na tem ozemlju so v večji meri zastopane flišne kamnine (Slika 5.1), ki so ciljni geološki material te raziskave. V splošnem je fliš sekvenca sedimentnih kamnin, ki nastane z litifikacijo sedimentov. Tovrstne kamnine so nastale ob eroziji nastajajočega orogena in se sedimentirale v globokomorskem okolju v okviru različnih procesov, kot so podvodni plazovi ali turbiditni tokovi, po katerih je fliš dobil tudi svoje ime (beseda fliš ima korenine v nemškem jeziku in izhaja iz besede *fliessen*, kar pomeni tok).



Slika 5.1. Gološka karta obravnavanega območja (Bavec et al., 2013).

Figure 5.1. Geological map of research area (Bavec et al., 2013).

Flišne kamnine na obravnavanem ozemlju so eocenske starosti. Nastale so kot produkt degradacije Jadransko-Dinarske mezozojske karbonatne platforme (Placer, 2008). Zanje je značilno menjavanje laporovca, meljevca in (litičnega) peščenjaka. Včasih so v flišni sekvenci prisotne tudi tanke plasti apnenca, na redkih mestih pa najdemo tudi pretežno kalkarenitne plasti, ki označujejo značilen markirni horizont. Razmerje kot tudi povprečna debelina posameznih plasti, se spreminja in ustreza pogojem sedimentacije v flišnem bazenu, zato so značilni pogosti zvezni prehodi med litologijami. Iz sedimentacijskega vidika plasti peščenjaka pripadajo siliciklastičnim turbiditom, plasti laporovca pa so bile delno odložene s turbiditnimi tokovi, deloma pa z normalno sedimentacijo v hemipelagičnem okolju.

Mineralološka sestava peščenjaka so zrnca kremenca in apnenca v približno enakem razmerju. V kalkarenitnih plasteh pa prevladujejo zrna apnenca. Laporovec je karbonatno silikatni glinavec, ki reagira z 10% HCl ter ima zrna premera manj kot 2 mikrometra. V splošnem se trdnost flišnih kamnin povečuje z višjo granulacijo (Celarc et al., 2012; Špacapan in Škerbec, 2009).

Po osnovni geotektonski razčlenitvi Slovenije (Placer, 2008) obravnavani fliš pripada Jadransko-Apuljskem predgorju, saj leži jugozahodno od Zunanjedinarske narivne meje (Kraški rob). Kraški rob ločuje dve geotektonski enoti - Dinaride oziroma natančneje Zunanje Dinaride (Kras in Čičarija) na severozahodu ter Jadransko-Apuljsko predgorje (Istra) na jugozahodu. Geografsko je območje Kraškega roba, značilno s svojo (krovno) narivno zgradbo in pestro tektonsko zgodovino.

Zunanji Dinaridi so se do konca eocena narivali na Jadransko-Apuljsko mikroploščo, kot posledica tlačnih razmer med Afriško in Evrazijsko ploščo ter novo nastajajočega orogena. Ob napredovanju Alpske orogeneze je v miocenu prišlo do segmentacije Jadransko-

Apulijske mikroplošče na padski in jadranski segment. Padski segment se je začel podrivati pod Zunanje Dinaride v smeri proti severovzhodu in protiurno rotirati okrog pola lociranega v severozahodni Italiji ter ustvaril strukturo, kot jo poznamo danes. Narivanje je potekalo večfazno in je bilo večkrat prekinjeno z vmesnim gubanjem ter nato ponovno reaktivirano. Celoten kumulativen premik v narivi coni je tako porazdeljen na številne krhke in duktilne strukture različnih tipov. Relativni premik in tektonska pretrtost kamnin zamirata z oddaljenostjo od Zunanjedinarske narivne meje (Celarc et al., 2012).

Pogoj za uporabo SRM metodologije je dobro poznavanje splošnih geološko-geomehanskih lastnosti posameznih litologij in diskontinuitet kamninske mase. Za zagotovitev čim večje reprezentativnosti podatkov v našem primeru fliša, smo izdelali bazo podatkov, ki zajema rezultate obsežnih geološko-geomehanskih raziskav, ki so bile opravljene na treh večjih geotehničnih projektih v bližnji preteklosti, in sicer: predor Markovec, predor Valeta ter trasa drugega železniškega tira Črni Kal – Koper (Slika 5.2).



Slika 5.2. Lokacije geotehničnih objektov.  
Figure 5.2. Location of geotechnical structures.

Iz zgoraj navedenih lokacij raziskav se je pridobil nabor podatkov o deformacijskih in trdnostnih lastnostih posameznih litologij (intaktnih kamnin meljastega laporovca in peščenjaka) v flišu, in sicer na podlagi naslednjih laboratorijskih preiskav:

- preiskava statičnih elastičnih lastnosti kamnin,
- preiskava dinamičnih elastičnih lastnosti kamnin z ultrazvočno pulzno metodo,
- preiskava indirektna natezne trdnosti kamnin po Brazilski metodi,
- preiskava enosne tlačne trdnosti kamnin in
- preiskava trisosne tlačne trdnosti kamnin.

Spodnja preglednica (Preglednica 5.1) prikazuje nabor posameznih laboratorijskih raziskav za posamezno litologijo.



Preglednica 5.1. Število laboratorijskih preiskav za meljasti laporovec, peščenjak in fliš.

Table 5.1. Counts of laboratory test data for silty marl, sandstone and flysch.

Projekt	Preiskava statičnih elastičnih lastnosti kamnin	Preiskava dinamičnih elastičnih lastnosti kamnin	Brazilska preiskava	Enoosna tlačna preiskava	Triosna tlačna preiskava ( $\sigma_3 = 0,5-3 \text{ Pa}$ )
<i>Meljasti laporovec</i>					
Predor Valeta	0	0	0	3	0
Predor Markovec	2	0	13	25	0
2. železniški tir	0	0	25	8	0
Skupaj	2	0	38	36	0
<i>Peščenjak</i>					
Predor Valeta	0	0	0	5	6
Predor Markovec	0	0	0	1	0
2. železniški tir	23	13	22	22	0
Skupaj	23	13	22	38	6
<i>Fliš</i>					
Predor Valeta	0	0	0	3	0

Podatke o geometrijskih lastnostih diskontinuitet v flišu se je pridobilo iz inženirsko-geoloških popisov čel predora Markovec. Na podlagi tega se je ugotovilo reprezentativni sistem diskontinuitet (poglavje 5.5.2) in delež posameznih litologij za poljubni odsek predora. Deformacijske in trdnostne lastnosti le-teh smo ocenili na podlagi naslednjih laboratorijskih preiskav:

- preiskava direktne strižne trdnosti diskontinuitet in
- preiskava strižne trdnosti razpok z nagibno ploščo.

Spodnja preglednica (Preglednica 5.2) prikazuje nabor posameznih laboratorijskih raziskav za diskontinuitete.

Preglednica 5.2. Število laboratorijskih preiskav za diskontinuitete.

Table 5.2. Counts of laboratory test data for discontinuities.

Projekt	Direktna strižna preiskava	Preiskava strižne trdnosti diskontinuitet z nagibno ploščo
Predor Valeta	13	21
Predor Markovec	0	0
2. železniški tir	3	0
Skupaj	16	21

Kot je bilo že zgoraj omenjeno, tektonska pretrtost zamira z oddaljenostjo od Zunanjedinarske narivne meje oziroma Kraškega roba. To se tudi opazi med obravnavanimi lokaciji, kjer je fliš iz 2. železniškega tira, ki je bližje Kraškemu robu, bolj tektonsko pretrt v primerjavi z ostalima lokacijama. Po drugi strani pa sta Predor Valeta in Markovec že precej bolj oddaljena od Kraškega roba in zato je fliš tam zelo malo deformiran. Geološka zgradba, tako iz vidika litološke sestave, kot tektonske pretrtosti, je med omenjenima lokacijama primerljiva.

Kljub temu, da je tektonska pretrtost fliša iz 2. železniškega tira večja, izbor testiranih vzorcev posameznih litologij mora zagotoviti pogoje standardov laboratorijskih preiskav. Zato je npr. intaktni vzorec peščenjaka iz 2. železniškega tira v geomehanskem smislu enak vzorcju peščenjaka iz lokacije predora Markovec ali Valeta. Bolj previden je potrebno biti le pri geometriji diskontinuitet, saj mora predstavljati reprezentativno zgradbo lokacije, ki jo želimo obravnavati.

Vsi zgoraj navedeni rezultati raziskav so bili analizirani in statistično obdelani. Rezultati le-teh so predstavljeni ob ustrezni numerični analizi v nadaljevanju.

### 5.3 SIMULACIJE INTAKTNEGA MATERIALA LABORATORIJSKIH DIMENZIJ

#### 5.3.1 Kalibracija mikroparametrov meljastega laporovca

Validacija metodološkega postopka numeričnega laboratorija je bila opravljena najprej na intaktni kamnini meljastega laporovca. Ker se je numerični model neposredno primerjalo z laboratorijskimi podatki, so le-ti predstavljali izhodišče analiz. Iz podatkov (Preglednica 5.1), ki so bili na voljo, sta bila izbrana dva reprezentativna vzorca melastega laporovca; en, ki je bil testiran v Brazilski preiskavi ter drugi, ki je bil testiran v enoosni tlačni preiskavi. Laboratorijski podatki so podani v prvem stolpcu spodnje preglednice (Preglednica 5.3).

Preglednica 5.3. Laboratorijski podatki meljastega laporovca ter rezultati, pridobljeni v modelu z Voronoijevimi elementi in kontinuum modelu.

Table 5.3. Laboratory data and results of numerical laboratory tests for Voronoi and continuum model.

Laboratorijska preiskave	Laboratorijski rezultati	Rezultati Voronoijevega modela	Rezultati modela kontinuuma
Direktna natezna trdnost (MPa)	/	1,232	1,469
Brazilska trdnost (MPa)	1,475	1,380	1,506
Youngov modul (GPa)	3,423	3,46	3,42
Poissonov količnik ( )	0,20	0,202	0,20
Enoosna tlačna trdnost (MPa)	22,95	22,84	20,28

V zgornji preglednici (Preglednica 5.3) je podana vrednost Youngovega modula meljastega laporovca, ki je bila določena s pomočjo naklona linearnega dela napetostno-deformacijske krivulje, izmerjene v enoosni tlačni preiskavi. Kot je bilo pojasnjeno v poglavju 3.8.6, enoosna tlačna preiskava ni nujno namenjena natančnemu določanju deformacijskega odziva vzorca, ampak določitev trdnosti preiskovanega materiala za podane robne pogoje. Na ta način določen Youngov modul predstavlja vsoto deformacijskih lastnosti preiskovanega materiala ter kontakta med kovinsko glavo in vzorcem. Zaradi tega ta modul ne predstavlja dejanskega Youngovega modula preiskovanega materiala, saj je običajno za kamnine nižji od realnih vrednosti. Cilj predstavljene kalibracije mikroparametrov meljastega laporovca in simulacij enoosne tlačne preiskave ni bil namenjen modeliranju togosti, temveč trdnosti. Za namene določanja deformacijskih lastnosti materiala se rutinsko uporablja preiskava statičnih elastičnih lastnosti kamnin, kjer se merijo deformacije na srednjih dveh tretjinah vzorca za določitev njegovega Youngovega modula (Slika 3.19b).

Navedeni laboratorijski rezultati (Preglednica 5.3, prvi stolpec) predstavljajo izhodišče za kalibracijo intaktnega materiala v modelu z Voronoijevimi elementi. Postopek kalibracije je potekal po metodologiji, ki je bila opisana v poglavju 3.9 in bo podrobneje predstavljena v nadaljevanju (poglavje 6.3). Če povzamemo, v procesu kalibracije intaktnega materiala iščemo ustrezni niz mikroparametrov, ki poda čim bolj skladno kvantitativno (togost in trdnost) in kvalitativno obnašanje (način in oblika porušitve) simuliranega materiala k realnemu materialu.

Paralelno z Voronoijevim modelom se je simuliralo tudi laboratorijske preiskave z modelom kontinuuma. Pridobljeni laboratorijski podatki (Preglednica 5.3, prvi stolpec) so neposredno predstavljali vhodne parametre za model kontinuuma. Vendar, ker triosna tlačna preiskava ni bila izvedena na meljastem laporovcu na obravnavanih lokacijah, sta bila kohezija (5,5 MPa) in strižni kot ( $33,0^\circ$ ) določena na podlagi pregleda podatkov, ki so navedeni v literaturi (Peng in Zhang, 2007; Goodman 1989). Izbrani rezultat kohezije in strižnega kota predstavlja povprečje šestih podatkov, ki so bili na voljo v literaturi in določeni na intaktni kamnini meljastega laporovca. Vhodni Youngov modul (3,33 GPa) in Poissonov količnik (0,167) sta bila reducirana, kot to zahteva uporaba Mohr-Coulombovega modela v ravninskem napetostnem stanju (poglavje 3.2.6). Velikost trikotnega elementa diferenčne mreže v modelu kontinuuma je bila določena v skladu z ugotovitvami zapisanimi v poglavju 5.3.1 in je bila 2,25 mm.

Numerične simulacije najprej začnemo pri postavitvi geometrije modela. Dimenziji obeh simuliranih modelov – Voronoijev model in model kontinuuma - sta bili enaki laboratorijskemu vzorcu, in sicer 63 mm x 151 mm, kar omogoča kvazi-statične numerične pogoje s hitrostjo obremenjevanja 0,005 m/s (t.j. pribl.  $10^{-6}$  mm/korak). Izhajajoč iz ugotovitev občutljivostnih analiz (poglavje 4.3.4), je bilo generiranih 15 Voronoijevih elementov preko premera vzorca Voronoijevega modela. Velikost trikotnega elementa diferenčne mreže v modelu z Voronoijevimi elementi je bila določena v skladu z ugotovitvami zapisanimi v poglavju 4.3.7 in je bila dvakrat manjša od velikosti Voronoijevega elementa (Preglednica 5.4).

Proces kalibracije intaktnega materiala se je izvajal s hkratnim modeliranjem Brazilske in enoosne tlačne preiskave. Takoj, ko je niz mikroparametrov ustrezal deformacijskim in trdnostnim lastnostim realnega materiala, se je poiskalo še primerno porazdelitveno število Voronoijevih elementov. Z njim je bilo mogoče ujeti iz laboratorijske preiskave ugotovljen način porušitve materiala (Slika 5.4 in Slika 5.5) in tudi obliko rezidualnega dela napetostno-deformacijske krivulje modela Brazilske preiskave (Slika 5.3b). S kalibriranim nizom parametrov (Preglednica 5.4) se je izvedlo še simulacijo direktne natezne preiskave ter predvidelo direktno natezno trdnost.

Preglednica 5.4. Vhodni mikroparametri meljastega laporovca, pridobljeni v procesu kalibracije.

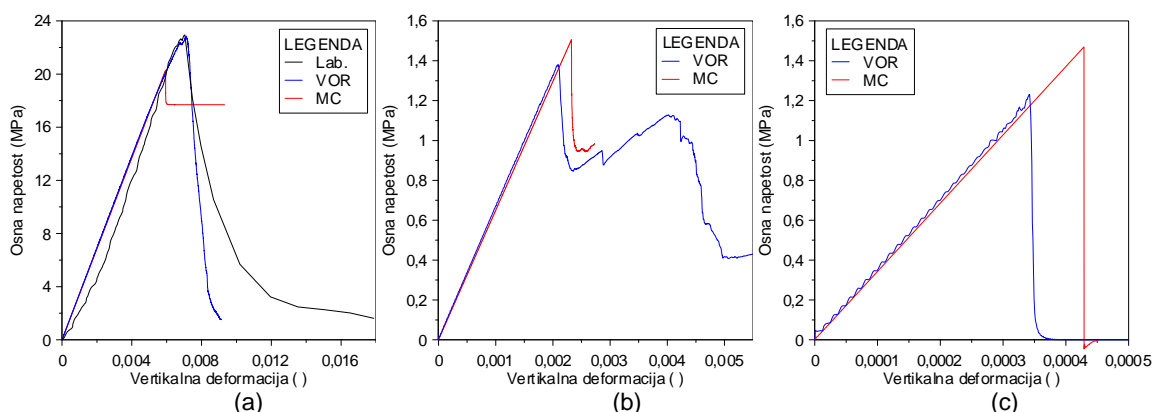
Table 5.4. Microproperties of a silty marl used for calibration procedure.

Mikroparametri	Vrednost
Velikost Voronoijevih elementov (mm)	4,10
Velikost diferenčnega elementa (mm)	2,05
Število iteracij ( )	80
Porazdelitveno število ( )	2 477
Gostota materiala ( $\text{kg/m}^3$ )	2 596
Youngov modul elementov (GPa)	3,85
Poissonov količnik elementov ( )	0,20
Normalna togost kontaktov (GPa/m)	10 000
Strižna togost kontaktov (GPa/m)	4 500
Kohezija kontaktov (MPa)	4,6
Strižni kot kontaktov ( $^\circ$ )	25,0
Natezna trdnost kontaktov (MPa)	1,75
Kot razmikanja kontaktov ( $^\circ$ )	2,0

Za oba numerična modela je primerjava rezultatov, pridobljenih s simulacijami numeričnih preiskav v numeričnem laboratoriju, predstavljene v zgornji preglednici (Preglednica 5.3, drugi in tretji stolpec). Ujemanje Brazilske in enoosne tlačne trdnosti modela z Voronoijevimi elementi z laboratorijskimi rezultati je zadovoljivo (7 % oziroma 0,5 %). Nekoliko večje odstopanje (13 %) je opazno le pri enoosni tlačni trdnosti v modelu kontinuuma enoosne tlačne preiskave. Posledično tudi razmerje med Brazilsko trdnostjo in enoosno tlačno

trdnostjo kaže solidno ujemanje s simulacijami. Laboratorijski rezultati so podali razmerje 1:15,6, model z Voronoijevimi elementi 1:16,6 ter kontinuum model pa 1:14,8. V modelu z Voronoijevimi elementi je razmerje togosti  $k_n/k_s = 2,2$  podalo direktno natezno trdnost približno 90 % vrednosti Brazilske trdnosti, kar je v skladu s podatki iz literature (Vallejos et al., 2013; Li in Wong, 2012). Medtem ko sta Brazilska in direktna natezna trdnost v modelu kontinuuma praktično podobni (2,5 % razlika). Tudi Youngov modul in Poissonov količnik v modelu z Voronoijevimi elementi podata solidno ujemanje z laboratorijskimi rezultati, in sicer je odstopanje za oba parametra približno 1 %. Ujemanje vhodnega in izmerjenega Youngovega modula in Poissonovega količnika v modelu kontinuuma je pričakovano, saj se glede na enačbi 3.23 in 3.24 morata skladati.

V nadaljevanju analize rezultatov sledi kvalitativna primerjava napetostno-deformacijskih krivulj enoosne tlačne preiskave, Brazilske preiskave in direktne natezne preiskave (Slika 5.3). Napetostno-deformacijska krivulja enoosne tlačne preiskave modela z Voronoijevimi elementi kaže dobro skladanje z laboratorijsko krivuljo. Medtem ko napetostno-deformacijska krivulja enoosne tlačne preiskave kontinuum modela kaže slabše ujemanje rezidualnega dela napetostno-deformacijske krivulje, ki je rezultat elasto-plastične formulacije Mohr-Coulombovega konstitutivnega modela (Slika 5.3a). Napetostno-deformacijski krivulji Brazilske preiskave (Slika 5.3b) in direktne natezne preiskave (Slika 5.3c) nista bili na voljo iz laboratorijskih rezultatov, vendar obe kažeta podobno obliko in skladno s predvidenimi opazovanji v laboratoriju, navedenih v literaturi (poglavje 2.2.4).

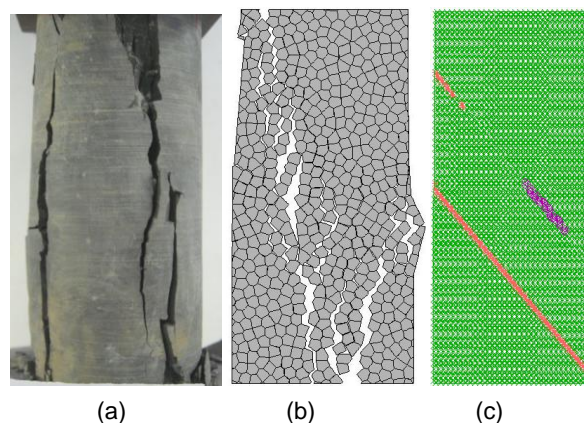


Slika 5.3. Napetostno-deformacijske krivulje simulacij (a) enoosne tlačne preiskave, (b) Brazilske preiskave in (c) direktne natezne preiskave.

Figure 5.3. Stress-strain curves of (a) uniaxial compressive test, (b) Brazilian test and (c) direct tensile test.

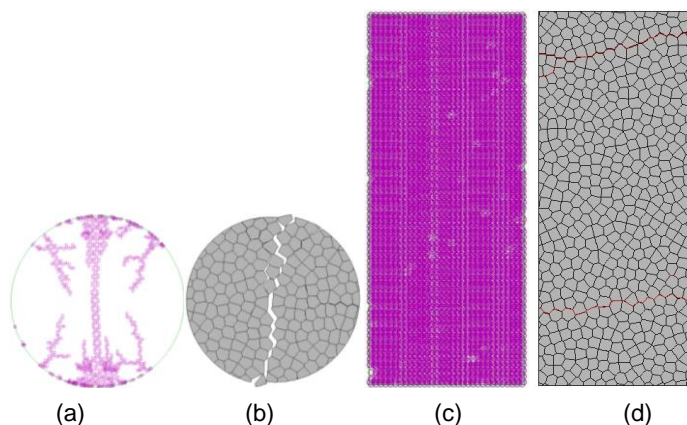
Po poružitvi meljastega laporovca v enoosni tlačni preiskavi v laboratoriju so se v vzorcu formirale predvsem vertikalne razpoke (Slika 5.4a). V Voronoijevem modelu se taki poružitvi lahko približamo, če poiščemo ustrezno porazdelitveno število za generiranje Voronoijevega mozaika. Izbrano porazdelitveno število (2477) je omogočilo generiranje vertikalnih do subvertikalnih razpok v enoosni tlačni preiskavi (Slika 5.4b), krhko obnašanje (brez utrjevanja, Slika 5.3b) in vertikalno razpoko v modelu Brazilske preiskave (Slika 5.5b). Dodatno modeliranje direktne natezne preiskave kaže formiranje razpoke, ki je skladno s teoretičnimi predvidevanji in laboratorijskimi rezultati (poglavje 2.2.4).

Vendar formacija plastičnih točk v modelu kontinuuma predvidi nekoliko slabše ujemanje realnega stanja kot model z Voronoijevimi elementi. Kot je pričakovano, se v modelu kontinuuma enoosne tlačne preiskave generira(jo) poševna(e) razpoka(e) (Slika 5.4c), v modelu direktne natezne preiskave pa formirane razpoke ni mogoče opazovati, saj so plastične točke, takoj po poružitvi vzorca, preko celotnega modela v natezni poružitvi (Slika 5.5c), kar je v skladu z robnimi pogoji. Nekoliko boljše ujemanje, skladno z realnim obnašanjem, lahko opazujemo v modelu kontinuuma Brazilske preiskave (Slika 5.5a).



Slika 5.4. Vzorec po porušitvi v enoosni tlačni preiskavi: (a) v laboratoriju, (b) v modelu z Voronoijevimi elementi in (c) v modelu kontinuuma.

Figure 5.4. Crack pattern comparison between: (a) laboratory sample, (b) Voronoi model and (c) continuum model in uniaxial compressive test.



Slika 5.5. Simuliran vzorec po porušitvi v modelu (a, b) Brazilske preiskave in (c, d) direktne natezne preiskave v modelu kontinuuma (a, c) ter v modelu z Voronoijevimi elementi (b, d).

Figure 5.5. Crack pattern comparison between Brazilian (a, b) and direct tensile test (c, d) in continuum model (a, c) and Voronoi model (b, d).

### 5.3.2 Kalibracija mikroparametrov peščenjaka

Validacija numeričnega laboratorija je bila izvedena še na intaktni kamnini peščenjaka, ki predstavlja drugi litološki člen v flišni sekvenci. Podobno kot pri meljastem laporovcu, je kalibracija intaktnega materiala temeljila na podlagi dveh reprezentativnih vzorcev peščenjaka, ki sta bila preiskana z Brazilsko in enoosno tlačno preiskavo. Poleg tega so bile na peščenjaku izvedene preiskave triosne tlačne preiskave do bočne napetosti 3,0 MPa. Tako se je simuliralo tudi dvoosno preiskavo, saj so se elementi mehanskega obnašanja numeričnega modela in laboratorijskih rezultatov lahko primerjali, vključno s porušno ovojnico. Laboratorijski rezultati so podani v prvem stolpcu spodnje preglednice (Preglednica 5.5).

Preglednica 5.5. Laboratorijski podatki peščenjaka ter rezultati pridobljeni v modelu z Voronoijevimi elementi in kontinuum modelu.

Table 5.5. Laboratory data and results of numerical laboratory tests for Voronoi and continuum model.

Laboratorijska preiskava	Laboratorijski podatki	Rezultati Voronoijevega modela	Rezultati modela kontinuuma
Direktna natezna trdnost (MPa)	/	4,800	5,234
Brazilska trdnost (MPa)	5,24	5,206	4,644
Youngov modul (GPa)	12,09	12,21	12,21
Poissonov količnik ( )	0,20	0,197	0,20
Enoosna tlačna trdnost (MPa)	73,38	73,73	78,24

Podobno kot v kalibraciji meljastega laporovca (poglavje 5.3.1) je vrednost Youngovega modula v zgornji preglednici (Preglednica 5.5) reducirana. Razlogi za to so enaki kot so bili opisani v poglavju 3.8.6 in 5.3.1.

Enako kot v kalibraciji meljastega laporovca, se je paralelno z Voronoijevim modelom simuliralo tudi laboratorijske preiskave z modelom kontinuuma. Pridobljeni laboratorijski rezultati (Preglednica 5.5, prvi stolpec) so neposredno predstavljali vhodne parametre modela kontinuuma, medtem ko je vhodne (mikro)parametre Voronoijevega modela potrebno pridobiti v procesu kalibracije intaktnega materiala (poglavje 3.9). Rezultati šestih laboratorijskih triosnih preiskav peščenjaka (Preglednica 5.1) so bili prilegani z Mohr-Coulombovo porušno ovojnico ter so tako podali kohezijo 10,5 MPa in strižni kot 59,9°. Vhodni Youngov modul (11,8 GPa) in Poissonov količnik (0,167) sta bila nekoliko reducirana, zaradi uporabe Mohr-Coulombovega modela v ravninskem napetostnem stanju (poglavje 3.2.6). Enako kot pri meljastem laporovcu (poglavje 5.3.1), je bila velikost trikotnega elementa diferenčne mreže v modelu kontinuuma določena v skladu z ugotovitvami zapisanimi v poglavju 4.2.4, in sicer je bila 2,95 mm.

Dimenzije modela so skladne z dimenzijami laboratorijskega vzorca, in sicer 73,3 mm x 142 mm. Kvazi-statične pogoje numeričnega modela se je doseglo s hitrostjo obremenjevanja vzorca 0,005 m/s, kar ustreza približno  $10^{-6}$  mm/korak. V skladu z občutljivostnimi analizami (poglavje 4.3.4) je bilo generiranih 15 Voronoijevih elementov preko premera vzorca modela. Velikost trikotnega elementa diferenčne mreže v modelu z Voronoijevimi elementi je bila določena v skladu z ugotovitvami zapisanimi v poglavju 4.3.7, in sicer je bila dva krat manjša od velikosti Voronoijevega elementa (Preglednica 5.4).

V spodnji preglednici (Preglednica 5.6) so navedeni mikroparametri, ki so podali najboljše ujemanje numeričnega modela z laboratorijskimi rezultati peščenjaka. Pri tem se je opazovalo togostne in trdnostne lastnosti (Preglednica 5.5), obliko napetostno-deformacijske krivulje (Slika 5.6) ter formacije razpok ob poružitvi materiala (Slika 5.7). Odstopanje simulirane Brazilske trdnosti z laboratorijsko določeno Brazilsko trdnostjo je 0,6 % v modelu z Voronoijevimi elementi in 12,8 % v modelu kontinuuma. Odstopanje simulirane enoosne tlačne trdnosti z laboratorijsko določeno enoosno tlačno trdnostjo je 0,5 % v modelu z Voronoijevimi elementi in 6,6 % v modelu kontinuuma. V obeh primerih opazimo večje odstopanje za primer modela kontinuuma. Posledično tudi razmerje Brazilske trdnosti proti enoosni tlačni trdnosti kaže boljše ujemanje za model z Voronoijevimi elementi. Laboratorijski rezultati so podali razmerje 1:14,0, model z Voronoijevimi elementi 1:14,2 ter model kontinuuma pa 1:16,8. Poleg tega za razmerje togosti  $k_n/k_s = 2,3$  je podalo direktno natezno trdnost približno 90 % vrednost Brazilske trdnosti, kar je v skladu s podatki iz literature (Vallejos et al., 2013; Li in Wong, 2012). Po drugi strani pa je v modelu kontinuuma Brazilska natezna trdnost nižja od direktne natezne trdnosti, kar ni v skladu z laboratorijskimi opazovanji (poglavje 2.2.4).

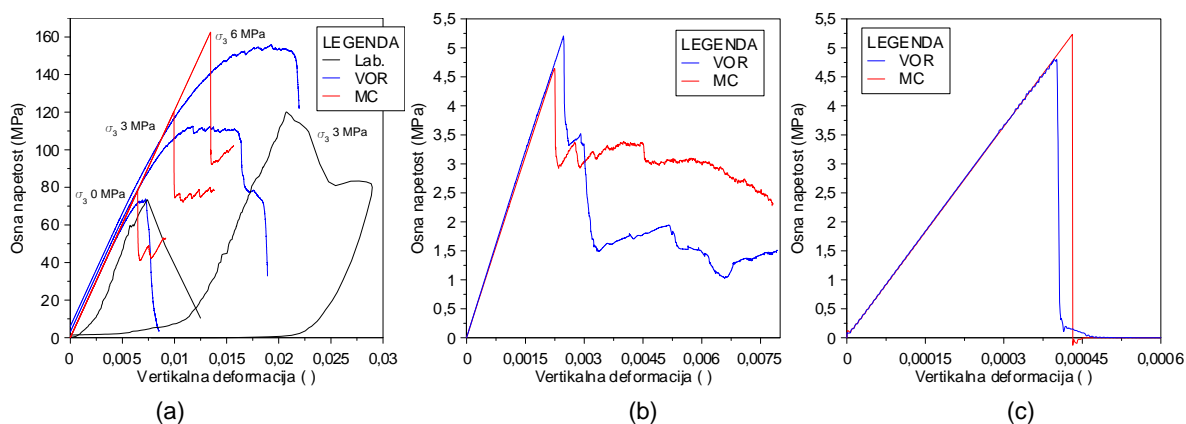
Preglednica 5.6. Vhodni mikroparametri za peščenjak, pridobljeni v procesu kalibracije.

Table 5.6. Microproperties of a sandstone used in calibration procedure.

Mikroparametri	Vrednost
Velikost Voronoijevih elementov (mm)	4,90
Velikost diferenčnega elementa (mm)	2,45
Število iteracij ( )	80
Porazdelitveno število ( )	1 530
Gostota materiala ( $\text{kg/m}^3$ )	2 638
Youngov modul elementov (GPa)	16,50
Poissonov količnik elementov ( )	0,20
Normalna togost kontaktov (GPa/m)	11 000
Strižna togost kontaktov (GPa/m)	4 800
Kohezija kontaktov (MPa)	13,1
Strižni kot kontaktov ( $^\circ$ )	26,0
Natezna trdnost kontaktov (MPa)	6,60
Kot razmikanja kontaktov ( $^\circ$ )	2,0

Kljub temu, da napetostno-deformacijski krivulji Brazilske preiskave (Slika 5.6b) in direktne natezne preiskave (Slika 5.6c) nista bili na voljo iz naših laboratorijskih rezultatov, obe kažeta podobno obliko, ki je skladna s predvidenimi opazovanji v laboratoriju navedenih v literaturi (poglavje 2.2.4).

Oblika napetostno-deformacijske krivulje enoosne tlačne preiskave modela z Voronoijevimi elementi kaže nekoliko boljše ujemanje z laboratorijsko napetostno-deformacijsko krivuljo enoosne tlačne preiskave, kot pa model kontinuuma. Poleg tega naklon napetostno-deformacijske krivulje enoosne tlačne preiskave (Slika 5.6a) poda solidno napoved Youngovega modula, in sicer je razlika med laboratorijskim in simuliranim Youngovim modulom le 1 %. Podobno odstopanje lahko opazimo tudi med izmerjenim in izračunanim Poissonovim količnikom. Oba modela pa kažeta nekoliko slabše ujemanje oblike napetostno-deformacijske krivulje triosne tlačne preiskave (Slika 5.6a), kjer podatkov za bočno napetost 6,0 MPa ni bilo na voljo. S tako formulacijo numeričnih preiskav (poglavje 3.8) ne moremo simulirati začetnega zaprtja mikrorazpok oziroma kontaktov med vzorcem in triosno celico. Testiranje vzorca v laboratoriju namreč izzove pojav, kjer se na začetku obremenjevanja zaradi prostega prileganja vzorca s kovinsko tlačno glavo pojavi večja deformacija, ki nekoliko zamakne napetostno-deformacijsko krivuljo v desno. V numeričnem modelu tega pojava ni, saj model vzorca neposredno obremenjuemo na njegovih robovih (poglavje 3.8.6).

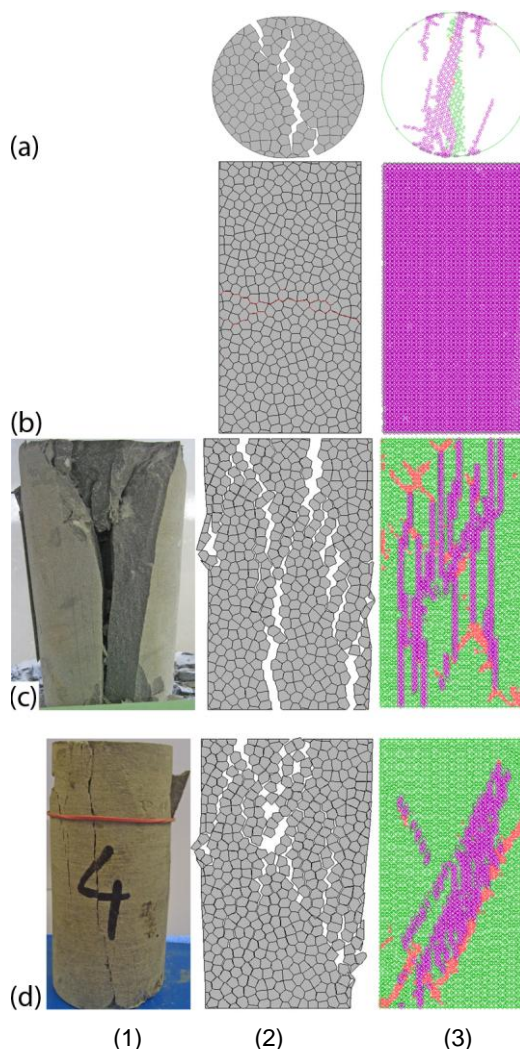


Slika 5.6. Simulacija (a) enoosne in dvoosne preiskave, (b) Brazilske preiskave in (c) direktne natezne preiskave z modelom kontinuuma (MC) ter z modelom z Voronoijevimi elementi (VOR).

Figure 5.6. Stress-strain curves of (a) uniaxial and biaxial compressive test, (b) Brazilian test and (c) direct tensile test with continuum (MC) and Voronoi model (VOR).

Simulacije razvoja in nastanka razpoke ob porušitve peščenjaka kaže podoben rezultat v obeh modelih. Po porušitvi peščenjaka v laboratorijski enoosni tlačni preiskavi so se v vzorcu formirale predvsem vertikalne razpoke (Slika 5.7c-1). Tako v Voronojevem modelu (Slika 5.7c-2), kot v modelu kontinuuma (Slika 5.7c-3) lahko opazimo vertikalne razpoke. Oba modela sta formirala vertikalne razpoke tudi v modelu Brazilske preiskave (Slika 5.7a-2, Slika 5.7a-3), kar je pričakovano in skladno s podatki iz literature (poglavje 2.2.4).

Ravno tako kot pri kalibraciji meljastega laporovca opazimo prednost modela z Voronojevimi elementi pred modelom kontinuuma v simulacijah direktne natezne preiskave. V modelu z Voronojevimi elementi se generira razpoka, ki je prečna na minimalno glavno napetost (Slika 5.7b-2), v modelu kontinuuma pa, kot je opisano zgoraj (poglavje 5.3.1), formulacije natezne razpoke ne moremo opazovati (Slika 5.7b-3). Nekoliko slabši rezultat obeh modelov pa opazujemo pri formiranju razpoke v dvoosni preiskavi. Porušitev vzorca peščenjaka v triosni tlačni preiskavi pri bočni napetosti 3 MPa generira vertikalne do subvertikalne razpoke (Slika 5.7d-1), medtem ko se v obeh modelih generira nagnjena glavna razpoka (Slika 5.7d-2; Slika 5.7d-3).

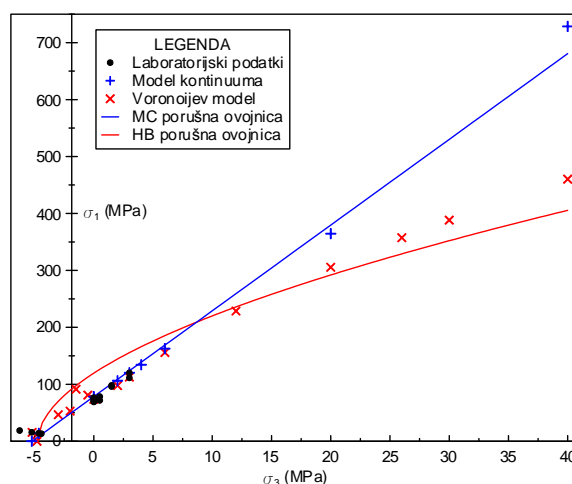


Slika 5.7. Vzorec po izvedbi Brazilske preiskave (a), direktne natezne preiskave (b), enoosne tlačne preiskave (c) in dvoosne preiskave (d) v laboratoriju (1), v modelu z Voronojevimi elementi (2) ter v modelu kontinuuma (3).

Figure 5.7. Sample after failure in Brazilian test (a), direct tensile test (b) uniaxial compressive test (c) and biaxial test (d) in laboratory (1) in Voronoi model (2) and continuum model (3).



S kalibriranim nizom mikroparametrov se je nato izvedlo še serijo dvoosnih preiskav z namenom, da se poišče porušno ovojnico modeliranega materiala - peščenjaka. Kot je bilo pričakovano, v obeh modelih, z naraščajočim bočnim tlakom narašča tudi porušna trdnost materiala. Vendar duktilnost materiala narašča le v modelu z Voronojevimi elementi, medtem ko v modelu kontinuuma se modelirani material, ne glede na raven bočnega tlaka, obnaša krhko (Slika 5.6a), kar je sicer v skladu s Mohr-Coulombovim modelom. Pomemben rezultat numeričnih simulacij modela z Voronojevimi elementi je v tem, da porušno ovojnico lahko razdelimo na dva dela, in sicer na linearni del, pri nizkih bočnih tlakih ter nelinearni del, pri višjih bočnih tlakih. Tovrstna oblika porušnice se je bila primerjalo s Hoek-Brownovo porušno ovojnico za intaktne kamnine ( $a = 0,5$  in  $s = 1,0$ ). Kot je pričakovano, je porušna ovojnica kontinuuma modela po celotnem testiranem intervalu linearna in se solidno ujema z Mohr-Coulombovo porušno ovojnico. Glede na poročila navedena v literaturi je porušna ovojnica intaktnega materiala pogosto semi-linearna ali nelinearna (Hoek in Brown, 1980; Maksimović, 1992; Blyth in Freitas, 2005; Singh et al., 2011).



Slika 5.8. Prileganje Mohr-Coulombove (MC) in Hoek-Brownove (HB) porušne ovojnice na laboratorijske (črni krožci) in simulirane podatke z modelom kontinuuma (modri križci) in Voronojevimi elementi (rdeči križci).

Figure 5.8. Mohr-Coulomb (MC) and Hoek-Brown (HB) failure envelope were used to fit laboratory data (black dots), continuum model (blue crosses) and Voronoi model (red crosses).

## 5.4 SIMULACIJE KAMNINSKE MASE FLIŠA NA VZORCIH LABORATORIJSKIH DIMENZIJ

### 5.4.1 Določitev (mikro)parametrov intaktnih kamnin v modelu kamninske mase fliša

V tej fazi raziskovanja uporabnosti metodologije SRM na flišne kamninske mase, se je izvedel numerični model manjših (laboratorijskih) dimenzij. Uporabljeni so bili podatki enoosne tlačne preiskave (Preglednica 5.1), ki so bile izvedene na vzorcih fliša, s hitro menjavajočimi plastmi meljastega laporovca in peščenjaka. Na ta način se je postavljen model sintetičnega fliša neposredno validiralo z rezultati fliša, testiranega v laboratoriju.

Model sintetičnega fliša je sestavljen iz plasti intaktnih blokov meljastega laporovca in peščenjaka ter iz diskontinuitet (v tem primeru lezik), ki predstavljajo kontakte in med posameznimi plastmi. Kot je opisano v poglavju 3, metodologija modeliranja poteka tako, da najprej vsak litološki tip in lezike modeliramo ločeno in neposredno primerjamo z rezultati standardnih laboratorijskih preiskav. Nato jih na osnovi kalibriranih parametrov združimo v enoten vzorec ter modeliramo dejansko kamninsko maso.

Pri nadaljevanju modeliranja s pomočjo SRM metodologije, moramo biti pozorni na to, da direktna uporaba kalibriranih parametrov meljastega laporovca in peščenjaka, ki je prikazana v prejšnjem poglavju (poglavje 5.3), ni možna. Gostoto Voronojevih elementov oziroma

velikost Voronoijevih elementov namreč vpliva na geomehanske lastnosti modeliranega materiala (poglavje 4.3.4). Če velikost modela spremenimo, moramo k temu prilagoditi tudi velikost Voronoijevih elementov. V konkretnem primeru se je velikost modela nekoliko spremenila v primerjavi s prejšnjima modeloma (poglavje 5.3.1 oziroma 5.3.2), zato je potrebno postopek kalibracije intaktnega materiala za vsako litologijo še enkrat ponoviti.

Laboratorijski rezultati Brazilske preiskave, enoosne tlačne preiskave ter statičnih in dinamičnih preiskav deformacijskih lastnosti flišnih vzorcev (Preglednica 5.1) so bili statistično obdelani tako, da so bile za vsako litologijo ugotovljene geomehanske karakteristične vrednosti (Preglednica 5.7). Ker so vzorci intaktnih kamnin podobnih dimenzij kot testirani vzorci fliša, navedenih karakterističnih vrednosti, ni bilo potrebno posebej korigirati zaradi pojava vpliva merila (tako kot je opisano v poglavju 3.7). Tako so ugotovljene karakteristične vrednosti (Preglednica 5.7, prvi stolpec) predstavljale izhodišče za posamezno litologijo (meljasti laporovec in peščenjak) in izvedbo numeričnih analiz. Velikost modela je za oba primera zajemala vzorec dimenzij 146 mm x 73 mm.

Preglednica 5.7. Laboratorijski podatki meljastega laporovca in peščenjaka ter rezultati numeričnih analiz.

Table 5.7. Laboratory data and results of numerical laboratory tests for silty marl and sandstone.

<i>Meljasti laporovec</i>	Laboratorijski podatki	Voronoijev model	Kontinuum model
Brazilska trdnost (MPa)	1,44	1,44	1,65
Youngov modul (GPa)	10,6	10,7	10,6
Poissonov količnik ( )	0,20	0,206	0,200
Enoosna tlačna trdnost (MPa)	23,02	22,85	20,28
<i>Peščenjak</i>			
Brazilska trdnost (MPa)	4,98	5,04	4,407
Youngov modul (GPa)	34,30	34,27	34,20
Poissonov količnik ( )	0,20	0,204	0,200
Enoosna tlačna trdnost (MPa)	75,78	75,66	78,19

Kot je bilo pojasnjeno v poglavjih 5.3.1 in 5.3.2, smo v kalibraciji meljastega laporovca (Preglednica 5.3) in peščenjaka (Preglednica 5.5) uporabili reducirano vrednost Youngovega modula, saj smo želeli ujeti naklon napetostno-deformacijske krivulje, ki je bil ugotovljen pri enoosni tlačni preiskavi. V tem poglavju pa se je simuliralo geomehansko obnašanje kamninske mase fliša na vzorcu laboratorijskih dimenzij, ki je zgrajen iz hitro menjajočih plasti meljastega laporovca in peščenjaka. Za ta namen se je upoštevalo, da ima vsaka litologija svoj Youngov modul, ki je bil izmerjen s preiskavo statičnih elastičnih lastnosti kamnin. S to preiskavo namreč dobimo deformacijske lastnosti preiskovanega materiala znotraj 2/3 dolžine sredinskega dela vzorca s pomočjo lokalne meritve deformacij. Robni pogoji omenjene preiskave so bolj primerni za izvajanje simulacij togostnega odziva heterogene kamninske mase, kot je fliš. Preiskava statičnih elastičnih lastnosti kamnin poda namreč deformacijske lastnosti intaktne kamnine, brez doprinosa dodatnih deformacij zaradi kontakta med kovinsko glavo in vzorcem. Ugotovljeno je bilo, da je odstopanje med Youngovim modulom, ugotovljenim z enoosno tlačno preiskavo (nižje vrednosti) in s preiskavo statičnih elastičnih lastnosti kamnin (višje vrednosti) v laboratoriju, lahko tudi od dva- do trikratno. Tvrstno visoko razmerje je značilno za zelo toge materiale, kot so kamnine ter je posledica ne samo razlike v robnih pogojih, ampak tudi pojava vpliva merila, kjer je obravnavano območje manjše in tako zajema manj mikrorazpok.

Intaktni bloki so v sintetičnem modelu fliša predstavljeni s poligonalnimi Voronoijevimi elementi, zato je potrebno v procesu kalibracije intaktnega materiala (poglavje 3.9) poiskati mikroparametre Voronoijevih elementov (Preglednica 5.8). Posebnost kalibracije intaktnega materiala tukaj je, da se lahko za namene generiranja sintetične kamninske mase testira več

porazdelitvenih števil (v tem primeru jih je bilo 10), katerih povprečje geomehanskih lastnosti (npr. enoosna tlačna trdnost, Youngov modul, Poissonov količnik) predstavljajo karakteristične vrednosti numeričnega intaktnega materiala. Tako zagotovimo razpršenost rezultatov intaktnih blokov, podobno kot to lahko opazujemo na testiranih vzorcih v laboratoriju. Rezultati kalibracije intaktnega materiala meljastega laporovca in peščenjaka so podani v preglednici zgoraj (Preglednica 5.7, drugi stolpec).

Preglednica 5.8. Vhodni mikroparametri meljastega laporovca in peščenjaka pridobljeni v procesu kalibracije intaktnega materiala.

Table 5.8. Input microproperties for silty marl and sandstone used in calibration procedure.

Mikroparametri	<i>Meljasti laporovec</i>	<i>Peščenjak</i>
Velikost Voronoijevih elementov (mm)	4,80	4,80
Velikost diferenčnega elementa (mm)	2,40	2,40
Število iteracij ( )	80	80
Gostota materiala (kg/m <sup>3</sup> )	2 538	2 622
Youngov modul elementov (GPa)	14,50	39,80
Poissonov količnik elementov ( )	0,215	0,210
Normalna togost kontaktov (GPa/m)	10 000	60 000
Strižna togost kontaktov (GPa/m)	4 500	30 000
Kohezija kontaktov (MPa)	4,6	14,55
Strižni kot kontaktov (°)	23,0	25,0
Natezna trdnost kontaktov (MPa)	1,75	5,90
Kot razmikanja kontaktov (°)	2,0	2,0

Paralelno z modelom sintetičnega fliša z Voronoijevimi elementi se je primerjalo še numerični model fliša, kjer so intaktni bloki opisani z Mohr-Coulombovim konstitutivnim obnašanjem (model kontinuuma), diskontinuitete pa s Coulombovim rezidualnim modelom razpok (poglavje 3.3.4). Iz laboratorijskih rezultatov, ki so bili na voljo (Preglednica 5.1), se je ugotovilo karakteristične vrednosti, ki so predstavljale vhodne parametre za ta model (Preglednica 5.9). Zaradi analiz v ravninskem napetostnem stanju sta v preglednici spodaj (Preglednica 5.9) za Youngov modul in Poissonov količnik prilagojeni v skladu z enačbama 3.23 in 3.24. Poleg tega podatka o koheziji in strižnem kotu za meljasti laporovec nismo imeli na voljo, saj na njem ni bilo izvedene nobene triosne preiskave. Kohezija (5,5 MPa) in strižni kot (33,0°) za meljasti laporovec sta bila določena enako, kot je bilo to opisano v poglavju 5.3.1, in sicer na podlagi pregleda podatkov, ki so navedeni v literaturi (Peng in Zhang, 2007; Goodman 1989). Poleg tega je bila velikost diferenčnega elementa v modelu kontinuuma določena v skladu z ugotovitvami zapisanimi v poglavju 5.3.1 (Preglednica 5.9).

Preglednica 5.9. Vhodni parametri meljastega laporovca in peščenjaka za numerični model fliš, kjer je intaktni material generiran z modelom kontinuuma.

Table 5.9. Input properties for silty marl and sandstone for numerical model of flysch, where intact material is generated with continuum model.

Parametri	<i>Meljasti laporovec</i>	<i>Peščenjak</i>
Velikost diferenčnega elementa (mm)	2,92	2,92
Gostota materiala (kg/m <sup>3</sup> )	2 538	2 622
Youngov modul (GPa)	10,30	33,30
Poissonov količnik ( )	0,167	0,167
Kohezija (MPa)	5,5	10,5
Strižni kot (°)	33,0	59,9
Natezna trdnost (MPa)	1,44	4,98
Kot razmikanja (°)	2,0	2,0

Rezultati simulacij modela kontinuuma za intaktni kamnini meljastega laporovca in peščenjaka v modelu Brazilske in enoosne tlačne preiskave, so podani v preglednici zgoraj (Preglednica 5.7, tretji stolpec).

#### 5.4.2 Določitev parametrov diskontinuitet v modelu kamninske mase fliša

Določitev geomehanskih karakteristik lezik je temeljila na direktni strižni preiskavi (Preglednica 5.2). Njihovo konstitutivno obnašanje je opisano s Coulombovim rezidualnim modelom razpok (poglavje 3.3.4). Strižna togost lezik je bila določena iz naklona strižne krivulje (poglavje 2.3.3), normalna togost lezik pa je bila ocenjena na podlagi podatkov iz literature (Barton, 2014) na 100-kratno vrednost strižne togosti. Izbrano razmerje togosti  $k_n/k_s$  se je kasneje izkazalo kot ustrezno, saj se je naklon nepetostno-deformacijske krivulje simulacij solidno ujema z naklonom nepetostno-deformacijske krivulje laboratorijskih preiskav (Slika 5.9). Numerične analize so tako potrdile tudi ugotovitve iz literature (Gereck, 2006), da razmerje normalne in strižne togosti vpliva na deformacijske lastnosti kamninske mase. Tako, da če želimo doseči ustrezní naklon napetostno-deformacijske krivulje oziroma togostni modul modeliranega materiala, korigiramo razmerje togosti  $k_n/k_s$  diskontinuitet. Kot razmikanja je bil določen na 5°, saj so razpoke srednje hrapave (Patton, 1966). Vhodni podatki diskontinuitet so podani v spodnji preglednici (Preglednica 5.10).

Preglednica 5.10. Vhodni parametri lezik.

Table 5.10. Input properties for bedding planes.

Parametri	Vrednost
Normalna togost (GPa/m)	740,0
Strižna togost (GPa/m)	7,40
Vrhunski strižni kot (°)	38,20
Rezidualni strižni kot (°)	24,50
Kohezija (MPa)	0,0
Kot razmikanja (°)	5,0

#### 5.4.3 Simulacije mehanskega obnašanja kamninske mase fliša v numeričnem laboratoriju

Po kalibraciji intaktnih blokov posameznih litologij in definiranju parametrov diskontinuitet lahko pristopimo k razvoju SRM modela fliša, ki vključuje poleg različnih razmerij meljastega laporovca in peščenjaka tudi lezike.

Realno kamninsko maso so predstavljali trije vzorci fliša, ki so bili preiskani v laboratoriju z enoosno tlačno preiskavo (Preglednica 5.1). Vsi vzorci imajo hitro menjajoče od 4 do 38 mm debele plasti meljastega laporovca in peščenjaka, v razmerju 49:51 % (vzorec 1), 45:55 % (vzorec 2) oziroma 30:70 % (vzorec 3). Generirani so bili trije 2D modeli sintetičnega fliša, ki so imeli na videz podobno geološko zgradbo vzorcem preiskanih v laboratoriju (Slika 5.10). Za vsak posamezen model (vzorec) se je generiralo več Voronoijevih poligonov z desetimi različnimi porazdelitvenimi števili. Povprečje vseh desetih simulacij je predstavljalo simulirano enoosno tlačno trdnost za posamezen vzorec SRM modela fliša.

Vhodni podatki za intaktne kamnine in lezike za SRM model fliša z Voronoijevimi elementi so bili predstavljeni zgoraj (Preglednica 5.8 in Preglednica 5.10). Rezultati simulacij numerične enoosne tlačne preiskave na SRM modela fliša z Voronoijevimi elementi so na dveh (od treh) vzorcih pokazali dobro ujemanje z laboratorijskimi rezultati (Preglednica 5.11, tretji in četrti stolpec), saj je odstopanje znotraj 5 % intervala. Nekoliko večje odstopanje (30 %) pri vzorcu 1 lahko najverjetneje pripišemo nehomogenostim (mikrorazpok) ali poškodovanosti vzorca, ki jih pri vizualnem pregledu vzorca nismo opazili (več o tem bo pojasnjeno v poglavju 6.4.1).

Vhodni podatki za intaktne kamnine in lezike za numeričnem model fliša z modelom kontinuuma so bili tudi predstavljeni zgoraj (Preglednica 5.9 in Preglednica 5.10). Rezultati teh simulacij numeričnega modela fliša z modelom kontinuum so samo na enem (od treh) vzorcev pokazali dobro ujemanje z laboratorijskimi rezultati (Preglednica 5.11, tretji in peti stolpec). Opazimo lahko 4 % odstopanje za vzorec 1, 27 % odstopanje za vzorec 2 in 16 % odstopanje za vzorec 3 od enoosne tlačne trdnosti, izmerjene v laboratoriju.

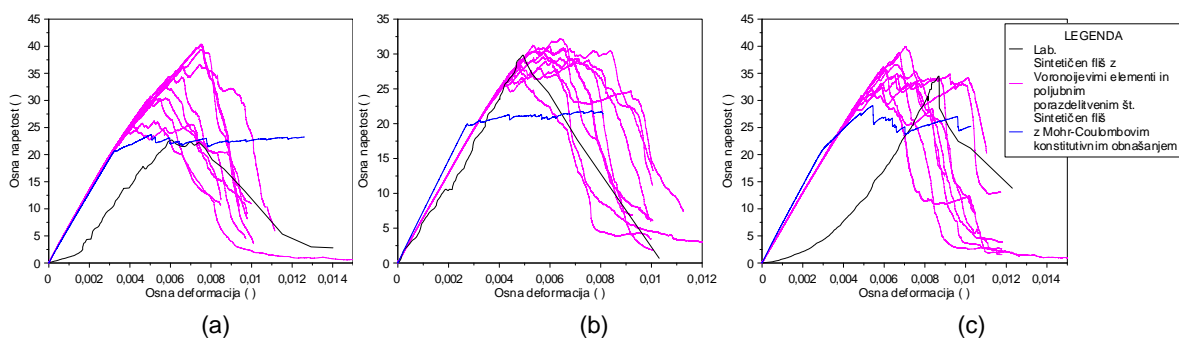
Preglednica 5.11. Primerjava laboratorijskih in simuliranih rezultatov enoosne tlačne preiskave.

Table 5.11. Comparison of laboratory and simulated results of uniaxial compressive test.

Vzorec	Preiskava	Laboratorijski podatki	Voronoijev model	Kontinuum model
Vzorec 1	Enoosna tlačna trdnost (MPa)	22,70	33,36	23,71
Vzorec 2	Enoosna tlačna trdnost (MPa)	29,84	29,72	21,83
Vzorec 3	Enoosna tlačna trdnost (MPa)	34,49	35,49	29,06

Napetostno-deformacijske krivulje sintetičnega fliša obeh numeričnih modelov kažejo dobro ujemanje naklona predporušnega dela napetostno-deformacijske krivulje (t.j. Youngov modul) z laboratorijem (Slika 5.9). Kot je bilo ugotovljeno že pri kalibraciji intaktnega materiala (poglavji 5.3.1 in 5.3.2) pride do odstopanja v obliki simulirane in laboratorijsko določene napetostno-deformacijske krivulje v začetni fazi obremenjevanja, kjer je laboratorijska napetostno-deformacijska krivulja nekoliko konkavno ukrivljena in zamaknjena desno. Tako obnašanje ne odraža dejanskega mehanskega obnašanja vzorca, ampak je posledica prisotnosti mikrorazpok v vzorcu in/ali odprtega kontakta med vzorcem in kovinsko tlačno glavo. Ko se sila obremenjevanja ustrezno poveča, postanejo vse tri napetostno-deformacijske krivulje vzporedne in kažejo zelo podoben togostni modul materiala.

V splošnem uporaba SRM modela z Voronoijevimi elementi na desetih simulacijah enoosne tlačne preiskave doseže dobro ujemanje rezidualnega dela napetostno-deformacijske krivulje laboratorijske enoosne tlačne preiskave (Slika 5.9). Medtem ko numerični model fliša z modelom kontinuuma ne omogoča simuliranje krhkega obnašanja materiala tako, kot je bilo opazovano v laboratoriju. Kot je pričakovano, se ta model obnaša skladno z Mohr-Coulombovim konstitutivnim modelom, saj je oblika napetostno-deformacijske krivulje elasto-plastična, obnašanje simuliranega materiala pa duktilno (Slika 5.9).



Slika 5.9. Primerjava napetostno-deformacijskih krivulj enoosne tlačne preiskave za laboratorijski vzorec (črna linija), za z numeričnimi vzorci desetih poljubnih porazdelitvenih števil (roza linija) ter numerični vzorec simuliran z modelom kontinuuma.

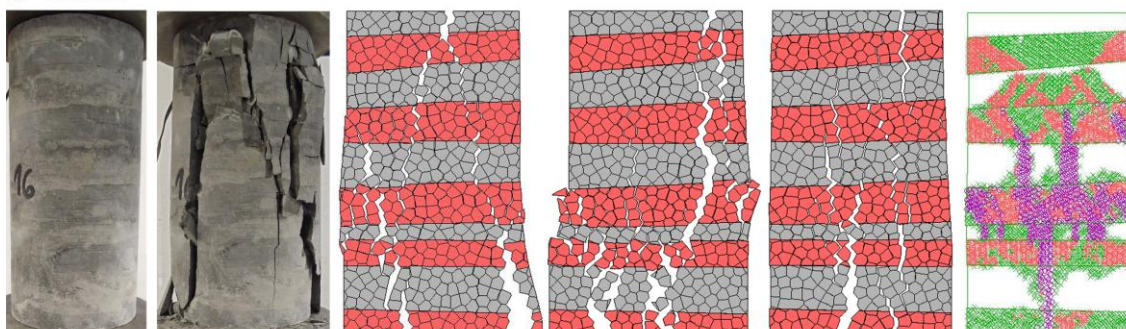
Figure 5.9. Uniaxial compressive test stress-strain curves from laboratory test (black line), 10-seed Voronoi model test (magenta line) and kontinuum model test (blue line).

Numerične simulacije so tudi pokazale, da sta gostota in razvoj razpok pogosto odvisna od litološke sestave, debeline in gostote posameznih plasti, kot tudi od prisotnosti posameznih lezik. Ugotovljeno je, da se večja gostota razpok formira, če je v vzorcu prisotna ena ali več debelejših plasti meljastega laporovca (Slika 5.10b, 2. in 3. simulirani vzorec) ali pa, če so v

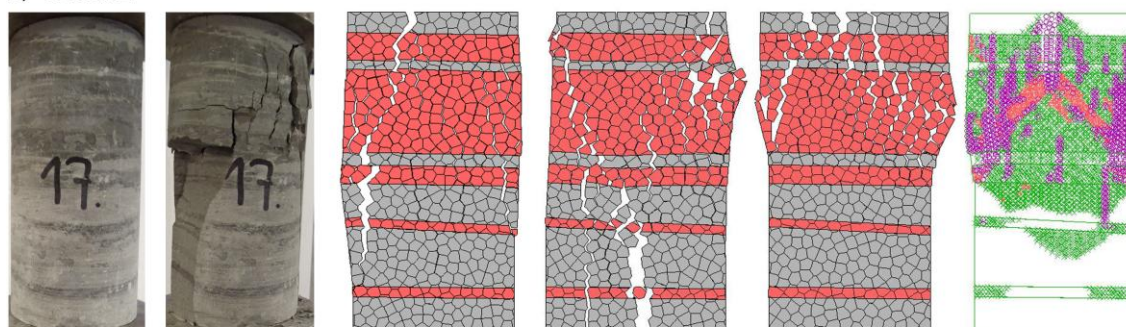
vzorcu prisotno hitro menjajoče tanke (laminirane) plasti meljastega laporovca in peščenjaka (Slika 5.10c, vsi simulirani vzorci).

Numerična simulacija omogoča vpogled v simulirano obliko porušitve pri čemer je možno opaziti tudi, da lezike prekinajo ali premaknejo napredovanje formirane razpoke (Slika 5.10a, 3. simulirani vzorec in Slika 5.10b 2. simulirani vzorec). Tako obnašanje je pogosto vidno v naravi in predvidoma skladno z mehanskim obnašanjem kamninske mase. Zanimivo je, da do podobnih ugotovitev lahko pridemo, če opazujemo razvoj plastičnih točk v numeričnim modelom fliša z modelom kontinuuma. Kljub temu vizualni zgled porušitve sintetičnega fliša z Voronoijevim modelom daje realnejšo sliko, kot pa to ponuja numerični model fliša z modelom kontinuuma. Več o primerjavi obeh pristopov bo obravnavano v poglavju 6.4.1 oziroma 6.5.

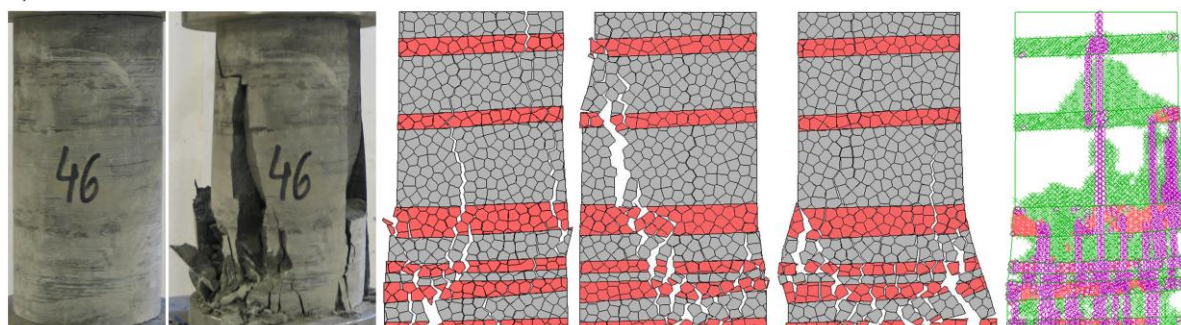
a) Vzorec 1



b) Vzorec 2



c) Vzorec 3



Slika 5.10. Neporušeni in porušeni vzorci fliša, testirani v enoosni tlačni preiskavi (prva kolona in druga kolona), s SRM modelom fliša z Voronoijevimi elementi (za tri poljubna porazdelitvena števila) in z numeričnim modelom fliša z modelom kontinuuma (zadnja kolona). Siva barva označuje plasti peščenjaka, rdeča pa plasti meljastega laporovca.

Figure 5.10. Intact flysch sample and flysch sample after failure in uniaxial compressive test (1st and 2nd column), Voronoi synthetic flysch (for three arbitrary seed no.) and continuum model flysch (last column). Gray color represents sandstone beds and red color represents silty marl.

## 5.5 APLIKACIJA METODOLOGIJE SINTETIČNE KAMNINSKE MASE NA PRIMERU KAMNINSKE MASE FLIŠA IZ LOKACIJE PREDORA MARKOVEC

### 5.5.1 Uvod

V poglavjih v nadaljevanju bo predstavljena aplikacija metodologije sintetične kamninske na primeru kamninske mase fliša iz lokacije predora Markovec. Predor Markovec je dvocevni avtocestni predor, ki ima površino izkopa ene cevi v približni velikosti 100 m<sup>2</sup>. Gradnja predora je potekala med leti 2010 in 2012, kar ustreza času izdelave doktorske disertacije.

Predor Markovec je bil izbran za primer aplikacije metodologije sintetične kamninske mase, zaradi več razlogov:

- Trasa Predora Markovec poteka v kamninski masi fliša. Za potrebe raziskave te doktorske disertacije ta predstavlja idealen primer heterogene in razpokane kamninske mase.
- Tekom gradnje predora Markovec je bilo izvedenih veliko geološko-geomehanskih preiskav, vključno s popisom čel predora, ki so podali podatke o geometriji diskontinuitet in litološki zgradbi fliša.
- Predor Markovec omogoča aplikacijo metodologije sintetične kamninske mase na konkretnem primeru, in sicer na heterogeni kamninski masi fliša ter s tem potrditev ali zavrnitev delovnih hipotez (poglavje 1.2).
- Potek gradnje predora Markovec se je izvajal v času raziskav te doktorske disertacije.

Za potrebe aplikacije metodologije SRM je bil izbran cca. 50 dolg odsek predora Markovec. Na tem odseku je postopek modeliranja potekal v naslednjih korakih:

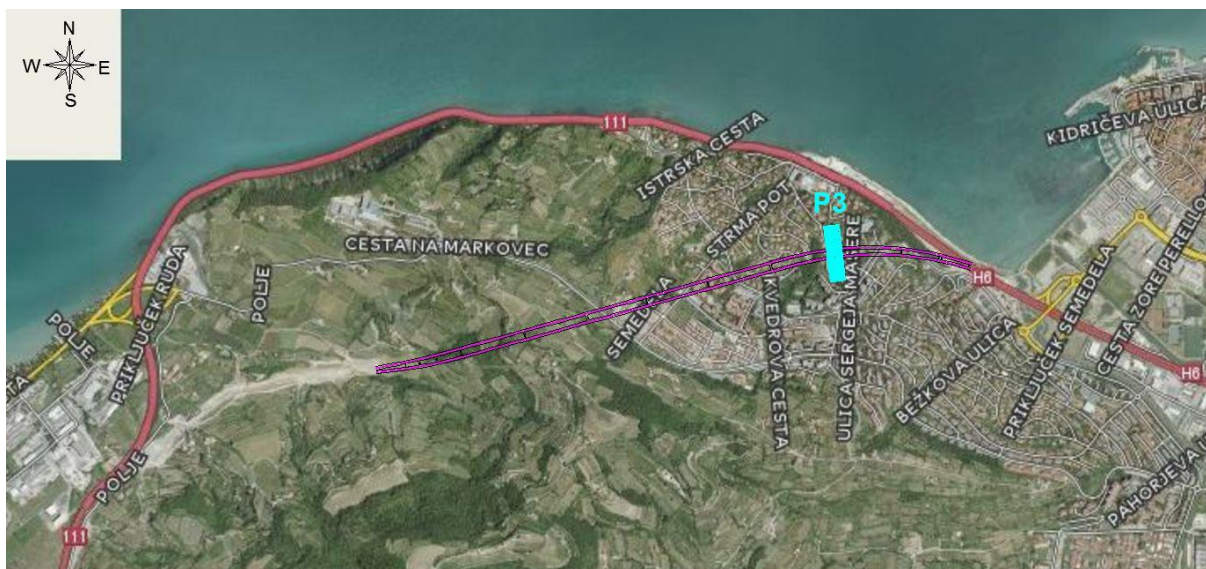
- a) Analiza strukturnih podatkov.
- b) Določitev litoloških tipov.
- c) Za vsak litološki tip se je izračunalo reprezentativno velikost intaktnih blokov.
- d) Redukcija laboratorijskih geomehanskih podatkov litoloških tipov na ustrezno velikost intaktnih blokov.
- e) Kalibracija litoloških tipov intaktnih blokov z določitvijo ustreznih (mikro)parametrov numeričnega modela.
- f) Generiranje modela sintetične kamninske mase fliša (SRM blok), ki je čim bolj predstavljal realno zgradbo fliša v naravi.
- g) Izvajanje različnih numeričnih laboratorijskih preiskav na SRM bloku ter pridobitev podatkov o vplivu merila, anizotropnosti in porušni ovojnici SRM bloka.

Na podlagi pridobljenih rezultatov se je izvedla analiza mehanskega obnašanja kamninske mase, z namenom razumevanja mehanskega odziva flišne kamnine na izkop predora Markovec. Med ostalim se je rezultate primerjalo s Hoek-Brownovim porušnim kriterijem, ki je temeljil na terensko izmerjeni GSI vrednosti (poglavje 2.4.3). Ti so bili osnova za rutinsko načrtovanje primarne podgradnje izbranega odseka predora Markovec. V nadaljevanju so prikazani posamezni koraki pri formiranju SRM modela ter podani so zaključki o uporabnosti metodologije sintetične kamninske mase na obravnavanem primeru.

### 5.5.2 Analiza strukturnih podatkov na območju predora Markovec

Analize strukturnih podatkov, ki je podrobneje pojasnjena v poglavju 3.5.1, omogoča grupiranje strukturnih podatkov (to so: lezike, prelomi, žile, razpoke ipd.) v skupine, t.i. družine diskontinuitet. V primeru te raziskave je tovrstna analiza pomembna za postavitve SRM modela, saj nam poda podatke o geometriji diskontinuitet, kar je poleg intaktnih blokov ključni element SRM modela (poglavje 3.4).

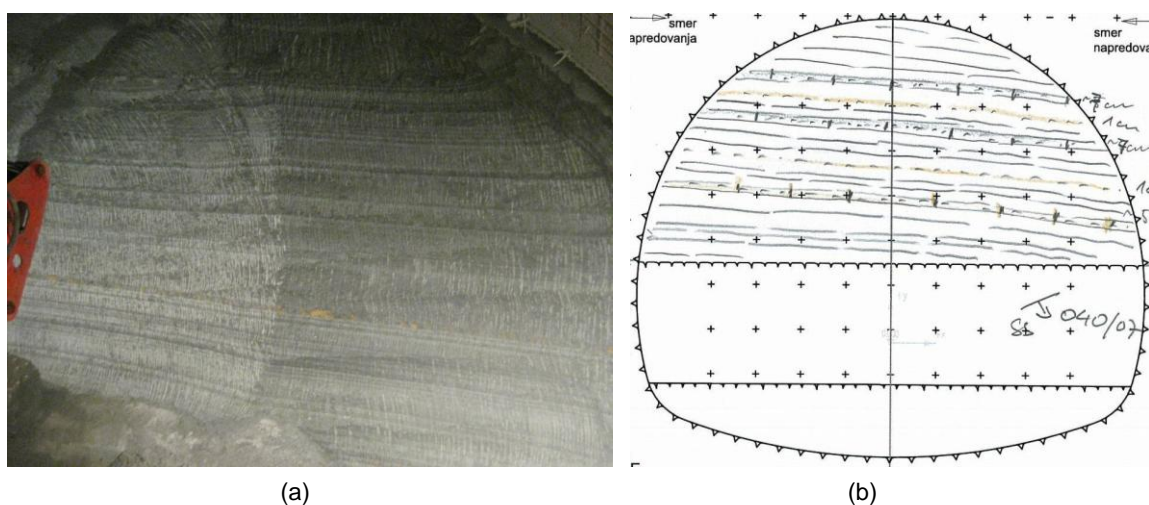
Kot že predhodno omenjeno, za postavitev SRM modela večmetrskih dimenzij je bil izbran predor Markovec. Ta leži na jugozahodnem delu Slovenije, saj s hitro cesto povezuje mesti Koper in Izolo (Slika 5.11). Celotna trasa predora poteka v subhorizontalnih flišnih plasteh, kjer meljasti laporovec močno prevladuje nad peščenjakom. Na koprski strani predora pa je prisotna tudi značilna, približno od 2 do 3 metre debela plast kalkarenita, ki predstavlja t.i. markirni horizont (Sternad, 2005).



Slika 5.11. Trasa predora Markovec (roza linija) z označenimi odsekom obdelave (svetlo morder pravokotnik).

Figure 5.11. Track of tunnel Markovec (magenta line) and research area (cyan rectangular).

Podatki za strukturno analizo so bili pridobljeni iz inženirsko-geoloških popisov profilov čel predora Markovec. Izbrano območje za analizo je zajemalo približno 50 metrov dolg odsek predora, ki leži na območju nizkega nadkritja, in sicer med stacionažama km 0+497 in km 0+554 (Slika 5.13, odsek P3). Litološka sestava odseka v povprečju sestoji iz 95 % meljastega laporovca in 5 % peščenjaka. Tipična geološka zgradba je prikazana na spodnjih fotografijah (Slika 5.12).

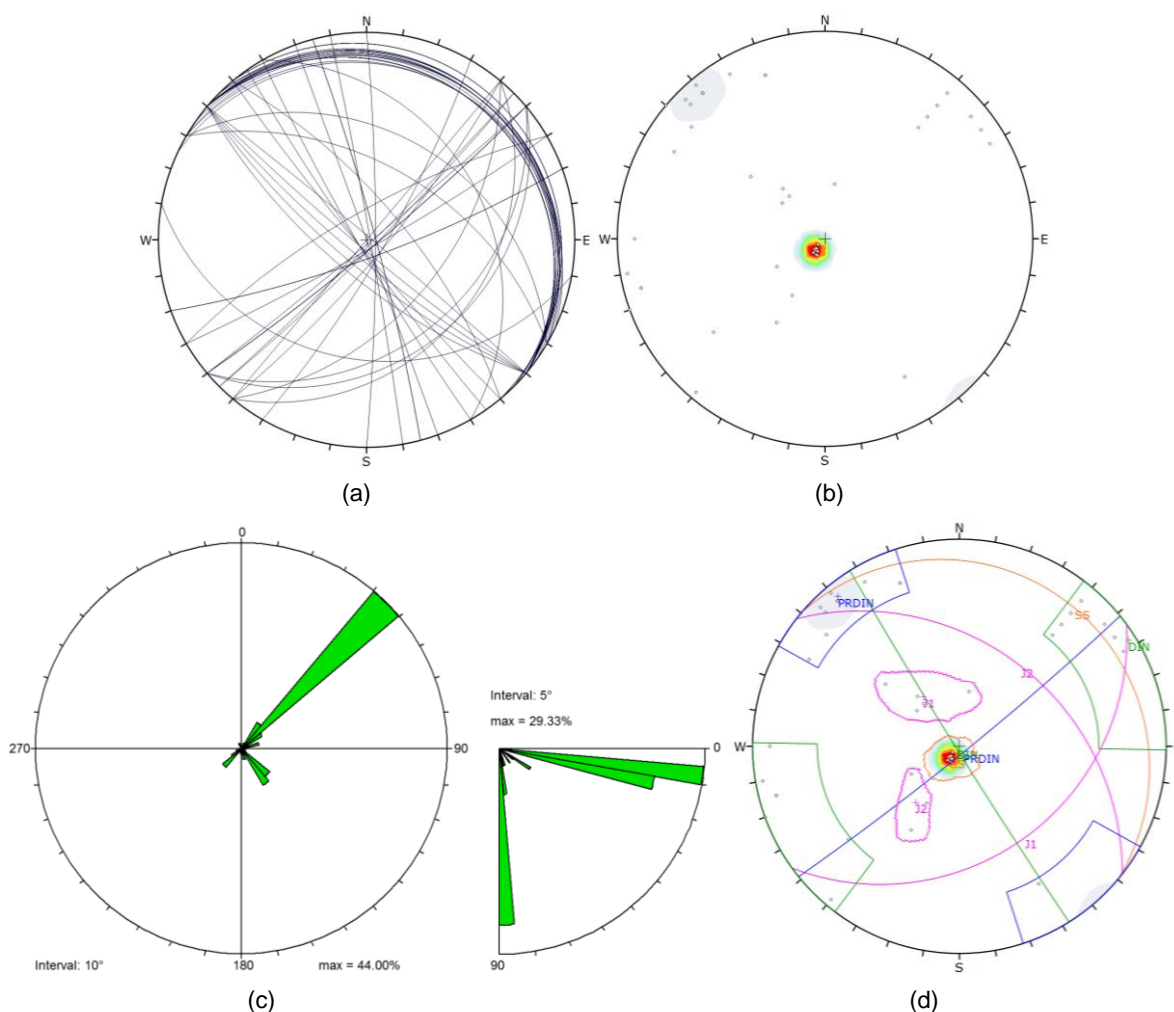


Slika 5.12. Tipična geološka zgradba fliša na analiziranem odseku predora: (a) fotografija izkopa in (b) inženirsko-geološki popis čela predora.

Figure 5.12. Typical geological structure of research area: (a) foto of the front side of tunnel excavation and its (b) geological map.



Analiza strukturnih podatkov (poglavje 3.5.1) je bila narejena s programsko opremo TectonicsFP in Dips. Zajemala je 75 strukturnih elementov, ki so bili izmerjeni na levi in desni predorski cevi na omenjenih stacionažah. V konkretnem primeru smo med strukturnimi elementi obravnavali lezike in (tektonske) razpoke. Da smo le-te lahko razdelili v skupine (Preglednica 5.12), je bilo potrebno najprej s stereografsko projekcijo na Schmidtovo mrežo izrisati vpade (Slika 5.13a) in pole (Slika 5.13b) vseh strukturnih elementov, nato pa še rozetni diagram smeri in vpadov strukturnih elementov (Slika 5.13c). Tako predstavljeni podatki so omogočili, da se je na podlagi porazdelitve in gostote (frekvence) diskontinuitet lahko ugotovilo družine posameznih strukturnih elementov. Območja s povečano gostoto diskontinuitet se je omejilo (Slika 5.13d) ter tako dobilo rezultate o generalni smeri in vpadu prisotne družine diskontinuitet.



Slika 5.13. Vizualizacija strukturnih podatkov: (a) diagram vpadov, (b) diagram polov, (c) rozetni diagrami ter (d) interpretirane družine diskontinuitet.

Figure 5.13. Visualization of structural data: (a) plot of joints' dip (b) polar plot, (c) rosette diagrams and (d) interpretation of joint sets.

Analiza strukturnih podatkov (Slika 5.13) je pokazala, da je na raziskovanem območju prisotnih pet družin diskontinuitet (Slika 5.13d). Najbolj izrazita družina diskontinuitet predstavlja plastovitost oziroma lezike v flišu (družina 1). Dobro zastopani sta tudi dve subvertikalni družini diskontinuitet, ki imata dinarski (2. družina) oziroma prečno-dinarski vpad diskontinuitet (3. družina). Prisotni sta še dve, sicer nekoliko slabše zastopani družini diskontinuitet, ki imata podobno smer vpada kot družini 2 in 3, a s položnejšim vpadom. Zbrani podatki o družinah diskontinuitet so podani v spodnji preglednici (Preglednica 5.12).

Preglednica 5.12. Podatki o družinah diskontinuitet.

Table 5.12. Joint sets data.

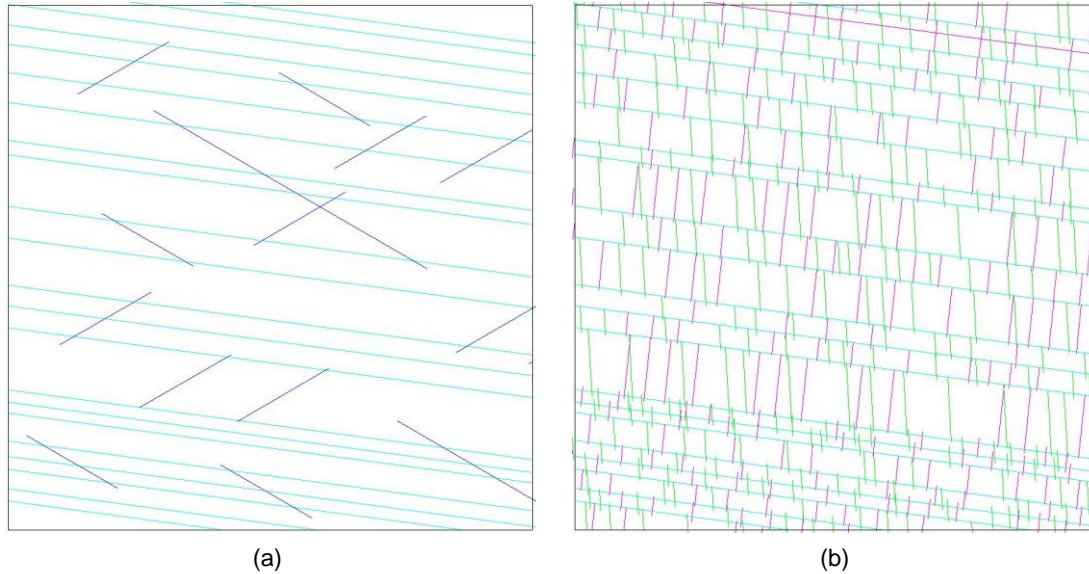
Družina	Št. meritev ( )	Smer vpada (°)	Naklon vpada (°)	Fisherjev raztros ( )	Oddaljenost med diskontinuitetami (cm)	Razprostranjenost diskontinuitet (m)
1	39	40	8	2132	20 – 59	> 3
2	14	238	88	16,6	10 – 31	< 1
3	14	141	86	40,1	11 – 34	0,05 – 1
4	5	144	33	26,1	52 – 124	1
5	3	38	38	31,6	60 – 133	1 – 3

Ob analizi strukturnih podatkov sta poleg standardnih strukturnih podatkov, ki definirajo geometrijo diskontinuitet (povprečna smer vpada in vpada diskontinuitet, oddaljenost med diskontinuitetami in razprostranjenost diskontinuitet), podani še število meritev in Fisherjev raztros (poglavje 3.5.1).

### 5.5.3 Izračun velikosti intaktnih blokov na območju predora Markovec

Ko poznamo vse družine diskontinuitet v kamninski masi, lahko izračunamo velikost intaktnih blokov. Ker v našem primeru obravnavamo fliš, ki ga sestavljata meljasti laporovec in peščenjak, moramo za vsako litologijo določiti svojo velikost intaktnih blokov, saj se materiali z različnimi mehanskimi lastnostmi različno deformirajo in lomijo. Na podlagi inženirsko-geoloških popisov čel predora Markovec ter strukturne analize, se je lahko razbralo, katere družine diskontinuitet so zastopane v posamezni litologiji. Po pričakovanjih se družina 1 pojavlja preko celotne kamninske mase fliša, saj predstavlja plastovitost. Medtem ko sta družini 2 in 3 pogosteje zastopani v peščenjaku, družini 4 in 5 pa v meljastem laporovcu.

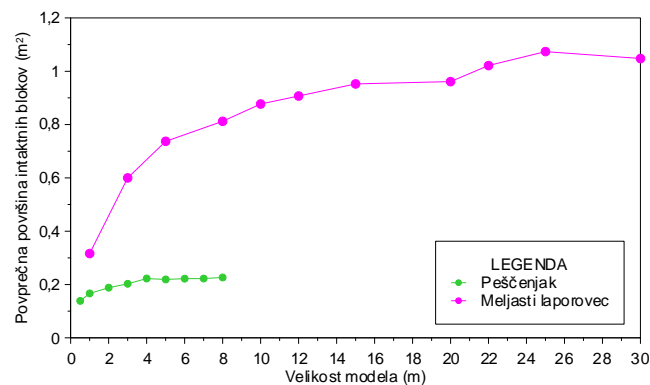
Na podlagi teh ugotovitev se je izrisal profil diskontinuitet za vsako litologijo posebej, ki predstavlja tipičen presek diskontinuitet na obravnavanem območju. Izris diskontinuitet je bil narejen ročno, saj je vizualni izgled podal občutno bolj realno sliko naravnega stanja, kot pa je to bilo mogoče narediti s statističnim generatorjem v okolju UDEC. Lokacije posameznih diskontinuitet so bile tako odločitev risalca, kar je podobno kot bi to naredil računalniški generator. Generator z naključno statistično funkcijo bi ravno tako, kot vsak drugi risalec, poljubno lociral posamezne diskontinuitete po območju. Pri izrisu profila diskontinuitet se je poleg upoštevanja ustrezne projekcije diskontinuitet na profil, upoštevala tudi ustrezna razprostranjenost in oddaljenosti med diskontinuitetami (Preglednica 5.12). Tipična profila diskontinuitet za meljasti laporovec (Slika 5.14a) in peščenjak (Slika 5.14b) sta predstavljena na 5 x 5 m velikem 2D modelu.



Slika 5.14. Primer velikosti 5 x 5 m velikega modela za izračun intaktnih blokov. Sliki prikazujeta tipično geometrijo diskontinuitet (a) v meljastem laporovcu in (b) v peščenjaku.

Figure 5.14. An example of 5 x 5 m model size used for calculation of intact block size. Figures show a typical geometry of discontinuities in (a) silty marl and (b) sandstone.

Profil geometrije diskontinuitet za vsako litologijo predstavlja model, ki ga lahko uporabimo za izračun velikosti intaktnih blokov po postopku, kot je opisan v poglavju 3.6. Vendar, preden izračunamo velikost intaktnih blokov, moramo opraviti občutljivostno analizo velikosti modela. V tej analizi poiščemo velikost modela, ki ima zanemarljiv vpliv na izračunano (povprečno) velikosti intaktnih blokov. To izvedemo tako, da spreminjamo velikost modela ter opazujemo, kako se s tem spreminja velikost intaktnega bloka. Ko ima velikost modela zanemarljiv vpliv na velikost intaktnega bloka, lahko to velikost modela uporabimo za določitev reprezentativne velikosti intaktnega bloka. V našem primeru heterogene kamninske mase fliša, je bila ta analiza izvedena za obe litologiji. Rezultat analize je predstavljen v spodnjem diagramu (Slika 5.15).

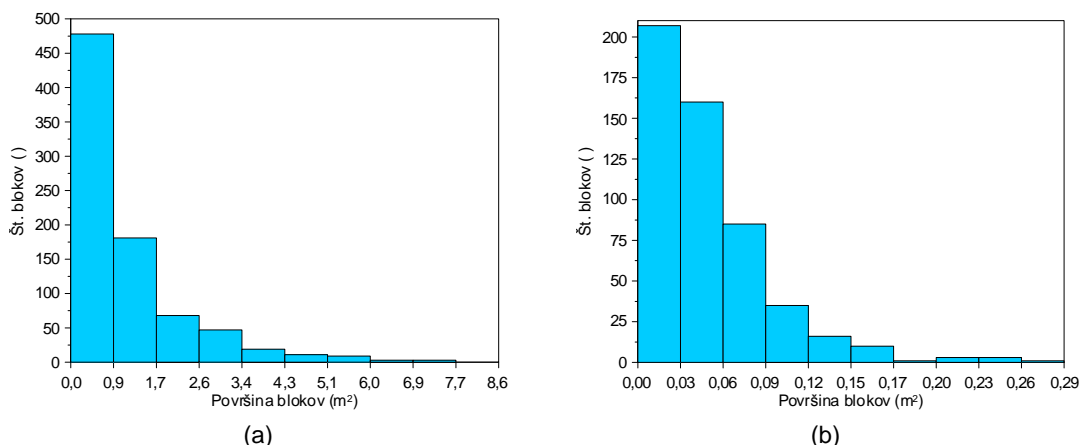


Slika 5.15. Vpliv velikosti modela na povprečno velikost intaktnih blokov.

Figure 5.15. Effect of model size on average intact block size.

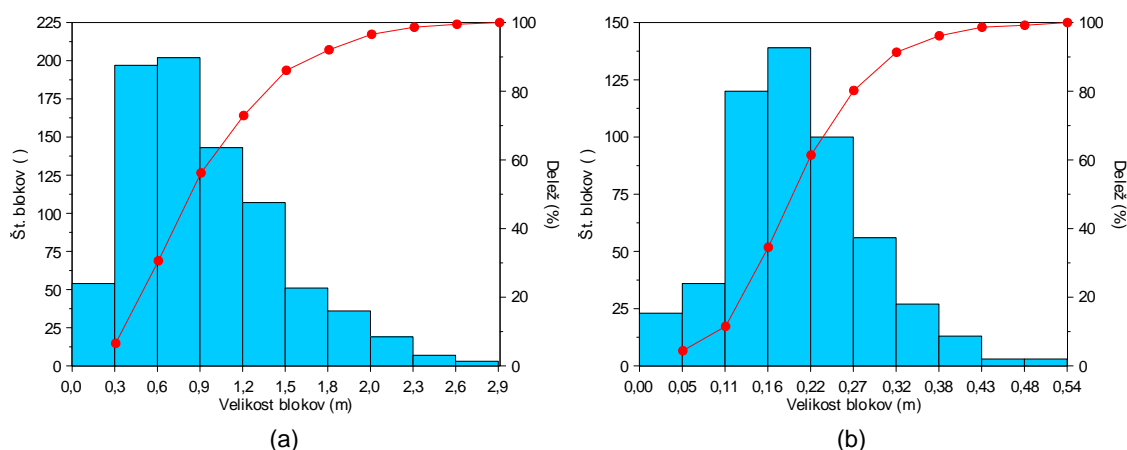
Iz zgornjega diagrama (Slika 5.15) lahko zaključimo, da velikost modela ima zanemarljiv vpliv (RSD  $\approx$  3 %) na velikost intaktnega bloka meljastega laporovca, ko je model večji od 22 x 22 m. Vpliv modela na velikost intaktnega bloka peščenjaka pa je zanemarljiv (RSD  $\approx$  1 %), ko je model večji od 4 x 4 m. Za izračun reprezentativne velikosti intaktnega bloka meljastega laporovca je bil tako izbran model dimenzije 30 x 30 m, za peščenjak pa 5 x 5 m.

Po postopku, ki je opisan v poglavju 3.6, se je za obe litologiji pridobilo podatke o površini vseh (2D) intaktnih blokov v modelu. Izris histograma le-teh poda izrazito desno simetrično obliko (Slika 5.16) za obe litologiji. Iz podatkov površin intaktnih blokov so se nato izračunale velikosti vseh intaktnih blokov v modelu, in sicer po enačbi 3.52. Izris histograma le-teh je podal rahlo desno simetrično obliko histograma za velikosti intaktnih blokov meljastega laporovca (Slika 5.17a) in simetričen histogram za velikosti intaktnih blokov peščenjaka (Slika 5.17b).



Slika 5.16. Porazdelitev površine intaktnih blokov za (a) meljasti laporovec in (b) peščenjak.

Figure 5.16. Distribution of intact block area for (a) silty marl and (b) sandstone.



Slika 5.17. Porazdelitev in kumulativna krivulja velikost intaktnih blokov za (a) meljasti laporovec in (b) peščenjak.

Figure 5.17. Distribution and cumulative curve of intact block size for (a) silty marl and (b) sandstone.

Na podlagi poznavanja oblike histogramov se je nato lahko izračunalo reprezentativno velikost intaktnih blokov za vsako litologijo. Reprezentativna velikost intaktnega bloka za meljasti laporovec je tako 0,82 m (mediana), za peščenjak pa 0,20 m (povprečje).

#### 5.5.4 Geomehanske lastnosti intaktnih blokov kamninske mase in diskontinuitet

##### (i) Geomehanske lastnosti intaktnih blokov

Ko poznamo reprezentativno velikost intaktnih blokov in razpoložljive geološko-geomehanske podatke, lahko na podlagi analize vpliva merila ugotovimo njihove trdnostne lastnosti. V našem primeru smo imeli na voljo podatke o Brazilski trdnosti in enosni tlačni trdnosti (Preglednica 5.1) za različne velikosti vzorcev za obe litologiji (Preglednica 5.13). Tako se je poiskalo korelacijo med trdnostjo in velikostjo vzorca, preko katere se je izračunalo trdnostne lastnosti za želeno dimenzijo vzorca.

Preglednica 5.13. Laboratorijski podatki za analizo vpliva merila.

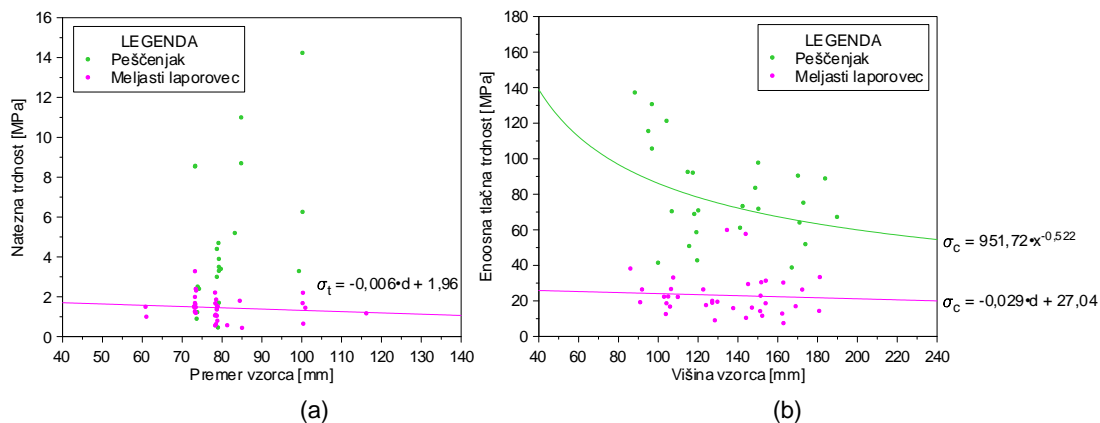
Table 5.13. Laboratory data for scale effect analysis.

Laboratorijska preiskava	Št. meritev ( )	Razpon premera vzorca (mm)	Razpon širine oz.višine vzorca (mm)
<i>Meljasti laporovec</i>			
Brazilska preiskava	36	60 - 116	32 - 77
Enoosna tlačna preiskava	36	52 - 96	86 - 181
<i>Peščenjak</i>			
Brazilska preiskava	21	73 - 100	25 - 63
Enoosna tlačna preiskava	26	50 - 85	88 - 190

Rezultati analize za meljasti laporovec so pokazali, da velikost vzorca na testiranem intervalu ne kaže bistvenega vpliva tako na Brazilsko trdnost, kot tudi na enoosno tlačno trdnost meljastega laporovca (Slika 5.18). To je v skladu z ugotovitvami ostalih raziskovalcev (Yoshinaka et al., 2008), ki so testirali vpliv merila na mehkih kamninah (npr. meljevec). Korelacija med velikostjo vzorca  $d$  (mm) in Brazilsko trdnostjo  $\sigma_b^{bl,M}$  ter enoosno tlačno trdnostjo  $\sigma_c^{bl,M}$  za meljasti laporovec (izražena v MPa) lahko aproksimiramo z naslednjimi korelacijami:

$$\sigma_b^{bl,M} = -0,006 \cdot d + 1,96 \quad (5.1)$$

$$\sigma_c^{bl,M} = -0,029 \cdot d + 27,03 \quad (5.2)$$



Slika 5.18. Korelacija med velikostjo vzorca in (a) Brazilsko trdnostjo oziroma (b) enoosno tlačno trdnostjo za meljasti laporovec in peščenjak.

Figure 5.18. Correlation between sample size and (a) Brazilian strength and (b) uniaxial compressive strength for silty marl and sandstone.

Podatki za peščenjak kažejo zelo velik raztros (Slika 5.18a), zato korelacije med velikostjo vzorca in Brazilsko trdnostjo ni bilo mogoče zanesljivo določiti. Po drugi strani pa analiza velikosti vzorca med enoosno tlačno trdnostjo  $\sigma_c^{bl,SA}$  (izraženo v MPa) in velikostjo vzorca  $d$  (mm) peščenjaka, poda potenčni trend redukcije enoosne tlačne trdnosti (Slika 5.18b):

$$\sigma_c^{bl,SA} = 951,72 \cdot d^{-0,522} \quad (5.3)$$

Kljub temu, da je korelacijski koeficient zelo nizek ( $R^2 = 0,2$ ), je tovrsten trend v skladu s podatki iz literature (Yoshinaka et al., 2008). Širok raztros enoosne tlačne trdnosti bi lahko pripisali večjim dejavnikom, npr. prisotnost mikrorazpok, širok razpon zrnivosti, nizko število podatkov, poškodovanost vzorcev ipd.

Sedaj, ko imamo na voljo korelacije med trdnostjo in dimenzijo vzorcev za vsako litologijo, lahko ocenimo trdnost vzorca reprezentativnega intaktnega bloka. Izhodišče izračuna so bili podatki laboratorijskih preiskav, ki so navedeni v zgornji preglednici (Preglednica 5.13). Ti podatki so bili statistično obdelani tako, da so bile za vsako litologijo določene karakteristične vrednosti Brazilske trdnosti in enoosne tlačne trdnosti. Rezultati teh analiz so podani v spodnji preglednici (Preglednica 5.14).

Preglednica 5.14. Reducirane trdnosti za meljasti laporovec in peščenjak.

Table 5.14. Strength reduction for silty marl and sandstone.

	Brazilska trdnost (MPa)	Enoosni tlačna trdnost (MPa)
<i>Meljasti laporovec</i>		
Vzorec laboratorijskih dimenzij	1,44	23,02
Reprezentativni intaktni blok (0,82 m)	1,44	23,02
<i>Peščenjak</i>		
Vzorec laboratorijskih dimenzij	4,98	75,78
Reprezentativni intaktni blok (0,20 m)	4,14	59,99

Karakteristične vrednosti Brazilske trdnosti in enoosne tlačne trdnosti iz laboratorijskih preiskav se je nato reduciralo na ustrezno vrednosti, ki ustreza velikosti reprezentativnega intaktnega bloka. Ker analiza vpliva merila ni pokazala bistvenega vpliva velikosti vzorca na trdnosti meljastega laporovca, so bile za trdnostne lastnosti reprezentativnega intaktnega bloka privzete enake vrednosti, kot so bile že izmerjene v laboratoriju (Preglednica 5.14).

Zaradi visokega raztrosa Brazilske trdnosti peščenjaka, zanesljivega trenda iz podatkov, ki so bili na voljo, ni bilo mogoče določiti. Zaradi tega so bile uporabljene korelacije, ki so navedene v poglavju 2.2.3, in sicer enačbi 2.14 (Hoek in Brown, 1980) in 2.15 (Yoshinaka et al., 2008). Prva enačba je podala reducirano Brazilsko trdnost peščenjaka 3,88 MPa, druga enačba pa 4,14 MPa. Slednji izračun zahteva poznavanje materialnega parametra  $m$ . Avtor priporoča vrednosti med 10 in 30, zato je bil izbrana vrednost materialnega parametra  $m = 20$ , iz česar sledi, da je  $k = 0,15$  (poglavje 2.2.3). Opazimo, da drastičnih odstopanj med izračuni ni, vendar se je kljub temu za končni rezultat izbralo rezultat izračunan po korelaciji, ki jo je razvil Yoshinaka et al. (2008), saj le-ta korelacija korigira trdnost glede na material obravnave.

Redukcija enoosne tlačne trdnosti peščenjaka na velikost reprezentativnega intaktnega bloka (0,2 m) je bila izračunana preko razvite korelacije (enačba 5.3) in je podala vrednost 59,99 MPa (Preglednica 5.14). Zaradi potrditve zanesljivosti izračuna, se je poleg tega izračunalo še reducirano enoosne tlačne trdnosti po enačbah 2.14 in 2.15. Prva je podala rezultat 59,05 MPa, druga pa 62,95 MP (pri  $k = 0,15$ ). Opazimo, da se vsi trije rezultati giblejo znotraj enakega velikostnega razreda, zato se je za nadaljnje analize uporabilo rezultate iz razvite korelacije (enačba 5.3), kot je podano v zgornji preglednici (Preglednica 5.14).

## (ii) Geomehanske lastnosti diskontinuitet

Za potrebe SRM modela, ki predstavlja realno kamninsko maso, je potrebno poleg materialnih parametrov reprezentativnih intaktnih blokov meljastega laporovca in peščenjaka, ugotoviti tudi geomehanske lastnosti diskontinuitet.

V poglavju 5.5.2 smo videli, da je v naši kamninski masi fliša prisotnih pet družin diskontinuitet. Določitev karakterističnih vrednosti posameznih družin diskontinuitet je temeljila na laboratorijskih preiskavah direktne strižne preiskave in preiskave strižne trdnosti razpok z nagibno ploščo. Vsi podatki, ki so bili na voljo, so bili razdeljeni v skupine glede na to kateri družini diskontinuitet pripadajo. Nato so bili podatki posamezne skupine statistično obdelani, kjer se je izračunala povprečna vrednost ustreznih geomehanskih parametrov. Rezultati teh analiz so podani v spodnji preglednici (Preglednica 5.15).

Preglednica 5.15. Vhodni parametri družin diskontinuitet.

Table 5.15. Input properties for sets of discontinuities.

Parametri	Družina 1	Družini 2 in 3	Družini 4 in 5
Normalna togost (GPa/m)	740,0	490,0	390,0
Strižna togost (GPa/m)	7,4	4,9	3,9
Vrhunski strižni kot (°)	38,2	40,7	38,3
Rezidualni strižni kot (°)	24,5	30,0	19,8
Kohezija kontaktov (MPa)	0,0	0,0	0,0
Kot razmikanja med kontakti (°)	5,0	4,0	5,0

Togost diskontinuitet je bila določena enako, kot je bilo to narejeno za SRM model fliša laboratorijskih dimenzij (poglavje 5.4). Privzelo se je enako razmerje togosti  $k_n/k_s = 100$  kot v omenjenem modelu, saj se je tam izkazalo kot primerno in je ustrezalo defomrabilnemu obnašanju celotnega SRM modela. Kot razmikanja diskontinuitet se je ugotavljal glede na JRC hrapavost vsake družine diskontinuitet (Patton, 1966). Družini 1, 4 in 5 imajo nekoliko višjo hrapavost kot družini 2 in 3, zato se je skladno s tem korigiral kot razmikanja teh družin.

Parametri diskontinuitet navedeni v zgornji preglednici (Preglednica 5.15) neposredno predstavljajo vhodne parametre diskontinuitet v SRM modelu. Zaradi ugotovitev, ki so bile predstavljene v poglavju 4.4.5, kjer se je pokazala redukcija strižne trdnosti diskontinuitete z večanjem njene dolžine, se je sklevalo, da geomehanskih parametrov diskontinuitet ni potrebno posebej korigirati, zaradi pojava vpliva merila. Tako se je privzelo, da geomehanskega obnašanja ene individualne diskontinuitete v modelu direktne strižne preiskave (poglavje 4.4), predstavlja podobno obnašanje diskontinuitete v SRM modelu.

### 5.5.5 Kalibracija mikroparametrov intaktnih blokov meljastega laporovca in peščenjaka

Ko imamo določene velikosti reprezentativnih intaktnih blokov vseh litologij in njegove geomehanske karakteristične vrednosti, lahko izvedemo kalibracijo intaktnega materiala za vsako litologijo posebej. Ugotovitev trdnostnih lastnosti reprezentativnih intaktnih blokov je bila predstavljena v prejšnjem poglavju (poglavje 5.5.3), ostale geomehanske karakteristične vrednosti obeh litologij, pa so bile ugotovljene na podlagi statistične obdelave laboratorijskih podatkov navedenih v poglavju 5.2 (Preglednica 5.1). Vsi geomehanski parametri reprezentativnega intaktnega bloka za obe litologiji so predstavljeni v spodnji preglednici (Preglednica 5.16). Ti predstavljajo izhodišče na katere se kalibrira mikroparametre Voronoijevih elementov za vsako litologijo posebej.

Kot je bilo pojasnjeno že v poglavju 5.4.1, vsakič, ko spremenimo velikost modela, moramo ponovno kalibrirati intaktni material. Glede na izbrano velikost modela, moramo ustrezno

prilagoditi gostoto oziroma velikost Voronoijevih elementov. V poglavju 4.3.4 pa smo spoznali, da gostota oziroma velikost Voronoijevih elementov vpliva na odziv modela vzorca. Nekoliko več o tem bo pojasnjeno tudi v poglavju 6.4.2.

Preglednica 5.16. Geomehanski parametri reprezentativnega intaktnega bloka za meljasti laporovec in peščenjak. Podatki v oklepajih predstavljajo razpon kvartilov laboratorijskih preiskav.

Table 5.16. Geomechanical properties of representative intact block for silty marl and sandstone. Values in brackets represents range of quartiles.

Parametri	Meljasti laporovec	Peščenjak
Gostota materiala (kg/m <sup>3</sup> )	2538	2622
Youngov modul (GPa)	10 600	34 299
Poissonov količnik ( )	0,20	0,20
Brazilska trdnost (MPa)	1,44 (1,07 - 1,68)	4,14 (2,51 - 6,26)
Enoosna tlačna trdnost (MPa)	23,02 (16,18 - 27,40)	59,99 (61,92 - 92,50)

Preglednica 5.17. Rezultati kalibracije intaktnega materiala za meljasti laporovec in peščenjak. Podatki v oklepajih predstavljajo razpon numeričnih rezultatov.

Table 5.17. Results of calibration procedure for silty marl and sandstone. Values in brackets represents range of numerical results.

Parametri	Meljasti laporovec	Peščenjak
Youngov modul (GPa)	10 600	34 300
Poissonov količnik ( )	0,20	0,20
Brazilska trdnost (MPa)	1,12 (0,60 - 1,46)	4,09 (2,48 - 5,67)
Enoosna tlačna trdnost (MPa)	23,82 (21,11 - 26,98)	59,85 (49,54 - 70,30)

Preden se izvede proces kalibracije intaktnega materiala je potrebno definirati (a) dimenzije modela vzorca v numeričnem laboratoriju ter (b) gostoto Voronoijevih elementov. Oba vhodna podatka sta tesno odvisna od (geološke) zgradbe SRM modela. Pri tem je potrebno biti pozoren na naslednje:

(a) SRM model, ki bo kasneje postavljen (poglavje 5.5.6), bo predstavljal geometrijo diskontinuitet in litološko zgradbo, kot je bila kartirana na terenu (v naravi). V našem primeru fliša pomeni, da SRM model sestoji iz dveh litologij, meljastega laporovca in peščenjaka ter predstavlja enako reprezentativno velikost intaktnih blokov, kot je bila določena v poglavju 5.5.3. Če želimo, da se bo vsak intaktni blok v SRM modelu obnašal tako, kot ga bomo kalibrirali v numeričnem laboratoriju, morajo dimenzije modela vzorca v numeričnem laboratoriju ustrezati reprezentativni velikosti intaktnega bloka. Tako ima model vzorca meljastega laporovca v numeričnem laboratoriju premer 0,82 m, peščenjaka pa 0,20 m.

(b) Vsaka litologija v SRM modelu predstavlja svojo reprezentativno velikost intaktnega bloka. Zato je za vsako litologijo posebej, potrebno določiti ustrezno velikost Voronoijevih elementov, saj vemo, da velikost le-teh vpliva na gostoto Voronoijevih elementov na nekem omejenem območju (enačba 4.1). Če za vsako litologijo izberemo ustrezno velikost Voronoijevih elementov, zagotovimo, neglede na litologijo, enakomerno gostoto Voronoijevih elementov preko celotnega SRM modela.

V poglavju občutljivostnih analiz (poglavje 4.3.4) je bilo prikazano, da gostota Voronoijevih elementov vpliva na čas generiranja modela in čas opravljene analize (Slika 4.40). S postavitvijo SRM modela, hitro opazimo, da bolj kot je model kompleksen ali velik, bolj pride do izraza omenjeni dejavnik. Po nekaj poskusih generiranja SRM modela fliša se je izkazalo, da je SRM model stabilen in časovno učinkovit, če je gostota Voronoijevih elementov enaka petim poligonom na preseku reprezentativnega intaktnega bloka vsake litologije (Preglednica 5.18). Poleg tega izbrana gostota Voronoijevih elementov (5) omogoča generiranje približno



10-krat večjega SRM modela fliša, kot je največja reprezentativna velikost intaktega bloka izmed vseh litologij v SRM modelu; torej tako, kot je to priporočljivo v SRM modelih v PFC okolju (Vallejos et al., 2013; Vallejos et al., 2014).

Na podlagi občutljivostnih analiz (poglavje 4.3.4) je bilo ugotovljeno, da gostota Voronoijevih elementov z vsaj 10 Voronoijevimi elementi na premer vzorca, poda zanemarljiv vpliv na trdnost modeliranega materiala. Z izborom nižje gostote Voronoijevih elementov (v tem primeru 5 Voronoijevih elementov na presek povprečnega intaktnega bloka), dobimo le večjo raztrosenost numeričnih rezultatov (Slika 4.41), kot tudi to, kar je še bolj ključno, da numerične analize postanejo časovno bolj učinkovite in stabilne. Nekoliko več o tem bo pojasnjeno tudi v poglavju 6.4.2.

Preglednica 5.18. Vhodni mikroparametri za meljasti laporovec in peščenjak, pridobljeni v procesu kalibracije intaktnega materiala.

Table 5.18. Microproperties of silty marl and sandstone used in calibration procedure.

Parametri	Meljasti laporovec	Peščenjak
Višina vzorca (m)	1,640	0,40
Premer vzorca (m)	0,820	0,20
Velikost Voronoijevih poligonov (m)	0,164	0,040
Velikost diferenčnega elementa (m)	0,109 <sup>e</sup>	0,0267 <sup>f</sup>
Število iteracij ( )	80	80
Gostota poligonov (kg/m <sup>3</sup> )	2 538	2 622
Youngov modul poligonov (GPa)	10,60	34,80
Poissonov količnik poligonov ( )	0,20	0,20
Normalna togost kontaktov (GPa/m)	5 000	50 000
Strižna togost kontaktov (GPa/m)	2 000	20 000
Kohezija kontaktov (MPa)	4,5	11,0
Strižni kot kontaktov (°)	23,0	23,0
Natezna trdnost kontaktov (MPa)	0,50	2,80
Kot razmikanja kontaktov (°)	2,0	2,0

<sup>e</sup> Gostota diferenčne mreže v modelu Brazilske preiskave je bila 0,0328 m.

<sup>f</sup> Gostota diferenčne mreže v modelu Brazilskega testa je bila 0,010 m.

Nato se je na podlagi občutljivostnih analiz (poglavje 4.3.7) definiralo še gostoto diferenčne mreže. Naj spomnimo, da je model z Voronoijevimi elementi najprej diskretiziran s poligonalnimi elementi Voronoijevega mozaika (poglavje 3.4), vsak Voronoijev poligon pa še z diferenčno mrežo trikotnih elementov (Slika 3.5). Izkazalo se je, da so analize na SRM bloku časovno učinkovite, če je razmerje med dolžino Voronoijevega elementa in dolžino elementa diferenčne mreže  $d_{Vor}:d_e = 1,5$ . Vendar zaradi nizke gostote Voronoijevih elementov (5) je bilo potrebno za izvajanje analiz v modelu Brazilske preiskave izbrati razmerje  $d_{Vor}:d_e = 5,0$  za meljasti laporovec in  $d_{Vor}:d_e = 4,0$  za peščenjak. Z izbrano gostoto diferenčne mreže in gostoto Voronoijevih elementov je bila napoved mehanskega obnašanja numeričnega modela takšna, da je omogočala modeliranje krhkega obnašanja.

Po definirani dimenziji modela vzorca v numeričnem laboratoriju, gostoti Voronoijevih elementov in gostoti diferenčne mreže, lahko izvedemo proces kalibracije intaktnega bloka meljastega laporovca in peščenjaka. Mikroparametre Voronoijevega mozaika se je kalibriralo na laboratorijske podatke, ki so navedeni v zgornji preglednici (Preglednica 5.16). Potek kalibracije je sledil postopkom, ki so opisani v poglavju 3.9 oziroma 6.3. Numerične preiskave se je izvajalo s hitrostjo obremenjevanja 0,005 m/s kar ustreza deformacijskemu koraku približno  $2 \cdot 10^{-5}$  mm/korak za meljasti laporovec oziroma  $3 \cdot 10^{-6}$  mm/korak za peščenjak.

Zaradi nehomogene mikrostrukture vzorcev enakega materiala, preiskanih v laboratoriju, vemo, da poda raztrosenost rezultatov. Podobno obnašanje lahko pričakujemo v kamninski masi oziroma v SRM modelu, ki je v stohastičnem smislu numerični približek realne

kamninske mase. Tudi v SRM modelu lahko tako pričakujemo raztrosenost rezultatov, ker imajo različni intaktni bloki iste litologije, nekoliko drugačne trdnostne lastnosti. Zaradi tega se je v procesu kalibracije intaktnega materiala testiralo 10 porazdelitvenih števil, ki so zagotovila podoben pojav raztrosenosti rezultatov, kot je to običajno opaziti v laboratoriju. Povprečje desetih analiz, kjer vsaka predstavlja model s svojim porazdelitvenim številom, poda geomehanske karakteristične vrednosti (npr. enoosna tlačna trdnost, Youngov modul, Poissonov količnik) modeliranega numeričnega vzorca.

Kalibrirana niza mikroparametrov za meljasti laporovec in peščenjak, ki se najbolje ujemata z laboratorijskimi rezultati (Preglednica 5.16), sta predstavljena v preglednici zgoraj (Preglednica 5.18). Ti mikroparametri hkrati predstavljajo vhodne mikroparametre Voronoijevih elementov za posamezno litologijo v SRM modelu fliša.

Rezultati kalibracije intaktnega materiala meljastega laporovca in peščenjaka so podani v preglednici zgoraj (Preglednica 5.17). Primerjava z laboratorijskimi rezultati (Preglednica 5.16) kaže solidno ujemanje z obema litologijama.

Kot v vseh analizah do sedaj se je tudi tu, paralelno z Voronoijevim modelom, izvajalo simulacije z modelom kontinuuma, pri čemer se je kamninska masa modelirala z Mohr-Coulombovim konstitutivnim modelom. Vhodni parametri reprezentativnega intaktnega bloka meljastega laporovca in peščenjaka za SRM model fliša so navedeni v spodnji preglednici (Preglednica 5.19). Velikost diferenčne mreže je bila določena v skladu z občuljivostnimi analizami (poglavje 4.2.4) in je 25-krat manjša od reprezentativnega intaktnega bloka ustrezne litologije. Youngov modul in Poissonov količnik sta bila s pomočjo enačb 3.23 in 3.24 ustrezno korigirana glede na ravninsko napetostno stanje. Ostali parametri so bili nespremenjeni in določeni enako kot so opisani v poglavju 5.3.1 oziroma 5.3.2. Vendar parametra strižni kot in natezna trdnost peščenjaka sta bila, zaradi pojava vpliva merila, reducirana po postopku, kot je prikazan v poglavju 5.5.4. Brazilsko trdnosti reprezentativnega intaktnega bloka peščenjaka (4,14 MPa, Preglednica 5.14) se je neposredno enačilo z natezno trdnostjo v Mohr-Coulombovem konstitutivnem modelu. Strižni kot je bil reduciran tako, da je bila pri izvedbi enoosne tlačne preiskave dosežena enoosna tlačna trdnost reprezentativnega intaktnega bloka (59,99 MPa, Preglednica 5.14).

Preglednica 5.19. Vhodni parametri za meljasti laporovec in peščenjak v modelu kontinuuma.

Table 5.19. Input properties for silty marl and sandstone in continuum model.

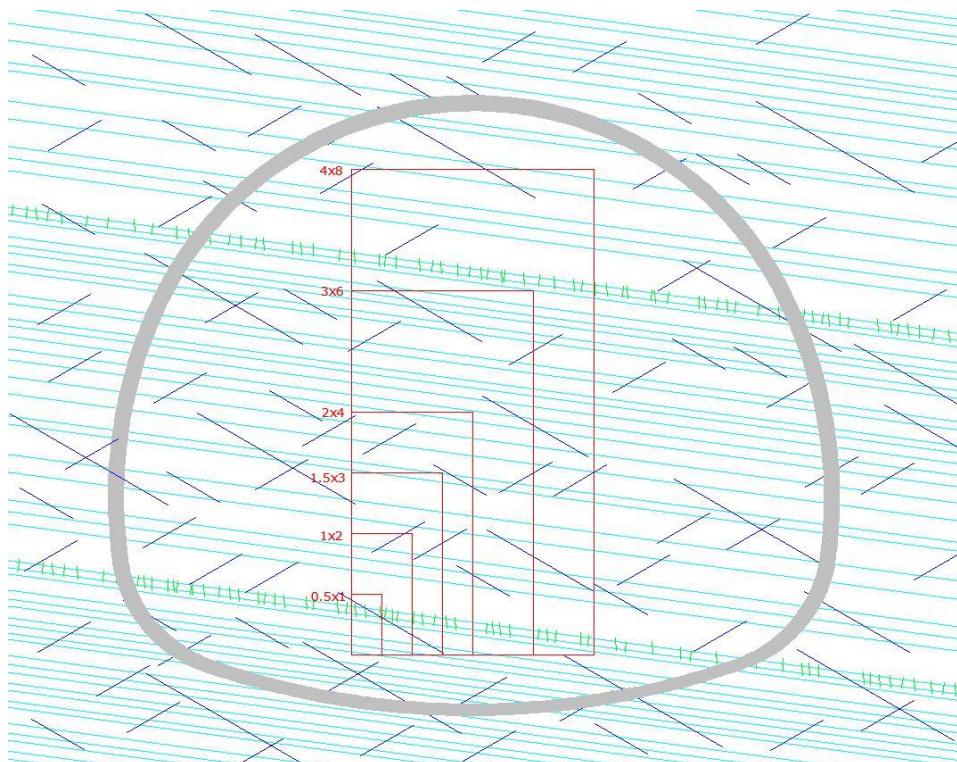
Parametri	Meljasti laporovec	Peščenjak
Velikost diferenčnega elementa (mm)	32,8	8,00
Gostota materiala ( $\text{kg/m}^3$ )	2 538	2 622
Youngov modul (GPa)	10,30	33,3
Poissonov količnik ( )	0,167	0,167
Kohezija (MPa)	5,5	10,5
Strižni kot ( $^\circ$ )	33,0	51,0
Natezna trdnost (MPa)	1,44	4,14
Kot razmikanja ( $^\circ$ )	2,0	2,0

### 5.5.6 SRM model fliša na območju predora Markovec

#### (i) Formiranje SRM modela in določitev merila opazovanja

Ko na opazovani lokaciji (v tem primeru na izbranem odseku predora Markovec) poznamo (a) geometrijo sistema diskontinuitet, (b) litološko zgradbo kamninske mase in (c) geomehanske parametre intaktnih blokov in diskontinuitet, lahko postavimo SRM model kamninske mase (v tem primeru fliša). Preden začnemo na SRM modelu izvajati poljubne numerične laboratorijske preiskave, s ciljem, da bi ugotovili njegove mehansko obnašanje, je potrebno

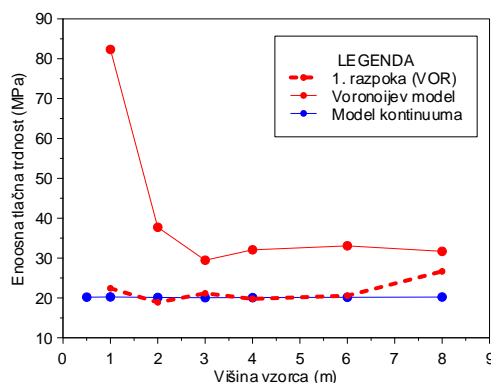
določiti reprezentativno velikost SRM modela. V ta namen se je izvajalo simulacije enoosne tlačne preiskave pri različnih velikostih SRM modelu in opazovalo stabilizacijo trdnosti. Kljub temu, da enoosna tlačna preiskava ne predstavlja celostnega napetostnega stanja ob izkopu predora, je to primerena preiskava za kvalificiranje mehanskega obnašanja SRM bloka kamninske mase. Spodnja slika (Slika 5.19) prikazuje velikosti SRM modelov, ki so bili preiskani v primerjavi z velikostjo predora.



Slika 5.19. Reprezentativna geološka zgradba obravnavanega odseka predora Markovec, SRM vzorci različnih dimenzij (v m enotah) ter profil predorske cevi za primerjavo.

Figure 5.19. Representative geological structure of tunnel Markovec research area, different sizes (in m units) of SRM samples and cross-section of tunnel tube for comparison.

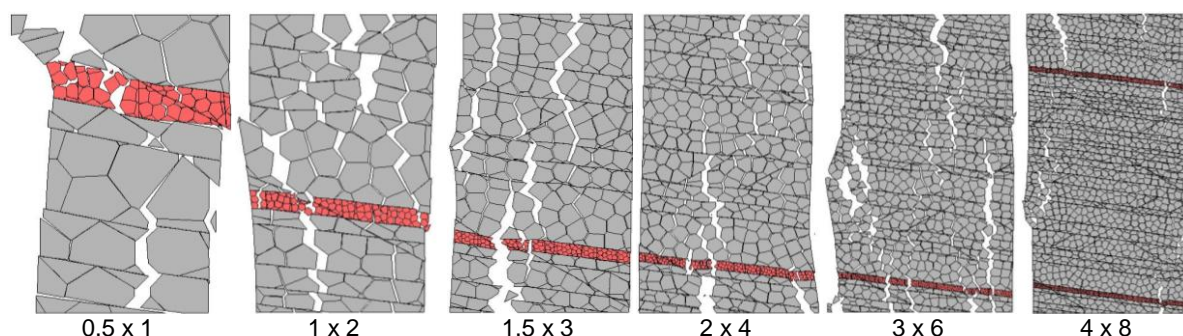
Rezultati simulacij enoosne tlačne preiskave v odvisnosti od velikosti SRM modela so predstavljeni v spodnjem diagramu (Slika 5.20). Zabeležena je bila trdnost ob nastanku prve mikrorazpoke (poglavje 2.2.2), kot tudi enoosna tlačna trdnost SRM modela. Opazimo, da je vpliv velikost SRM modela na nastanek prve mikrorazpoke zanemarljiv, medtem ko enoosna tlačna trdnost z večanjem SRM modela najprej hitro upade, nato pa se stabilizira. Stabilizacija enoosne tlačne trdnosti se začne pri dimenziji SRM modela 1,5 x 3,0 m. Kot vidimo, velikost SRM modela nima bistvenega vpliva na nastanek prve mikrorazpoke, saj je potrebno za odprtje Voronoijevega kontakta prekoračiti vedno enako mejo (natezne) trdnosti kontakta, neglede na velikost SRM modela.



Slika 5.20. Vpliv velikosti SRM modela na nastanek prve mikrorazpoke in na enoosno tlačno trdnost.

Figure 5.20. Effect of SRM model size on crack initiation and uniaxial compressive strength.

Tako kot je v realnih kamninah enoosna tlačna trdnost odvisna od dimenzij vzorca, je pri numeričnem modeliranju ta odvisna od velikosti SRM modela. Razlaga tega pojava je v skladu z ugotovitvami občutljivostnih analiz (poglavje 4.3.4), kjer se je opazoval vpliv gostote Voronoijevih elementov na trdnost modeliranega materiala (Slika 4.41). Če pogledamo geometrijo SRM modelov različnih dimenzij (Slika 5.21), opazimo, da se z velikostjo SRM modela, ob konstantni velikosti Voronoijevih elementov (na katero so bili kalibrirani njegovi mikroparametri), večja tudi gostota Voronoijevih elementov v modelu. Stabilizacija enoosne tlačne trdnosti je bila dosežena pri gostoti Voronoijevih elementov 10, kar je enako kot pri občutljivostnih analizah intaktnega bloka (poglavje 4.3.4).



Slika 5.21. SRM modeli fliša različnih dimenzij (navedene pod vsakim modelom v m enotah). Siva barva označuje plasti meljastega laporoveca, rdeča pa peščenjak.

Figure 5.21. Different sizes of SRM flysch model (noted below every model figure in m units). Gray color represents silty marl while red represents a sandstone.

Za potrditev tega pojava so se izvedle analogne analize (kjer se je spreminjalo velikost SRM modela in opazovalo vpliv napovedi trdnosti), vendar tokrat z enkrat manjšo velikostjo Voronoijevih elementov. V tem primeru sta morali biti obe litologiji ponovno kalibrirani, tako kot je bilo to predstavljeno v poglavju 5.5.5. Rezultati te analize so pokazali enak trend, vendar se je tokrat enoosna tlačna trdnost stabilizirala prej, pri manjši velikosti SRM modela, a še vedno na enaki vrednosti enoosne tlačne trdnosti. To je rezultat numeričnega postopka pri čemer SRM model z manjšo velikostjo Voronoijevih elementov z večanjem modela, hitreje doseže potrebno (minimalno) število Voronoijevih elementov na presek modela, kot pa SRM model z večjo velikostjo Voronoijevih elementov.

Najverjetnejša razlaga takega obnašanja SRM modela bi potem lahko bila, da padec enoosne tlačne trdnosti je najverjetneje posledica večanja gostote Voronoijevih elementov z večanjem SRM modela. To nakazuje, da je dejanski vpliv geometrije diskontinuitet pri tem najverjetneje zanemarljiv in v manjšini. To potrjuje tudi model kontinuuma, saj je z večanjem modela slednjega, enoosna tlačna trdnost ostala nespremenjena (Slika 5.20).

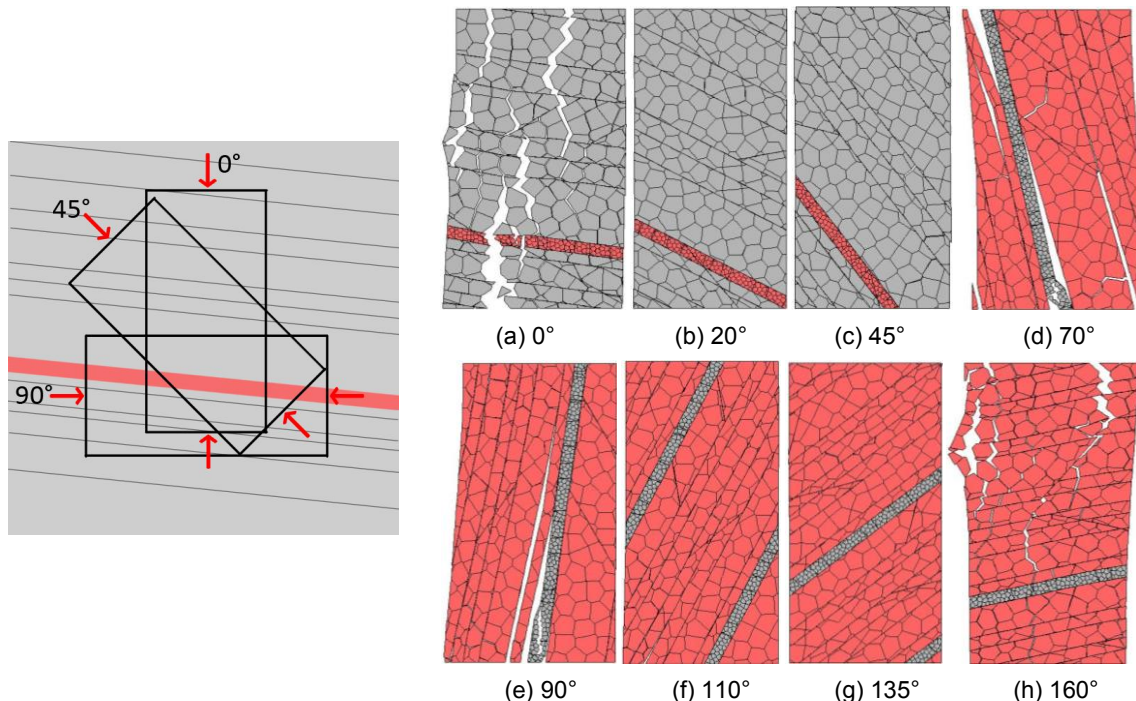
Kljub temu na podlagi teh analiz ne moremo z gotovostjo trditi, da kamninska masa obravnavanega fliša kaže oziroma ne kaže pojava vpliva merila. Zaključimo lahko samo, da tako postavljen SRM modelom ni pokazal pojava vpliva merila kamninske mase fliša na obravnavanem odseku, kar ni nujno odraz dejanskega stanja v naravi. Nekoliko več o tem bo obrazloženo v poglavju 6.4.2.

(ii) Modeliranje anizotropnega obnašanja SRM modela

Poznavanje anizotropnega obnašanja kamninske mase je pomembno v fazi izkopa predora, saj vpliva na način morebitne porušitve materiala preko celotnega oboka predora. V izotropnih pogojih se v stropu predora pojavi lokalno natezno napetostno stanje in zato najpogosteje prihaja do nateznih porušitev materiala. Na območju talnega oboka se pojavi lokalno (enoosno) tlačno napetostno stanje, kjer prihaja do tlačnih porušitev materiala. Med obema točkama (med stropom in tlemi), pa imamo prisotno lokalno kombinacijo različnih napetostnih stanj, ki ustrezajo triosni preiskavi, zato na teh mestih lahko pričakujemo strižne porušitve materiala.

Če je material oziroma kamninska masa, v kateri se izvaja izkop predora, anizotropna, se opisana napetostna stanja prilagodijo anizotropnem obnašanju kamninske mase. Zaradi tega se, zaradi anizotropnega obnašanja kamninske mase, lahko zgodi drugačen tip porušitve na ustreznih območjih, kot bi ga pričakovali v izotropnem materialu.

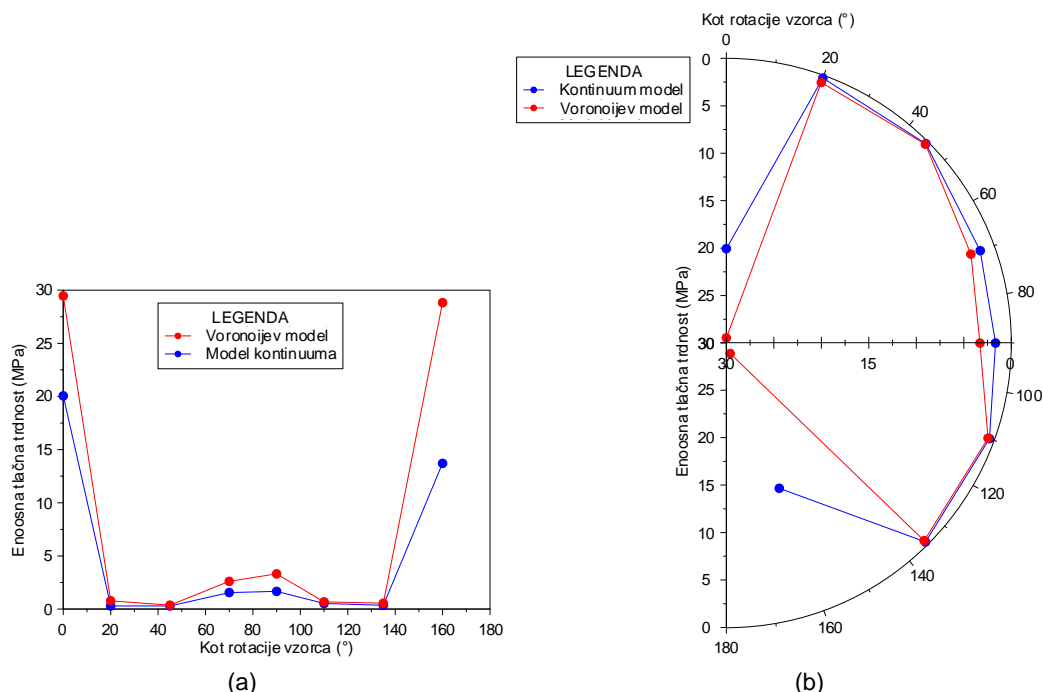
Zaradi opisane problematike se je v naslednjem koraku opazovalo morebitno anizotropno obnašanja SRM modela fliša. Analiza je potekala tako, da se je SRM vzorec dimenzije 1,5 x 3,0 m obremenjevalo v različnih smereh in izmerilo enoosno tlačno trdnost v tej smeri (Slika 5.22).



Slika 5.22. Porušeni SRM vzorci po enoosni tlačni preiskavi pri ustreznem kotu rotacije vzorca (navedena pod vsakim modelom). Tanka plast v modelu je peščenjak, ostalo meljasti laporovec.

Figure 5.22. Failure of SRM sample after uniaxial compressive test at corresponding sample rotation angle (noted below every model). Tiny bed in a model represents a sandstone, other are silty marl.

Oba SRM modela (Voronoijev in kontinuum model) sta pokazala močno anizotropno obnašanje modeliranega fliša na obravnavanem odseku predora Markovec (Slika 5.23). Diskontinuitete, tako v naravi kot v SRM modelu, predstavljajo območja z večjo tendenco k temu, kjer lahko pride do porušitve materiala. Največji vpliv na anizotropno obnašanje SRM modela fliša ima prva družina diskontinuitet (Preglednica 5.12), ki predstavlja plastovitost. Te diskontinuitete so kontinuirane in zato omogočajo enostavno porušitev v obliki zdrsa vzdolž njih. To se zgodi, ko je SRM model usmerjen tako, da je plastovitost ustrezno nagnjena glede na smer obremenitve, in sicer, ko je vzorec rotiran za kot med  $20^\circ$  in  $40^\circ$  ter  $110^\circ$  in  $140^\circ$  (Slika 5.22b, c, f, g). Najvišjo trdnost SRM model doseže, ko je smer obremenitve približno pravokotna na plastovitost, in sicer, ko je vzorec rotiran približno  $0^\circ$  oziroma  $160^\circ$ . Tedaj se SRM model poruši, ko se porušijo posamezne plasti (intaktni bloki) v modelu (Slika 5.22a, h). Drugi vrh trdnosti, ki je sicer mnogo nižji od prvega, je dosežen, ko je vzorec rotiran tako, da je plastovitost usmerjena vzdolžno s smerjo obremenitve. To se zgodi takrat, ko je vzorec rotiran za kot med  $60^\circ$  in  $100^\circ$ . Tedaj porušitev SRM modela pa predstavlja kombinacijo zdrsa ob plastovitosti ter porušitev posameznih plasti, predvsem peščenjaka (Slika 5.22d, e).



Slika 5.23. Vpliv kota rotacije vzorca na enoosno tlačno trdnost SRM modela predstavljena (a) v razpršenem diagramu in (b) polarnem diagramu.

Figure 5.23. Effect of sample rotation angle on uniaxial compressive strength on SRM model: (a) scatter plot and (b) polar plot.

Ker obravnavano območje predora Markovec pripada območju nizkega nadkritja, lahko privzamemo, da je napetostno stanje odvisno predvsem od višine nadkritja in ni podvrženo dodatnim bočnim pritiskom, ki običajno nastanejo, zaradi tektonskih sil v večjih globinah. S to predpostavko ter, če opisano anizotropno obnašanje kamninske mase iz prejšnjega odstavka postavimo v kontekst izkopa predora, lahko obnašanje v predoru Markovec interpretiramo sledeče. Naravna orientacija plastovitosti oziroma lezik, ki imajo poglobitveni vpliv na anizotropno obnašanje kamninske mase, je približno subhorizontalna. To pomeni, da v prečni smeri na plastovitost, torej v liniji strop-tla, kamninska masa doseže največjo trdnost, kar je analogno vzorcu s kotom rotacije približno  $0^\circ$  oziroma  $160^\circ$ . V vzdolžni smeri s plastovitostjo, torej v liniji levi bok-desni bok, pa je dosežen drugi vrh trdnosti kamninske mase, kar je analogno vzorcu s kotom rotacije med  $60^\circ$  in  $100^\circ$ . Tako opazimo, da je naravna orientacija diskontinuitet v predoru Markovec iz vidika stabilnosti idealna. V kolikor bi imele

lezike naklon vpada med približno  $30^\circ$  in  $50^\circ$ , bi bila stabilnost ob izkopu predora precej slabša od dejanske, saj bi bilo obnašanje v tem primeru analogno vzorcu s kotom rotacije med  $20^\circ$  in  $40^\circ$  ter  $110^\circ$  in  $140^\circ$ .

(iii) Modeliranje dvoosne preiskave na SRM modelu

Z namenom, da bi se poiskalo porušno ovojnico SRM modela fliša, se je izvajalo simulacije dvoosne preiskave. Formulacija dvoosne preiskave je opisana v poglavju 3.8.5. SRM vzorec dimenzije  $1,5 \times 3,0$  m se je testiralo v štirih vzorcih, vsak pa je bil rotiran za poljubni kot ( $0^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $90^\circ$  in  $135^\circ$ ). Vsak rotirani vzorec se je nato bočno obremenilo za izbrano bočno napetost, v osni smeri pa tlačno obremenjevalo ter beležilo porušno trdnost vzorca.

Za primerjavo s simuliranimi rezultati se je poleg izrisalo tudi Hoek-Brownovo porušno ovojnico. Določitev slednje je temeljila na inženirsko-geoloških popisih čel predora Markovec, kjer se je ocenjevala tudi GSI vrednost fliša. Na obravnavanem odseku predora je bila ocenjena povprečna GSI vrednost na 44.

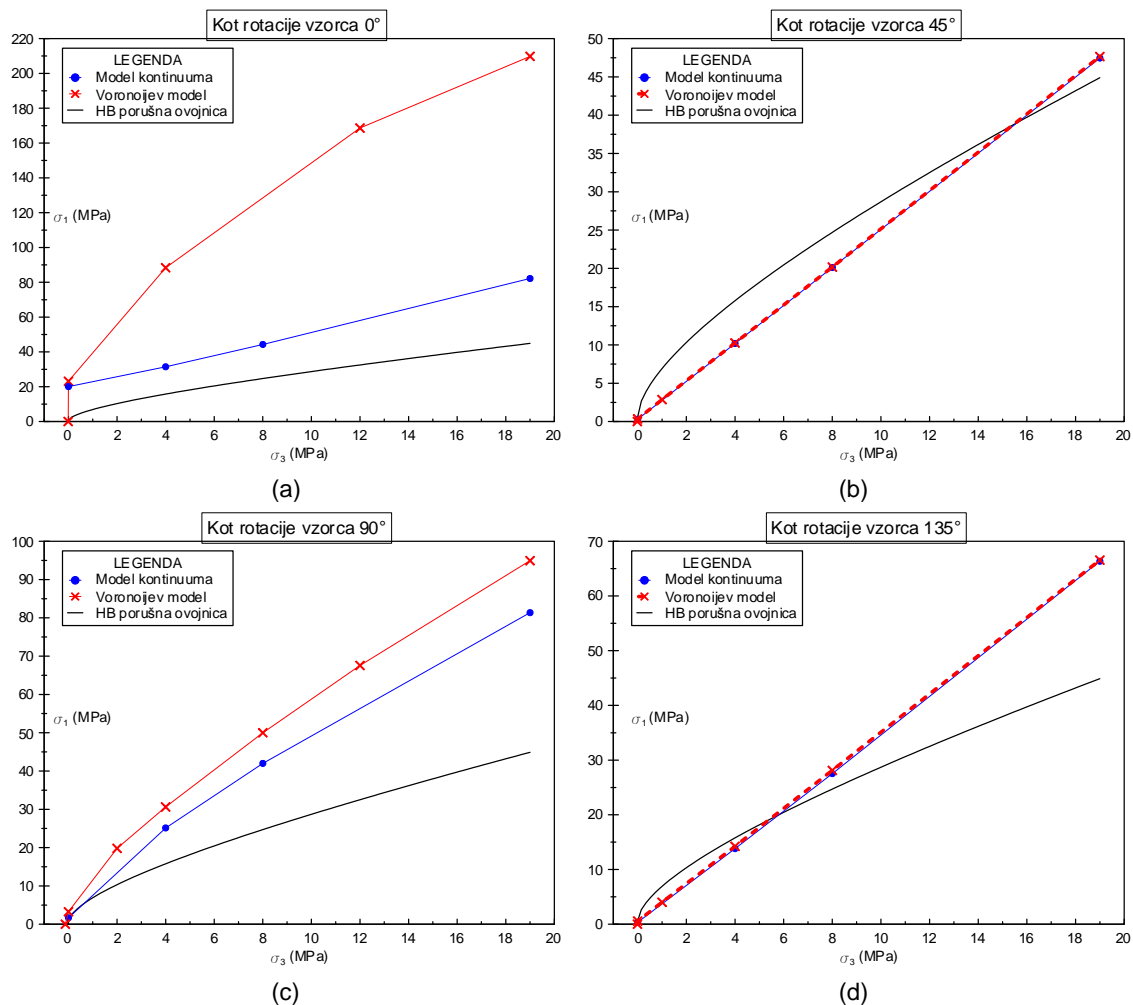
Za vsak rotirani vzorec se je tako beležilo porušno trdnost ob izbranem bočnem tlaku. Rezultati modela dvoosne preiskave so tako podali nelinearno porušno ovojnico SRM modela z Voronoijevimi elementi (Slika 5.24a, c in Slika 5.26a, c), a le za tiste primere, kjer je prišlo do pretrganja Voronoijevih kontaktov. To se zgodi pri simulacijah, ko je vzorec rotiran tako, da je približno pravokotno (Slika 5.22a) ali vzporedno usmerjen glede na plastovitost (Slika 5.22c).

V prvem primeru, ko je vzorec orientiran pravokotno na plastovitost (Slika 5.22a), porušna trdnost SRM modela z Voronoijevimi elementi predvidi precej višje porušne triosne trdnosti, kot numerični model z modelom kontinuuma ali Hoek-Brownov kriterij (Slika 5.24a in Slika 5.26a). Pravilno razlago, zakaj pride do takšnega obnašanja, je težko podati. Najverjetnejša razlaga tega bi lahko bila v zgradbi Voronoijevega mozaika, kjer razpoka napreduje po poligonalni strukturi Voronoijevih kontaktov, kar zahteva višjo obremenitev za doseg porušitve.

V drugem primeru, ko je vzorec orientiran približno vzporedno s plastovitostjo, oba SRM modela (Voronoijev in kontinuum model) podata precej podobno porušno ovojnico (Slika 5.24c in Slika 5.26c), a še vedno predvidita višje porušne trdnosti kot Hoek-Brownov kriterij. Presenetljiva ugotovitev je tudi ta, da je tu porušna ovojnica numeričnega modela z modelom kontinuuma rahlo nelinearna (Slika 5.24c). Najverjetneje je to posledica kombinacije zdrsa intaktnih blokov ob kontinuiranih diskontinuitetah in plastifikacije intaktnih blokov.

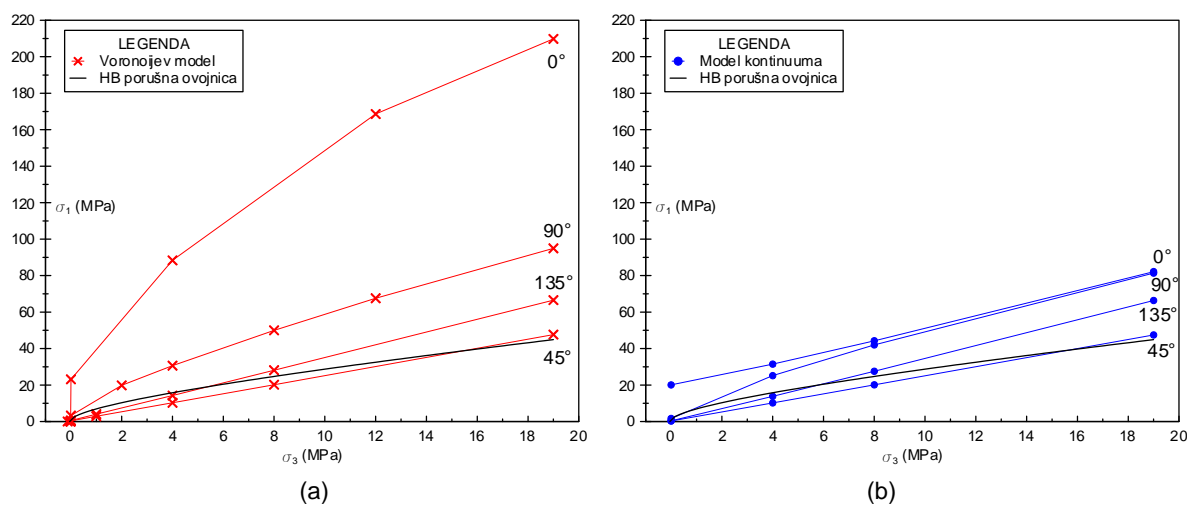
Kjer se porušitev SRM modela zgodi zaradi zdrsa po diskontinuitetah plastovitosti, je porušna ovojnica obeh SRM modelov linearna (Slika 5.24b, d in Slika 5.26b, d). Drsenje med diskontinuitetami je opisano s Coloumbovim rezidualnim modelom razpok (poglavje 3.3.4), ki predvideva linearno obnašanje med napetostjo in pomikom. V teh primerih se vse tri porušne ovojnice dobro ujemajo.

Poleg tega iz rezultatov analiz opazimo tudi, da SRM model nima natezne trdnosti (Slika 5.24, Slika 5.25, Slika 5.26 in Slika 5.27). To je posledica tega, ker je vsem diskontinuitetam v SRM modelu predpisana natezna trdnost enaka  $0$  MPa. Tako obnašanje razpokane kamninske mase je v skladu s predvidevanji nekaterih raziskovalcev (Hoek, 1983; Barton, 2014). Poleg tega pa so v modelu prisotne kontinuirane diskontinuitete plastovitosti, ki tako obnašanje omogočajo.



Slika 5.24. Porušne ovojnice SRM modela fliša v napetostnem prostoru  $\sigma_1 - \sigma_3$  za izbrane kote rotacije vzorca: (a)  $0^\circ$ , (b)  $45^\circ$ , (c)  $90^\circ$  in (d)  $135^\circ$ .

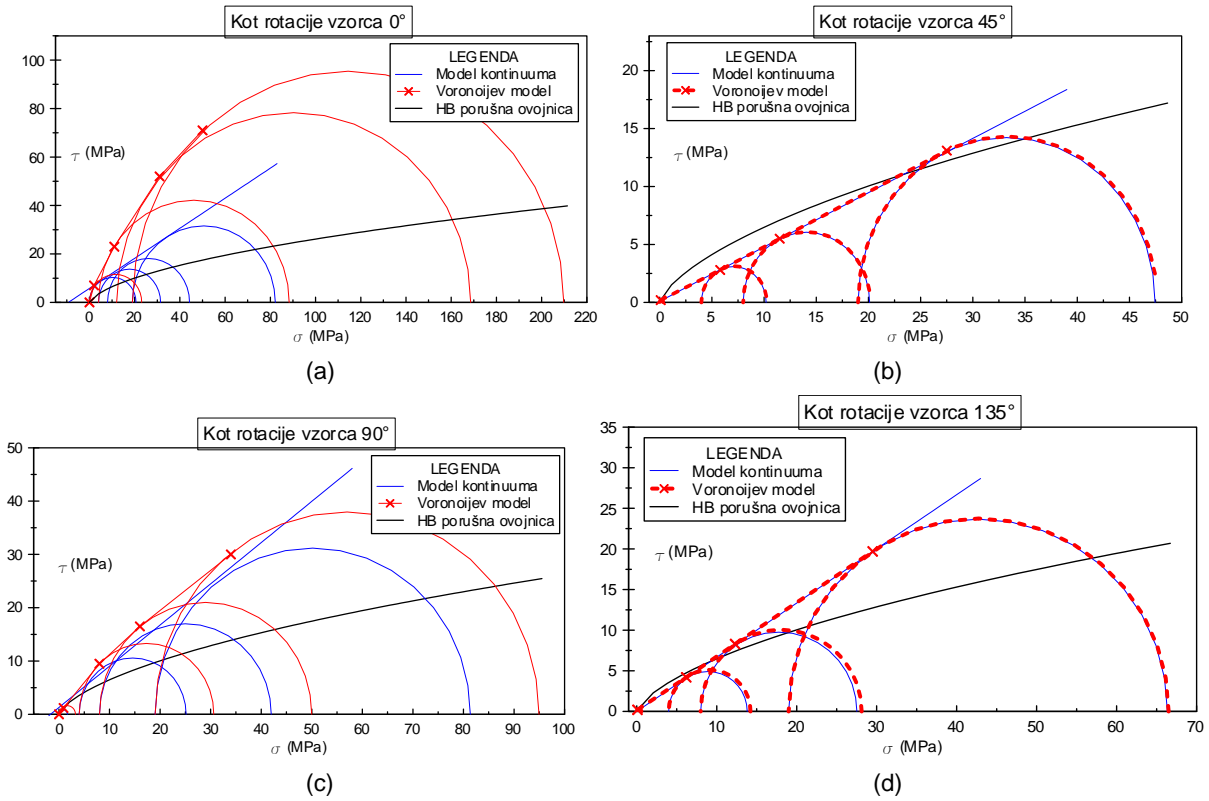
Figure 5.24. Failure envelope of SRM model in  $\sigma_1 - \sigma_3$  stress space for chosen rotation angle of a sample: (a)  $0^\circ$ , (b)  $45^\circ$ , (c)  $90^\circ$  and (d)  $135^\circ$ .



Slika 5.25. Porušne ovojnice SRM modela fliša v napetostnem prostoru  $\sigma_1 - \sigma_3$  (a) za Voronoi model in (b) za kontinuum model za izbrane kote rotacije vzorca ( $0^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $90^\circ$  in  $135^\circ$ ).

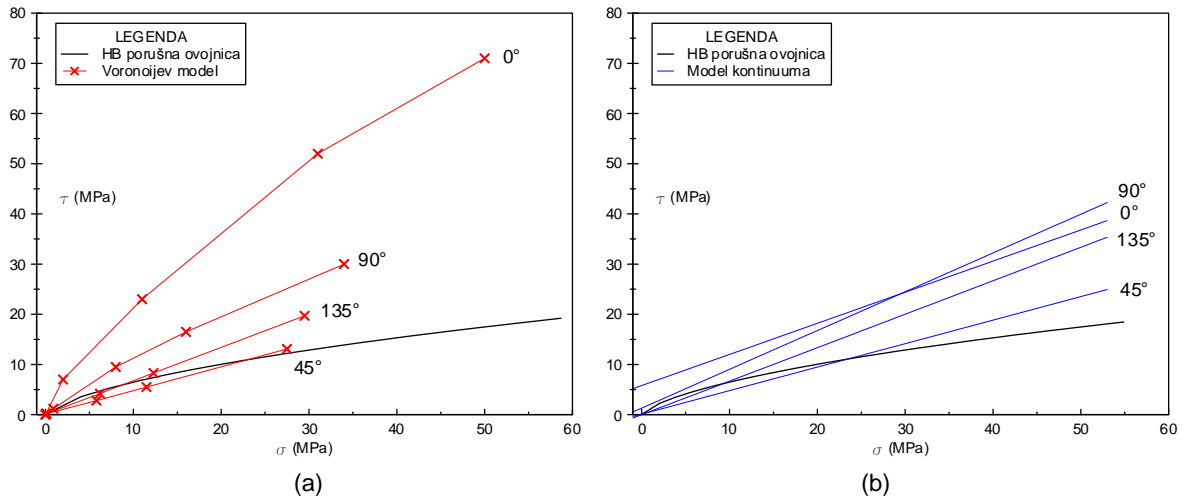
Figure 5.25. Failure envelope of SRM model in  $\sigma_1 - \sigma_3$  stress space (a) for Voronoi model in (b) for continuum model for chosen rotation angle of a sample ( $0^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $90^\circ$  and  $135^\circ$ ).





Slika 5.26. Porušne ovojnice SRM modela fliša v  $\tau - \sigma$  diagramu za izbrane kote rotacije vzorca: (a)  $0^\circ$ , (b)  $45^\circ$ , (c)  $90^\circ$  in (d)  $135^\circ$ .

Figure 5.26. Failure envelope of SRM model in  $\tau - \sigma$  diagram for choosen rotation angle of a sample: (a)  $0^\circ$ , (b)  $45^\circ$ , (c)  $90^\circ$  and (d)  $135^\circ$ .



Slika 5.27. Porušne ovojnice SRM modela fliša v  $\tau - \sigma$  diagramu (a) za Voronoi model in (b) za kontinuum model za izbrane kote rotacije vzorca ( $0^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $90^\circ$  in  $135^\circ$ ).

Figure 5.27. Failure envelope of SRM model in  $\tau - \sigma$  diagram (a) for Voronoi model in (b) for continuum model for choosen rotation angle of a sample ( $0^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $90^\circ$  and  $135^\circ$ ).

## 5.6 ZAKLJUČEK

V tem poglavju je bila na primeru flišne kamnine predstavljena kalibracija intaktne kamnine ter aplikacija metodologije sintetične kamninske mase z namenom opisa njenega mehanskega obnašanja. Kalibracija intaktnega materiala je potekala na dveh materialih, ki sta zastopana v flišu na obravnavanem območju, in sicer na meljastem laporovcu in na peščenjaku. SRM model fliša pa je bil postavljen za dimenzije fliša laboratorijskih dimenzij ter za SRM vzorce večmetrskih dimenzij. Paralelno z vsemi analizami se je za potrebe referenčnega numeričnega modeliranja izvajalo še analize modela vzorca z Mohr-Coulombovim konstitutivnim obnašanjem (v nadaljevanju numerični model fliša z modelom kontinuuma).

Primerjava rezultatov kalibracije meljastega laporovca in peščenjaka z rezultati laboratorijskih preiskav je pokazala solidno ujemanje z obnašanjem realnega materiala. Model z Voronoijevimi elementi solidno opiše tako kvantitativno (enoosna tlačna trdnost, Brazilska trdnost, deformacijske lastnosti idr.), kot tudi kvalitativno obnašanje (formacija razpoke, oblika napetostno-deformacijske krivulje ipd.) intaktne kamnine, česar ne moremo trditi za model kontinuuma. V modelu kontinuuma se načeloma slabše simulira razvoj plastičnih točk, ki ponazarjajo formacijo razpoke v naravnem materialu. V modelu z Voronoijevimi elementi lahko ustrezno porušitev modeliranega materiala generiramo z ustreznim porazdelitvenim številom. Poleg tega v Voronoijevem modelu lahko z večjo natančnostjo ujamemo realno razmerje med Brazilsko in direktno natezno trdnostjo.

Postavitev treh SRM modelov fliša laboratorijskih dimenzij z Voronoijevimi elementi, ki ga gradita dve litološki enoti: meljasti laporovec in peščenjak, je podal solidno ujemanje enoosne tlačne trdnosti dveh modelov z laboratorijskimi rezultati. Po drugi strani pa je numerični model fliša laboratorijskih dimenzij z modelom kontinuuma podal solidno ujemanje enoosne tlačne trdnosti le enega modela z laboratorijskimi rezultati. Poleg tega je SRM model fliša z Voronoijevimi elementi veliko bolje napovedal obliko napetostno-deformacijske krivulje v primerjavi z numeričnim modelom fliša z modelom kontinuuma. Pri slednjem je namreč njena oblika podobna elasto-plastični porušitvi kot direktna posledica uporabe Mohr-Coulombovega modela. Tudi simuliranje formacije razpoke ob porušitvi je bolj napovedana v SRM model fliša z Voronoijevimi elementi. Oblika porušitve v numeričnem modelu fliša z modelom kontinuuma poda precej simetrično in urejeno obliko porušitve, ki ni običajna obliki porušitve v naravnih materialih, kot so kamnine.

Rezultati simulacij enoosne tlačne preiskave na SRM modelu fliša so pokazali stabilizacijo enoosne tlačne trdnosti z naraščajočo dimenzijo SRM modela fliša. Tovrsten odziv SRM modela fliša ne moremo neposredno povezati z geometrijo diskontinuitet v njem, saj se z večjajnem dimenzije SRM modela fliša, viša tudi gostota Voronoijevih elementov.

Rezultati simulacij enoosne tlačne preiskava na SRM modelu fliša, ki se ga je obremenjevalo pod poljubnimi koti, so pokazali močno anizotropnost vzorca. Smer maksimalne enoosne tlačne trdnosti, ki jo je dosegel SRM model fliša ustreza smeri, ki je pravokotna na plastovitost. Medtem ko smer minimalne enoosne tlačne trdnosti, ki jo je dosegel SRM model fliša, pa ustreza smeri, ki je nekoliko nagnjena na smer kontinuiranih diskontinuitet. Takšno obnašanje SRM modela fliša je sicer pričakovano, saj je to prevladujoča smer diskontinuitet. Vendar tako intenzivna napoved anizotropnosti SRM modela fliša se zdi pretirana in je najbrž posledica kontinuiranih diskontinuitet (lezike) v SRM modelu ter 2D obravnavanje problema.

Napoved porušne ovojnice SRM modela fliša z modelom dvoosne preiskave je bila simulirana za štiri smeri obremenjevanja vzorca, kjer smer obremenjevanja ustreza maksimalni glavni napetosti. Izkazalo se je, da v smeri obremenjevanja, ki je nekoliko nagnjena na smer kontinuiranih diskontinuitet, je napoved SRM modela fliša z Voronoijevimi elementi in SRM modela fliša s kontinuum modelom, enaka. Tak odziv modela je pričakovan,

saj v tej smeri obnašanje modela kontrolirajo diskontinuitete, katerih je konstitutivno obnašanje v obeh modelih (Voronoijev in kontinuum model) opisano z enakim modelom, in sicer s Coulombovim rezidualnim modelom razpok. Ko smer obremenjevanja nadalje spreminjamo, na obnašanje SRM modela fliša začnejo vplivati še intaktni bloki. Ko je smer obremenjevanja prečna na plastovitost, SRM model fliša z Voronoijevimi elementi napove precej višjo porušno ovojnico, kot pa SRM model fliša s kontinuum modelom. Primerjava simuliranih porušnih ovojnic s Hoek-Brownovo porušno ovojnico kaže boljše ujemanje s simulacijami, ko je smer obremenjevanja nekoliko nagnjena na smer kontinuiranih diskontinuitet, največja pa, ko je smer obremenjevanja prečna nanje.

## 6 RAZPRAVA IN ZAKLJUČKI

### 6.1 UVOD

Dobro poznavanje geomehanskih lastnosti kamninske mase v fazi načrtovanja in gradnje podzemnega geotehničnega objekta je pomembno in ključno iz vidika varne, učinkovite in ekonomsko opravičljive izvedbe projekta. Vendar določitev geomehanskih lastnosti kamninske mase ni enostavna, saj je njena zgradba pogosto zelo kompleksna. Ta kompleksnost je rezultat aktivne geološke zgodovine, ki pogosto zajame različne geološke procese, ki praviloma povzročijo diskretizacijo kamninske mase v bloke in diskontinuitete.

Poleg tega možnost testiranja bloka kamninske mase metrskih dimenzij skupaj z diskontinuitetami, s standardnimi laboratorijskimi preiskavami, do danes še ni mogoče. V inženirski praksi se je zato razvilo več postopkov ugotavljanja geomehanskih lastnosti kamninske mase, kot so to analitično-matematični pristopi, klasifikacije kamninskih mas in druge empirične korelacije. Vendar težava teh postopkov, ki so povzeti v poglavju 2.4, je, da relativno grobo poenostavijo realno stanje kamninske mase, kar neizogibno povzroča posplošene in tudi napačne zaključke o njenem mehanskem obnašanju.

Po drugi strani beležimo izjemen razvoj zmogljivosti računalniške opreme, ki je omogočal prodor numeričnih metod tudi na področje mehanike kamnin. Prvi numerični modeli so temeljili na principih kontinuuma, kjer se kamninsko maso obravnava kot zvezni material. Vendar hitro se je pokazalo, da se kamninska masa pogosteje obnaša kot diskretni material, zato so se začele razvijati diskretne numerične metode in pa kompleksni konstitutivni modeli, kot je npr. Ubiquitous-Joint Model. Razvoj numeričnih metod je tako prišel do te stopnje, da modeli predstavljajo vedno boljši približek naravnega stanja kamnin in kamninskih mas ter omogočajo simuliranje njihovega kompleksnega geomehanskega obnašanja (poglavje 2.6). Veliki potencial na tem področju kaže metodologija sintetične kamninske mase, ki po posebnih postopkih (poglavje 3.9) omogoča napoved mehanskega obnašanja kamninskih mas.

Doktorska disertacija se ukvarja z numeričnimi simulacijami kamninske mase, pri čemer izkorišča zmogljivosti numeričnih metod za ugotovitev geomehanskih lastnosti kamninske mase. Izvajanje numeričnih simulacij za ugotovitev geomehanskih lastnosti modeliranega materiala ima prednost pred klasičnimi laboratorijskimi preiskavami, saj nam omogočajo ponovljivost, številčnost ter parametrično in občutljivostno analizo numeričnih simulacij. V tem raziskovalnem delu je prvič uporabljena metodologija sintetične kamninske mase z uporabo Voronoijevih elementov, ki je detajlno opisana v poglavju 3. Doktorska disertacija obravnava razvoj postopkov in metod, ki ponujajo odgovor na tezo: ali so tovrstni pristopi primerni za kategorizacijo in določitev parametrov mehanskega obnašanja razpokane in heterogene kamninske mase, kot je fliš.

Za potrebe referenčnih numeričnih napovedi so v vseh fazah raziskovanja izdelane tudi numerične analize, kjer je konstitutivno obnašanje opisano z Mohr-Coulombovim modelom, torej brez modeliranja mikrostrukture s pomočjo Voronoijevih elementov. Na podlagi vzporednih interpretacij numeričnih napovedi je bilo mogoče ugotoviti učinkovitost metodologije sintetične kamninske mase z uporabo Voronoijevih elementov za ugotovitev geomehanskih lastnosti flišne kamninske mase

Raziskovalno delo je bilo razdeljeno na pet sklopov, in sicer:

- Razvoj numeričnih postopkov za simuliranje laboratorijskih preiskav (numerični laboratorij) v programskem okolju UDEC.
- Izvedba parametričnih in občutljivostnih analiz na intaktnem bloku in na diskontinuitetah, kjer se je ovrednotilo obnašanje modelov v numeričnem laboratoriju.

- Uporaba numeričnega laboratorija za izvedbo procesa kalibracije intaktnega materiala na primeru meljastega laporovca in peščenjaka.
- Izvedba postopkov po metodologiji sintetične kamninske mase za postavitve SRM modela fliša laboratorijskih dimenzij in večmetrskih dimenzij.
- Uporaba numeričnega laboratorija na SRM modelu fliša za izvedbo poljubnih simulacij laboratorijskih preiskav in ugotovitev geomehanskih lastnosti fliša.

V naslednjih poglavjih je predstavljena diskusija in glavni zaključki vseh pet sklopov raziskanega dela ter povzeti so rezultati aplikacije metodologije sintetične kamninske mase, ki omogoča odgovor na zastavljeno tezo.

## **6.2 RAZPRAVA O REZULTATIH PARAMETRIČNIH IN OBČUTLJIVOSTNIH ANALIZ**

### **6.2.1 Uvod**

Parametrične in občutljivostne analize so bile izvedene za izbrani nabor vhodnih parametrov (Preglednica 4.1 in Preglednica 4.2), ki predstavljajo kamnine, kot jih srečamo v flišni sekvenci, to so npr. laporovec, peščenjak ipd. sedimentne kamnine. Rezultati občutljivostnih analiz in njihova interpretacija, ki sledi v nadaljevanju, tako velja za omenjene vrste kamnin, pri čemer se zavedamo, da so uporabljene metode splošno primerne za vse sedimentne kamnine in zato temu primerno pridobljeni zaključki imajo splošno uporabnost.

### **6.2.2 Hitrost obremenjevanja v modelu kontinuuma in v modelu z Voronoijevimi elementi**

Hitrost obremenjevanja s katero obremenjujemo model vzorca v numeričnem laboratoriju vpliva na trdnostne in deformacijske lastnosti modeliranega materiala v obeh numeričnih modelih (v modelu kontinuuma in v modelu z Voronoijevimi elementi). Analize, ki se obremenjujejo z dovolj nizko hitrostjo obremenjevanja, podajo obliko napetostno-deformacijske krivulje, ki je skladna z obnašanjem konstitutivnega materialnega modela, s simulirano preiskavo in z vhodnimi materialnimi parametri. Kot je povzeto v nadaljevanju, je tako numerični model numerično stabilen za ustrezne hitrosti obremenjevanja.

Oblika napetostno-deformacijske krivulje ter posledično deformacijsko in trdnostno obnašanje modeliranega materiala se v vseh preiskavah ustali, ko je deformacijski korak vsaj  $10^{-5}$  mm/korak (poglavji 4.2.3 in 4.3.3 ter Slika 4.3 in Slika 4.38). Hitrost obremenjevanja močno vpliva na čas opravljene analize (Slika 4.4 in Slika 4.38), zato se je določilo še spodnjo mejo hitrosti obremenjevanja, in sicer na  $10^{-7}$  mm/korak. Tako lahko zaključimo, da hitrosti obremenjevanja, ki dosežejo deformacijski korak med  $10^{-5}$  in  $10^{-7}$  mm/korak, so primerne za izvajanje simulacij v razvitem numeričnem laboratoriju (poglavje 3.8). Ugotovljeno je, da je vpliv hitrosti obremenjevanja na omenjenem intervalu na porušno trdnost in togost modeliranega materiala zanemarljiv, model pa je numerično stabilen oziroma, je v kvazi-statičnem stanju.

V modelu kontinuuma priporočen deformacijski korak ustreza hitrosti obremenjevanja med 0,001 m/s in 0,01 m/s (Slika 4.3). V modelu z Voronoijevimi elementi pa je hitrost obremenjevanja odvisna od velikosti modeliranega vzorca v numeričnem laboratoriju (poglavje 4.3.8). Numerično stabilnost v večjih vzorcih dosežemo, če jih obremenjujemo z nižjo hitrostjo, medtem ko numerično stabilnost v manjših vzorcih dosežemo že pri višji hitrosti obremenjevanja. Za vse velikosti je bilo ugotovljeno, da je numerična stabilnost dosežena pri enakem deformacijskem koraku, torej, ko je  $l_e$ -ta nižja od  $10^{-5}$  mm/korak (Slika 4.52).

Pri interpretaciji občutljivostnih analiz je bilo ugotovljeno, da je obnašanje simuliranih preiskav v skladu z izsledki laboratorijskih preiskav. Če vzorec prehitro obremenjujemo, se

bo le-ta poruši v krajšem času in pri višji trdnosti, kot jo material sicer ima, kar je poznan pojav tudi v laboratoriju (poglavje 2.2.3). Ob prehitrem obremenjevanju v numeričnem modelu izzovemo pogoje, v katerih model ne najde ravnotežja v danem časovnem koraku. Z dovolj počasnim obremenjevanjem dosežemo stabilnost modela in s tem kvazi-statične pogoje simulacij. Pri hitrejšem obremenjevanju numerični model nima dovolj časa za konvergirane v vsakem časovnem koraku, zato lahko pričakujemo večjo napako napovedi. Medtem ko pri dovolj počasnem obremenjevanju, numerični model najde ravnotežje v vsakem časovnem koraku, zato je njegova napoved zanesljivejša.

Hitrost obremenjevanja vpliva tudi na napoved togostnega modula in Poissonovega količnika v obeh numeričnih modelih (v modelu kontinuuma in v modelu z Voronoijevimi elementi). S hitrejšim obremenjevanjem povzročimo, da bo izračunan togostni modul modeliranega materiala nekoliko višji, izračunan Poissonov količnik pa nekoliko nižji od vhodnega (Slika 4.5 in Slika 4.39). Material z višjim Poissonovim količnikom je manj tog (ima nižji togostni modul, enačba 2.6). Nižja hitrost obremenjevanja omogoča materialu, da ima dovolj časa za deformacijo v posameznem časovnem koraku (višji Poissonov količnik), zato se bo na spremembe odzval manj togo (nižji togostni modul) in obratno. Ko simulacije poganjamo s primerno hitrostjo obremenjevanja, se oba togostna parametra stabilizirata, saj je časovni korak numerične analize ustrezen.

Odziv numeričnih laboratorijskih preiskav, glede na spreminjanje hitrosti obremenjevanja, je odvisen predvsem od tega, ali je pri izbrani hitrosti obremenjevanja deformacijski korak ustrezen. Če je hitrost obremenjevanja dovolj nizka, numerični model znotraj vsakega časovnega koraka najde ravnotežje in poda napovedi, ki so v skladu s pričakovanji. V nasprotnem lahko pričakujemo slabše napovedi numeričnega modela, ki se odražajo na večji napaki rezultata in nestabilnosti numeričnega modela. Zaradi tega je priporočljivo izvajati numerične simulacije s hitrostjo obremenjevanja, ki dosežejo deformacijski korak med  $10^{-5}$  in  $10^{-7}$  mm/korak, kot je bilo že navedeno zgoraj.

### 6.2.3 Gostota Voronoijevih elementov

V okviru te raziskave je bilo ugotovljeno, da gostota Voronoijevih elementov vpliva na trdnost in togost simuliranega materiala v numeričnem laboratoriju. Z naraščajočo gostoto Voronoijevih elementov trdnost modeliranega materiala in njena relativna standardna deviacija (RSD) najprej upadeta, nato pa konvergira k ustrezni vrednosti (Slika 4.41). Z višanjem gostote Voronoijevih elementov se v modelu generirajo manjši Voronoijevi elementi, kar omogoča lažje simuliranje razpoke v jasno in ravno linijo oziroma strižno cono (Slika 4.43). Tako vpliv na obliko porušne razpoke z naraščajočo gostoto Voronoijevih elementov postaja vedno manjši, kar se posledično odraža tudi na obliki napetostno-deformacijske krivulje (Slika 4.42). Poleg tega, zaradi vedno višje gostote Voronoijevih elementov, ima tudi porazdelitveno število (poglavje 3.2.7) vedno manjši vpliv na obliko porušne razpoke, kar se odraža na nižanju napake (RSD) porušne trdnosti (Slika 4.41b).

Nekoliko drugačen odziv v primerjavi z modeli preiskav pravokotnih oblik (to so: direktna natezna preiskava, enoosna tlačna preiskava in dvoosna preiskava), se pojavi v simulacijah Brazilske preiskave. To je tudi pričakovano, saj Brazilska preiskava ima robne pogoje, ki niso neodvisni od lastnosti materiala, zato preiskava ni interpretirana na enak način kot ostale laboratorijske preiskave. Pri izvedbi Brazilske preiskave nimamo kontrole nad deviatorjem napetosti  $\sigma_1 - \sigma_3$ , kar se odraža na drugačnem trendu rezultatov. V Brazilski preiskavi trdnost modeliranega materiala še vedno vpada, kljub naraščanju gostote Voronoijevih elementov ter stabilizaciji RSD (Slika 4.41). Okrogla geometrija modela Brazilske preiskave omogoča pritrjenim točkam s predpisanimi robnimi pogoji, da so razvrščene v blago ukrivljeni liniji. Kot smo spoznali v poglavju 3.8, pritrjene točke predstavljajo mesta, kjer beležimo sile in pomike ter tako neposredno vplivajo na končni rezultat analize.

S pomočjo občutljivostnih analiz je bilo ugotovljeno območje, kjer je vpliv gostote Voronoijevih elementov na trdnost in togost materiala zanemarljivo nizek in hkrati je čas opravljene analize še sprejemljiv. To območje je med 10 in 25 Voronoijevimi elementi na premer modela vzorca. Če predpostavimo, da vsak Voronoijev element predstavlja zrna v intaktni kamnini, je to v skladu s priporočili. Iz standardov, kjer je zahtevano, da je premer vzorca najmanj 10 (ASTM, 2008b) oziroma 20 (Fairhurst in Hudson - ISRM, 1999) krat večji od največjega zrna. Na priporočenem območju bomo dosegli cca. 5 % RSD ob testiranju vzorca s poljubnim porazdelitvenim številom. Kljub temu, da model Brazilske preiskave ne kaže jasne stabilizacije trdnosti simuliranega materiala, je priporočljivo uporabiti enako gostoto Voronoijevih elementov, ker se s tem zagotovi konsistentnost analiz.

Ugotovljeno je, da gostota Voronoijevih elementov vpliva na povprečni togostni modul in Poissonov količnik simuliranega materiala (Slika 4.44). Večja gostota Voronoijevih elementov vpliva na znižanje povprečnega togostnega modula simuliranega materiala, a zvišanje Poissonovega količnika simuliranega materiala. Razlog temu je najverjetneje v večjem številu kontaktov (mikro razpok) v modelu z višjo gostoto Voronoijevih elementov, kot v modelu z manjšo gostoto Voronoijevih elementov. Kontakti omogočajo premikanje in drsenje, torej so mesta za doprinos večjih deformacij materiala na nivoju mikrorazpok. Ugotovljeno je, da večje število kontaktov povzroči beleženje večjih deformacij in posledično znižanje povprečnega togostnega modula ter zvišanje Poissonovega količnika simuliranega materiala.

#### 6.2.4 Heterogenost Voronoijevih elementov

V numeričnem modelu, ki ga definiramo z Voronoijevimi elementi, lahko s pomočjo porazdelitvenega števila in števila iteracij (poglavje 3.2.7) vplivamo na heterogeno zgradbo simuliranega materiala. V tem primeru je termin heterogenosti uporabljen za opis heterogenosti intaktnih kamnin na nivoju zrn.

Ker porazdelitveno število vpliva na heterogeno zgradbo modela, lahko s tem posredno vplivamo tudi na raztresenost rezultatov simuliranih numeričnih preiskav (Slika 4.45). Podoben pojav poznamo tudi v laboratoriju, kjer zaradi raznolikosti mikrostrukture enakega materiala, dobimo nekoliko različen rezultat preiskave. Ugotovljeno je, da velikost raztresenosti rezultatov ni odvisna (samo) od porazdelitvenega števila, ampak tudi od gostote Voronoijevih elementov. Kot je pojasnjeno v poglavju 6.2.2, večja gostota Voronoijevih elementov omogoča formiranje razpoke s podobno obliko, kot pri nekem drugem porazdelitvenem številu, kar vpliva na vedno manjšo raztresenost rezultatov.

V nadaljevanju je ugotovljeno, da pri preiskavah, kjer prevladuje tlačno napetostno stanje (npr. Brazilska preiskava, enoosna tlačna preiskava, dvoosna preiskava ipd.) ima porazdelitev Voronoijevih elementov večji vpliv na rezultate kot pri preiskavah, kjer prevladuje natezno napetostno stanje (npr. direktna natezna preiskava). Tlačno napetostno stanje ob porušitvi vzorca izzove drsenja med posameznimi Voronoijevimi poligoni, zato je pri tem ključnega pomena usmerjenost posameznih Voronoijevih kontaktov. Če so Voronoijevi kontakti v večini usmerjeni paralelno glede na smer maksimalne glavne napetosti, bo porušitev vzorca dosežena pri nižji porušni trdnosti. Če pa so Voronoijevi kontakti v večini usmerjeni prečno glede na smer maksimalne glavne napetosti, bo porušitev vzorca dosežena pri višji porušni trdnosti in običajno v daljšem času. V nateznem napetostnem stanju je drsenje med Voronoijevimi kontakti minimalno oziroma zanemarljivo. Kontakti se v večini odpirajo, kar onemogoča njihovo medsebojno drsenje, zato zaključujemo, da geometrija Voronoijevih kontaktov v tem primeru nima bistvenega vpliva na natezno trdnost.

Ugotovljeno je, da porazdelitveno število ima še posebej velik vpliv na rezidualni del napetostno-deformacijske krivulje, saj po porušitvi pride do trenja in drsenja med Voronoijevimi kontakti. Definiranje ustreznega porazdelitvenega števila Voronoijevih elementov omogoča simulacijo rezidualnega dela napetostno-deformacijske krivulje, ki je

skladna z rezultati vzorca preiskanega v laboratoriju. Iz tega lahko zaključimo, da neprimerno porazdelitveno število lahko, kljub drugim ustreznim vhodnim mikroparametrom generira rezidualno obnašanje modeliranega materiala, kot je npr. utrjevanje, ki ni opaženo v laboratoriju pri preiskovanju kamnin.

Občutljivostna analiza števila iteracij je pokazala vpliv na heterogeno zgradbo modela, kjer se z večjim številom iteracij generira vedno bolj urejen Voronoijev mozaik, kar je v skladu s pričakovanji. Na tak način postajajo razlike v geometriji med različnimi Voronoijevimi mozaiki, generiranih z visokim, a različnim številom iteracij, vedno bolj manjše. Z višanjem števila iteracij se to posledično ugodno odraža na stabilizaciji porušne trdnosti materiala (Slika 4.48).

S številom iteracij lahko definiramo urejenost zrnivosti materiala v modelu in se s tem bolj približamo realni mikrostrukturi materiala. Ugotovljeno je, da število iteracij nižje od 50 generira precej heterogeno zgradbo Voronoijevega mozaika, kar bi lahko bilo primerno za modeliranje mikrostrukture magmatskih kamnin (npr. granit). Število iteracij med 50 in 250 generira bolj homogeno zgradbo Voronoijevega mozaika, ki je primerna za numerično modeliranje mikrostrukture sedimentnih kamnin. Zelo visoko število iteracij (večje od 250) generira zelo urejeno zgradbo Voronoijevega mozaika, kar ima za posledico neobičajne napovedi oblik porušitve modeliranega materiala, ki niso značilne za kamnine (Slika 4.49). Na podlagi rezultatov občutljivostnih analiz, v modelih intektne kamnine, lahko zaključimo, da je priporočljivo uporabiti število iteracij manj kot 250. Kljub tem priporočilom moramo ob definiranju števila iteracij, v prvi vrsti vedno opazovati, ali porušitev materiala in nastanek razpoke dovolj realno opisuje obnašanje naravnega materiala.

### 6.2.5 Gostota diferenčne mreže v modelu kontinuuma in v modelu z Voronoijevimi elementi

V občutljivostnih analizah je bilo ugotovljeno, da v modelu kontinuuma ima gostota diferenčne mreže vpliv na Brazilsko trdnost (Slika 4.7) ter zanemarljiv vpliv na deformacijske in trdnostne lastnosti ostalih modelov preiskav (Slika 4.10). Z višanjem gostote diferenčne mreže (višanje razmerja  $d:d_e$ , ki predstavlja razmerje med premerom vzorca v modelu  $d$  in velikostjo trikotnih elementov diferenčne mreže  $d_e$ ), Brazilska trdnost limitira k ustrezni vrednosti (poglavje 4.2.4, Slika 4.7), kar je v skladu s pričakovanji. Rezultati numeričnih analiz so pokazali, da ima gostota diferenčne mreže zanemarljiv vpliv na obnašanje modela Brazilske preiskave ter je čas opravljene analize še sprejemljiv, če je razmerje  $d:d_e$  med 25 in 35.

Vzroki za različen odziv med modelom Brazilske preiskave in modeli direktne natezne preiskave, enoosne tlačne preiskave in dvoosne preiskave so bili pojasnjeni že v poglavju 6.2.3. Pri izvedbi Brazilske preiskave nimamo kontrole nad deviatorjem napetosti  $\sigma_1 - \sigma_3$ , kar se odraža na drugačnem trendu rezultatov. Različna geometrija med modeli (krog/pravokotnik) omogoča pritrjenim točkam, da ležijo na liniji, katere oblika je odvisna od geometrije modela, nakar to vpliva na končen rezultat analize. V modelu Brazilske preiskave so pritrjene točke, ki definirajo robne pogoje modela, razporejene na ukrivljeni liniji. Medtem ko so robni pogoji pri ostalih modelih enakomerno razporejeni vzdolž obremenitvenih stranic, zato gostota diferenčne mreže tu nima bistvenega vpliva na rezultat.

Analognost rezultatov občutljivostne analize gostote diferenčne mreže v modelu kontinuuma najdemo tudi, če opazujemo vpliv velikosti vzorca na obnašanje modeliranega materiala. Modeli v numeričnem laboratoriju, ki so pravokotne oblike, kažejo zanemarljiv vpliv velikosti vzorca na deformacijske in trdnostne lastnosti modeliranega materiala. Pri testiranju velikost vzorca modela Brazilske preiskave pa opazimo vpad trdnosti z večanjem vzorca, kar je posledica robnih pogojev in formulacije modela.



Iz občutljivostnih analiz je bilo ugotovljeno, da je geometrija diferenčne mreže v modelu z Voronoijevimi elementi odvisna od razmerja med dolžino Voronoijevih elementov  $d_{Vor}$  in dolžino trikotnega elementa  $d_e$ . Ker je dolžina elementa diferenčne mreže definirana kot maksimalna velikost trikotnega elementa, lahko dosežemo kritično vrednost, kjer sta dolžina Voronoijevega elementa in dolžina elementa diferenčne mreže enaki ( $d_{Vor} = d_e$ ). Če je dolžina elementa diferenčne mreže večja ali enaka od dolžine Voronoijevega elementa ( $d_{Vor} \leq d_e$ ), bo generirana diferenčna mreža identična, neglede na povečanje dolžine elementa diferenčne mreže.

Opisano lahko neposredno povežemo z odzivom modela z Voronoijevimi elementi za vse simulirane preiskave. Ko velja  $d_{Vor} \leq d_e$ , se izkaže, da bo oblika napetostno-deformacijske krivulje enaka (Slika 4.50), ne glede na to, kako zelo bomo še zvišali velikost elementa diferenčne mreže. Če pa velja  $d_{Vor} > d_e$  (diferenčno mrežo gostimo), se to odraža z rahlim padcem porušne trdnosti, in sicer približno za 5 % porušne trdnosti na testiranem intervalu (Slika 4.51a). Nekoliko drugačen odziv, v primerjavi z ostalimi preiskavami, je bil opazen v modelu direktne natezne preiskave, kjer z naraščajočim razmerjem  $d_{Vor} : d_e$ , tudi natezna trdnost blago narašča. Razlaga temu bi lahko bilo natezno napetostno stanje, ki je drugačno od ostalih preiskav, kjer prevladuje tlačno napetostno stanje.

Na podlagi rezultatov občutljivostnih analiz je priporočljivo izbrati razmerje  $d_{Vor} : d_e$  približno med 1,5 in 4, ki zagotavlja časovno učinkovite analize in rezultate primernim obnašanju naravnim materialom. Z namenom zagotavljanja medsebojne primerljivosti in konsistentnost vseh simuliranih preiskav, je priporočljivo, da je gostota diferenčne mreže v vseh modelih preiskav enaka.

### 6.2.6 Oblika vzorca v modelu kontinuuma in v modelu z Voronoijevimi elementi

Razmerje stranic višine in premera  $h : d$  testiranega vzorca je pomemben robni pogoj, ki mora biti predhodno definiran za izvajanje vsake laboratorijske preiskave. Podoben vpliv razmerja stranic na izmerjene trdnostne in deformacijske lastnosti ter na krhkost laboratorijskega vzorca je ugotovljen tudi v numeričnem modelu z Voronoijevimi elementi. V modelu enoosne tlačne preiskave in dvoosne preiskave z naraščajočim razmerjem stranic  $h : d$  vpada napoved trdnosti materiala, vpliv na napoved deformacijskih lastnosti pa je zanemarljiv (Slika 4.54). Podobno kot v laboratoriju se trdnost materiala začne stabilizirati, ko je razmerje stranic večje ali enako 2,0. V laboratorijskih standardih je priporočeno razmerje stranic med 2,0 in 2,5 (ASTM, 2008b) oziroma 2,5 in 3,0 (Bieniawski, 1979), kar se ujema z numeričnimi simulacijami. Kot je pričakovano, numerični modeli vzorcev z visokim razmerjem stranic  $h : d$  imajo bolj krhek odziv modeliranega materiala, v primerjavi z vzorci z nižjim razmerjem stranic (Slika 4.53).

Sicer je tako obnašanje numeričnih preiskav skladno z realnimi laboratorijskimi opazovanji (poglavje 2.2.3), vendar je vzrok pri enem in drugem za tak odziv drugačen. Za konkretne numerične preiskave tega pojava ne moremo razložiti s trenjem med vzorcem in mestom obremenjevanja, torej podobno kot si to razlagamo pri klasičnih laboratorijskih preiskavah. V razvitem numeričnem okolju so numerične preiskave postavljene brez dodatnih elementov, ki bi ponazarjali kovinsko ploščo (glavo) obremenjevanja, ampak v njih pritrjene točke neposredno delujejo na vzorec. Tako glavni dejavnik tega so prav gotovo pritrjene točke, ki preprečujejo nemoteno deformiranje modela vzorca ter posredno vplivajo na večje trenje med Voronoijevimi elementi.

V numeričnem laboratoriju je mehanizem vpliva robnih pogojev na napoved mehanskega obnašanja vzorca nekoliko drugačen. Če je vzorec ploščat, potem je polje napetosti v vzorcu nehomogeno in so rezultati preiskav nezanesljivi. Večji del zunanjih robnih pogojev modela je vpetih s pritrjenimi točkami, ki vplivajo na povišanje horizontalne napetosti. Posledično se poligoni težje razmikajo, saj med njimi prihaja do povišanega trenja in s tem do višje

napovedi porušne trdnosti materiala. Vzorci paličastih oblik imajo manjši premer in zato tudi manjši vpliv pritrjenih točk na porušitev modeliranega materiala.

Vpliv razmerja stranic ima zanemarljiv vpliv na deformacijske in trdnostne lastnosti direktne natezne preiskave. Trenje med poligoni je zanemarljivo, saj se poligoni med seboj razmikajo, zato je vpliv razmerja stranic na natezno trdnost zanemarljiv (Slika 4.54).

V modelu kontinuuma se vpliv razmerja stranic odraža le na horizontalni napetosti. Pri paličastih vzorcih, kjer je premer in vpliv pritrjenih točk majhen, se v vzorcu ustvari nižja horizontalna napetost. Pri ploščatih vzorcih pa je vpliv pritrjenih točk večji, zato se v vzorcu ustvari višja horizontalna napetost.

### **6.2.7 Parametri togosti v modelu kontinuuma in v modelu z Voronoijevimi elementi: Youngov modul, Poissonov količnik, normalna in strižna togost**

Togost je v linearnem delu modela kontinuuma definirana z Youngovim modulom in Poissonovim količnikom, v modelu z Voronoijevimi elementi pa še z normalno in strižno togostjo Voronoijevih kontaktov.

V skladu s pričakovanji vhodni Youngov modul vpliva na izračunan togostni modul in vhodni Poissonov količnik vpliva na izračunan Poissonov količnik v obeh modelih (v modelu kontinuuma in v modelu z Voronoijevimi elementi). Togostni odziv modela z Voronoijevimi elementi je odvisen od načina interakcij med Voronoijevimi kontakti. Ugotovljeno je tudi, da v modelu z Voronoijevimi elementi vhodni Youngov modul vpliva na izračunan Poissonov količnik (Slika 4.61b), kar lahko pojasnimo na naslednji način. Ko modeliranemu materialu predpišemo visok Youngov modul, se bo ta obnašal zelo toga, zato bodo Voronoijevi kontakti kompenzirali večji del deformacij. To se odraža na večjem pomiku Voronoijevih kontaktov in posledično na višji vrednosti izračunanega Poissonovega koeficienta. Ko pa bomo materialu predpisali nizek Youngov modul, se bo ta obnašal manj toga, zato bodo Voronoijevi elementi sprejeli več deformacij kot Voronoijevi kontakti. Med Voronoijevimi kontakti bo tako prišlo do manjših pomikov, zato bo tudi izračunan Poissonov količnik nižji.

Vhodni Youngov modul vpliva tudi na trdnost modela vzorca, vendar je to bilo opaženo samo v modelu Brazilske preiskave v modelu z Voronoijevimi elementi (Slika 4.60). Kot je bilo zgoraj pojasnjeno (poglavji 6.2.3 in 6.2.5), se v Brazilski preiskavi, kjer nimamo kontrole nad deviatorjem napetosti  $\sigma_1 - \sigma_3$ , vpliv trdnosti in togosti materiala prepletajo, saj je napetostno stanje okoli razpoke pogojeno s togostjo materiala.

V sklopu občutljivostnih analiz je bilo ugotovljeno, da normalna in strižna togost oziroma razmerje teh togosti  $k_n/k_s$  in  $k_s/k_n$  vplivajo na deformacijske in trdnostne lastnosti modela z Voronoijevimi elementi. Vpliv normalne oziroma strižne togost na trdnost modeliranega materiala lahko ločimo na dva trenda, in sicer na trend, ki ponazarja modele nateznih preiskav (Brazilska in direktna natezna preiskava) in trend, ki ponazarja modele tlačnih preiskav (enoosna tlačna preiskava in dvoosna preiskava). Tlačni trdnosti enoosne tlačne preiskave in dvoosne preiskave počasi naraščata, medtem kot Brazilska trdnost in direktna natezna trdnost se hitro stabilizirata na testiranem intervalu togosti (Slika 4.65 in Slika 4.68). Podrobneje je ta pojav pojasnjen v poglavju 4.3.14 oziroma 4.3.15.

Na podlagi napetostno-deformacijskih krivulj (Slika 4.64 in Slika 4.67) in vpliva razmerja togosti na trdnost (Slika 4.65 in Slika 4.68) se lahko napove primeren razpon normalne in strižne togosti tako, da je obnašanje modelov v skladu z obnašanjem kamnin, ki ga preiskujemo v laboratoriju. Ugotovljeno je bilo tudi, da razmerje togosti  $k_n/k_s$  manjše od 1,0 in večje od 20,0 (oziroma razmerje togosti  $k_s/k_n$  manjše od 0,05 in večje od 1,0) ni ustrezno. Okvirne vrednosti razmerja togosti  $k_n/k_s$ , kjer lahko pričakujemo rezultate primerne

laboratorijskim, so torej na intervalu med 1,0 in 20,0 (oziroma za razmerje togosti  $k_s/k_n$  na intervalu med 0,05 in 1,0).

V nadaljevanju občutljivostnih analiz je bilo ugotovljeno, da z razmerjem togosti lahko kontroliramo razmerje med Brazilsko in direktno natezno trdnostjo ter deloma tudi razmerje med natezno in enoosno tlačno trdnostjo (več o slednjem bo napisano v poglavju 6.2.8). To dejstvo nam omogoča simuliranje podobnega trdnostnega razmerja, kot ga poznamo iz laboratorija (poglavje 2.2.5). Kljub zgoraj navedenim ugotovitvam, usmeritve, na katerem intervalu razmerja togosti Brazilska trdnost preseže direktno natezno trdnost, je težko podati, saj je obnašanje modela odvisno od vhodnih mikroparametrov (npr. kohezije, strižnega kota, natezna trdnost ipd.).

Vpliv normalne in strižne togosti oziroma razmerja togosti  $k_n/k_s$  in  $k_s/k_n$  na povprečni togostni modul modela vzorca in Poissonov količnik modela vzorca kaže zelo podoben trend pri vseh štirih preiskavah v numeričnem laboratoriju. Ugotovljeno obnašanje je tudi v skladu z izsledki iz literature, kjer so do enakih ugotovitev prišli tudi Diederich (2000), Potyondy in Cundall (2004) in Kazerani in Zhao (2010) v podobnih numeričnih simulacijah. Enako so ugotovili, da je kljub spreminjanju strižne oziroma normalne togosti, njun vpliv na povprečni togostni modul modela vzorca in Poissonov količnik modela vzorca zanemarljiv, ko razmerje togosti preseže ustrezno vrednost. Tak zaključek omogoča kalibracijo mikroparametrov strižne in normalne togosti, tako da je odziv modela primeren obnašanju realne kamnine, kjer sta povprečni togostni modul modela vzorca in Poissonov količnik modela vzorca enaka njunim vrednostim v realni kamnini, katero poskušamo simulirati.

### **6.2.8 Trdnostni parametri v modelu kontinuuma in v modelu z Voronoijevimi elementi: kohezija, strižni kot in natezna trdnost**

Trdnostni parametri v modelu kontinuuma so: kohezija, strižni kot in natezna trdnost; v modelu z Voronoijevimi elementi pa: kohezija Voronoijevih kontaktov, strižni kot Voronoijevih kontaktov in natezna trdnost Voronoijevih kontaktov.

V obeh numeričnih modelih, tako v modelu kontinuuma kot tudi v modelu z Voronoijevimi elementi, so parametrične in občutljivostne analize kohezije pokazale podoben vpliv na obnašanje modeliranega materiala. V modelu kontinuuma je način porušitve oziroma formiranje plastičnih točk odvisen od tega, katerega dela porušne ovojnice (nateznega ali strižnega) se dotakne Mohrov krog. V primeru dotika natezne porušne ovojnice oziroma natezne funkcije tečenja, se bodo formirale predvsem natezne plastične točke. In obratno, v primeru dotika strižne funkcije tečenja, pa bo prišlo do formiranja strižnih plastičnih točk. Od napetostne poti do porušitve je tudi odvisno, kakšne oblike bo napetostno-deformacijska krivulja modeliranega materiala. V prvem primeru bo obnašanje materiala krhko, v drugem pa linearno elastično - idealno plastično (duktilno).

Analogno temu lahko razložimo tudi obnašanje modeliranega materiala v modelu z Voronoijevimi elementi, saj kontakti med Voronoijevimi elementi sledijo Coulombovem zdrsnem modelu razpok (poglavje 3.3.4). Razlika je le v tem, da se tu porušitev dogaja na kontaktih, v modelu kontinuuma pa v zveznem materialu s tvorbo plastičnih točk. Zato ima kohezija podoben vpliv na obnašanje modeliranega materiala v obeh numeričnih modelih.

V sklopu občutljivostnih analiz je ugotovljeno, da Brazilska trdnost in direktna natezna trdnost najprej naraščata z naraščajočo kohezijo, nato pa se, kljub višanju kohezije modeliranega materiala, ustalita in stabilizirata (Slika 4.27). Ko je kohezija relativno nizka, v primerjavi z natezno trdnostjo, je porušitev materiala kontrolirana s strižno funkcijo tečenja (Slika 4.28a). Ko pa je kohezija dovolj visoka, postane porušitev materiala kontrolirana z natezno funkcijo tečenja (Slika 4.28b), ki ne omogoča nadaljnega naraščanja trdnosti (Slika 4.27).

Razlaga vpliva kohezije na modeliran material v enoosni tlačni in dvoosni preiskavi je nekoliko bolj preprosta kot v modelih natezne porušitve vzorcev. Porušitev je pri teh dveh preiskavah kontrolirana s strižno funkcijo tečenja, korelacija med kohezijo in porušno trdnostjo modeliranega materiala pa je linearna (Slika 4.27, Slika 4.71).

Pri zelo visokih vrednostih kohezije so rezultati parametričnih in občutljivostnih analiz podali napoved ponovnega utrjevanja modeliranega materiala po porušitvi vzorca, kar ni realno za kamnine. Takšno obnašanje je rezultat numeričnih omejitev, ki se v modelu ustvarijo pri konvergenci po porušitvi, zato se uporaba relativno visokih vrednosti kohezije odsvetuje. Na podlagi občutljivostnih analiz je bilo ugotovljeno, da realne rezultate lahko pričakujemo, ko je kohezija do največ 5-krat večja od natezne trdnosti. Podoben odziv modela Brazilske preiskave je bil opažen tudi v GBM modelu (Bahrani et. al, 2012, poglavje 2.6.3), kjer je avtor moral znižati natezno trdnost vezi (ang. *parallel bond tensile strength*), če je želel doseči krhko obnašanje modeliranega materiala.

Parametrične in občutljivostne analize strižnega kota so pokazale podoben vpliv na obnašanje modeliranega materiala v obeh numeričnih modelih, tako v modelu kontinuuma kot v modelu z Voronoijevimi elementi.

Vpliv strižnega kota lahko razložimo na podoben način kot občutljivostne analize kohezije. Brazilska in direktna natezna trdnost sta kontrolirani z natezno in strižno funkcijo tečenja. Ugotovljeno je bilo, da pri nizkih in srednjih strižnih kotih je direktna natezna trdnost konstantna (Slika 4.30 in Slika 4.74) in kontrolirana z natezno funkcijo tečenja (Slika 4.28b). Vendar je v modelu Brazilske preiskave pri nizkih in srednjih strižnih kotih opazno blago naraščanje Brazilske trdnosti, ki je bolj očitno v modelu kontinuuma (Slika 4.30), kot pa v modelu z Voronoijevimi elementi (Slika 4.74). Pri višjih (nerealnih) strižnih kotih je pri obeh natezних preiskavah opazen padec natezne trdnosti z naraščajočim strižnim kotom (Slika 4.30 in Slika 4.74). Tedaj je porušitev kontrolirana s strižno funkcijo tečenja (Slika 4.28a).

V modelu enoosne tlačne in dvoosne preiskave je vpliv strižnega kota na napetostno-deformacijsko krivuljo podoben v obeh numeričnih modelih. V skladu s pričakovanji je ugotovljeno, da z naraščajočim strižnim kotom porušna trdnost hitro narašča (Slika 4.30 in Slika 4.74) in je kontrolirana s strižno funkcijo tečenja.

Ugotovljeno je bilo, da se največja razlika med modelom kontinuuma in modelom z Voronoijevimi elementi pokaže pri občutljivostni analizi parametra natezne trdnosti. Podobno, kot je bilo to ugotovljeno že pri občutljivostnih analizah kohezije in strižnega kota, je obnašanje modeliranega materiala v modelu kontinuuma odvisno od tega, katerega dela porušne ovojnice se dotakne Mohrov krog pri porušitvi. Ko je natezna trdnost nizka, bo porušitev v Brazilske in direktne natezne preiskave kontrolirana z natezno funkcije tečenja (Slika 4.28b). Ko pa je natezna trdnost dovolj visoka, postane porušitev modeliranega materiala kontrolirana s strižno funkcija tečenja (Slika 4.28a), ki ne omogoča nadaljnega naraščanja trdnosti (Slika 4.33). V enoosni tlačni in dvoosni preiskavi modela kontinuuma je odziv modeliranega materiala na spremembo natezne trdnosti zanemarljiv, kar je v skladu s pričakovanji (Slika 4.33).

Poleg tega je v modelu Brazilske preiskave opazno utrjevanje materiala v rezidualnem delu napetosno-deformacijske krivulje, ko je vhodna vrednost natezne trdnosti zelo nizka. To se pojavi zaradi podobnega vzroka, kot pri utrjevanju modeliranega materiala pri povišanju kohezije, kar je verjetno rezultat numeričnih omejitev pri konvergenci porušenega modela. V okviru občutljivostne analize je bilo ugotovljeno, da realne rezultate lahko pričakujemo, ko je razmerje med kohezijo in natezno trdnostjo največ 5:1.

Popolnoma drugačen odziv modeliranega materiala v občutljivostni analizi natezne trdnosti dobimo v modelu z Voronoijevimi elementi. Trdnost v vseh modelih preiskav v numeričnem

laboratoriju (t.j. Brazilska natezna trdnost, direktna natezna trdnost, enoosna tlačna trdnost in porušna trdnost dvoosne preiskave) kaže nelinearno naraščanje z naraščajočo natezno trdnostjo (Slika 4.77). Tako obnašanje Voronoijevega modela nakazuje, da vhodna natezna trdnost Voronoijevih kontaktov nima direktnega vpliva na obnašanje modela, kot je bilo to opaziti v modelu kontinuuma. Natezna trdnost Voronoijevih kontaktov na obnašanje modela vpliva posredno, direktno vpliva le na vsak posamezni Voronoijev kontakt v modelu. Zaradi tega je potrebno vsak vhodni parameter modela z Voronoijevimi elementi kalibrirati v procesu kalibracije intaktnega materiala. V okviru raziskovalnega dela so bili za to razviti primerni metodološki postopki, ki so povzeti v poglavju 6.3.

### 6.2.9 Kot razmikanja v modelu kontinuuma in v modelu z Voronoijevimi elementi

V skladu z definicijo kota razmikanja (poglavje 2.3.3), le-ta vpliva izključno na rezidualni del napetostno-deformacijske krivulje v obeh numeričnih modelih (v modelu kontinuuma in v modelu z Voronoijevimi elementi). V skladu s formulacijo Mohr-Coulombovega konstitutivnega modela (poglavje 3.3.3) oziroma Coulombovega modela razpok (poglavje 3.3.4), se kot razmikanja aktivira šele po poružitvi modela vzorca.

V skladu s pričakovanji je v občutljivostnih analizah ugotovljeno, da v modelu kontinuuma z višjim kotom razmikanja dosežemo višjo rezidualno trdnost modela vzorca. To je posledica formulacije Mohr-Coulombovega konstitutivnega modela, kjer višji kot razmikanja povzroči, da material lahko sprejme več deformacije in zato posledično teži k utrjevanju.

V modelu z Voronoijevimi elementi je nekoliko drugače, ker se enak učinek doseže posredno, saj tu poligoni predstavlja mikrostrukturo intaktne kamnine. Trdnostne lastnosti, ki jih pripišemo Voronoijevim kontaktom kontrolirajo njihovo porušitev tekom obremenjevanja modela vzorca in s tem postopen njihov razvoj v makro razpok. Ta proces nastajanja novih razpok je neposredno povezan s kotom razmikanja modeliranega materiala (poglavje 2.2.2) in vpliva na trdnostne lastnosti modeliranega materiala.

Kot razmikanja Voronoijevih kontaktov vpliva na obnašanje modeliranega materiala šele tedaj, ko pride do intenzivnega drsenja med poligoni, kar je dejansko po poružitvi modela vzorca. Iz občutljivostnih analiz je ugotovljeno, da višji kot razmikanja na kontaktnih povzroča nižjo rezidualno trdnost, kar je ravno obratno, kot je bilo opazovano v modelu kontinuuma. Višji kot razmikanja omogoča poligonom večji medsebojni razmak in nadalje hipno porušitev, ki ustvari nižjo napoved rezidualne trdnosti. V modelu direktne natezne preiskave je nastanek porušitve modeliranega materiala skorajda istočasen zaključku preiskave (napetost upade na 0,0 MPa), zato se kot razmikanja ne aktivira (je enak  $0^\circ$ ). Poleg tega je tu prevladujoče natezno napetostno stanje, kjer se poligoni v večini razmikajo, drsenje in trenje med njimi pa je minimalno. Tako obnašanje je v skladu z obnašanjem kamnin v laboratoriju (poglavje 2.2.2), zato je to tudi prednost Voronoijevega modela.

### 6.2.10 Model direktne strižne preiskave

Občutljivostne analize modela direktne strižne preiskave (poglavje 3.8.5) omogoča opazovanje vpliva numeričnih parametrov na obnašanje diskontinuitete. Poznavanja mehanskega obnašanja ene individualne diskontinuitete v modelu direktne strižne preiskave, omogoča ekstrapolacijo napovedi obnašanja posameznih diskontinuitet v SRM modelu.

Iz občutljivostnih analiz je bilo ugotovljeno, da gostote diferenčne mreže vpliva na napoved oblike krivulje strižne trdnosti in s tem posledično tudi na strižno trdnost diskontinuitete. Da bi bil vpliv gostote diferenčne mreže zanemarljiv na mehansko obnašanje diskontinuitete, je priporočljivo, da je velikost diferenčnega elementa  $d_e$  vsaj 50-krat manjša od dolžine diskontinuitete  $j_D$  oziroma velikosti modela, torej velja, da je  $j_D : d_e = \min(50)$ .

Testiranje dolžine diskontinuitete v modelu direktne strižne preiskave je pokazalo, da z dolžino diskontinuitete vrhunska strižna trdnost diskontinuitete upada, rezidualna strižna trdnost pa ostaja nespremenjena (Slika 4.83). Iz občutljivostnih analiz je bilo ugotovljeno, da redukcija vrhunske strižne trdnosti z večanjem dolžine diskontinuitete izhaja iz fenomena kota razmikanja in nastane zaradi momenta, ki se ustvari v zgornjem bloku, ko začne ta drseti ob diskontinuiteti. Moment sili zgornji blok k prevrnitvi, zato normalna napetost preko vseh kontaktov vzdolž diskontinuitete ni več enakomerna. Tako je v nekaterih kontaktih mejna strižna trdnost in s tem porušitev dosežena prej, kot v ostalih kontaktih. Na tak način postane vrhunska strižna trdnost funkcija normalne napetosti, kar se odraža na njeni redukciji ob daljšanju diskontinuitete, saj je ob različno dolgih diskontinuitetah normalna napetost porazdeljena preko različnih dolžin.

Opažena redukcija strižne trdnosti z večanje diskontinuitete je v skladu s pričakovanim obnašanjem diskontinuitet v naravi (Barton et al, 1985, poglavje 2.3.4). Drsenje in rotacija intaktnih blokov pri obremenjevanju SRM bloka, lahko povzroči podoben numerični učinek kot je bi opažen v modelu direktne strižne preiskave. Zato se je ta pojav privzelo kot opis pojava vpliva merila diskontinuitet (poglavje 2.3.4) v numeričnem modelu sintetične kamninske mase. Zaradi tega parametrov diskontinuitet v SRM modelu ni bilo potrebno vnaprej korigirati glede na ustrezno njihovo dolžino in pri tem pričakovano strižno trdnost.

### **6.3 PROCES KALIBRACIJE INTAKTNEGA MATERIALA V MODELU Z VORONIJEVIMI ELEMENTI**

#### **6.3.1 Uvod**

Kot smo že nekajkrat omenili, mikroparametrov modela z Voronijevimi elementi ne moremo neposredno izmeriti s standardnimi laboratorijskimi preiskavami tako, kot to lahko naredimo za vhodne parametre v modelu kontinuuma. Zaradi tega moramo do njihovih vrednosti priti posredno, in sicer s pomočjo procesa kalibracije modela intaktnega materiala. Koncepte procesa kalibracije intaktnega materiala sta vpeljala Potyondy in Cundall (2004), ki so bil razvit za modele delcev v PFC okolju. Kazerani in Zhao (2010) in Gao (2014) pa so te koncepte uporabili na modelih blokov.

Kot je bilo že razloženo v poglavju 3.9, v svoji osnovi je proces kalibracije iteracijski postopek, kjer iščemo en niz mikroparametrov, ki opiše mehansko obnašanje realnega intaktnega materiala, tako v nateznem, kot v tlačnem napetostnem stanju. Doprinos te raziskave na tem področju je poglobljena in razširjena študija parametričnih in občutljivostnih analiz (poglavje 4.3), ki je bila prvič detajlno narejena in je zato lahko odlično vodilo za proces kalibracije intaktnega materiala v modelu z Voronijevimi elementi. Poznavanje odziva modeliranega materiala na spremembo poljubnega vhodnega mikroparametra, omogoča temeljno razumevanje modela z Voronijevimi elementi ter hitrejšo in bolj kakovostno izvedeno kalibracijo intaktnega materiala. V nadaljevanju je bilo pridobljeno znanje iz parametričnih in občutljivostnih analiz aplicirano na procesu kalibracije intaktnega materiala na dveh realnih materialih - meljasti laporovec in peščenjak (poglavji 5.3.1 in 5.3.2), kot sestavnih delov flišne sekvence. Pomembne ugotovitve in glavni koraki, ki so bili ugotovljeni tekom procesa kalibracije omenjenih materialov so prikazani v nadaljevanju.

#### **6.3.2 Proces kalibracije intaktnega materiala**

Preden začnemo s kalibracijskim postopkom, moramo določiti vrsto, geometrijo in merilo numerične preiskave ter primerno gostoto Voronijevih elementov. Teoretično idealen model bi bil tako natančen, da bi v celoti zajel mikrostrukturo realnega materiala. Vendar take numerične analize bi bile časovno neučinkovite in najbrž tudi numerično nestabilne. Iz opravljenih občutljivostnih analiz je bilo ugotovljeno, da je optimalno, če v simulacijah izberemo gostoto Voronijevih elementov med 10 in 25 Voronijevimi elementi na premer

vzorca. Na ta način privzamemo, da so Voronoijski poligoni reprezentativni za simulacijo nehomogenosti v intaktni kamnini. Poleg tega moramo za izbrano velikost modela vzorca določiti ustrezno hitrost obremenjevanja. Na podlagi občutljivostnih analiz je bilo ugotovljeno, da mora le-ta zagotoviti deformacijski korak približno  $10^{-6}$  mm/korak.

V procesu kalibracije intaktnega materiala določimo primerne deformacijske in trdnostne lastnosti materiala, obliko napetostno-deformacijske krivulje ter obliko in način formiranja razpoke ob poružitvi. Tako določimo en niz mikroparametrov, ki opiše kvantitativno in kvalitativno obnašanje simuliranega materiala s ciljem, da se čim bolj približamo mehanskemu obnašanju realnega materiala. Za definiranje teh parametrov so primerne naslednje preiskave: direktna natezna preiskava ali Brazilska preiskava (natezna trdnost), enoosna tlačna preiskava (enoosna tlačna trdnost, Youngov modul in Poissonov količnik) in triosna tlačna preiskava (kohezija in strižni kot). Vendar sama kalibracija intaktnega numeričnega materiala je zadovoljiva pod pogojem, če poteka minimalno na dveh numeričnih preiskavah. Priporočljivo je, da sta to Brazilska preiskava in enoosna tlačna preiskava, saj material opišemo v nateznem in tlačnem napetostnem stanju. Pri tem se moramo zavedati, da je vsekakor najbolje, če proces kalibracije zajema vse štiri preiskave, ki smo jih predhodno obdelali v numeričnem laboratoriju. Na tak način dobimo zanesljiv nabor parametrov, ki je uporaben za različna napetostna stanja, katerim je lahko podvržena kamninska masa pri različnih inženirskih posegih v prostor.

Deformacijske lastnosti simuliranega materiala so vezane na definiranje Youngovega modula in Poissonovega količnika Voronoijskih poligonov ter na definiranje normalne in strižne togosti Voronoijskih kontaktov. V postopku kalibracije najprej z izvajanjem simulacij enoosne tlačne preiskave poiščemo ustrezno razmerje togosti  $k_n/k_s$ , ki nam poda približno vrednost iskanega Youngovega modula in Poissonovega količnika Voronoijskih poligonov. Poleg tega opazujemo tudi obliko napetostno-deformacijske krivulje, ali je skladna z laboratorijskimi rezultati. Nato sledijo še korekcije vhodnega Youngovega modula in Poissonovega količnika tako, da je izračunan Youngov modul in Poissonov količnik čim bolj enak tistemu, ki je izmerjen v laboratoriju na realnem materialu.

Naslednja faza v postopku kalibracije intaktnega materiala je določitev trdnostnih parametrov (kohezija, strižni kot in natezna trdnost). Kot je bilo že pojasnjeno, model Brazilske preiskave je zaradi svojih kompleksnih robnih pogojev v tlačnem napetostnem stanju definira natezno trdnost materiala. To pomeni, da je potrebno v isti preiskavi umeriti tako kohezijo in strižni kot, kot tudi natezno trdnost. Po drugi strani pa vemo, da je vrednost enoosne tlačne trdnosti v večji meri odvisna predvsem od kohezije in strižnega kota (poglavji 4.3.16 in 4.3.17). Natezna trdnost materiala v direktni natezni preiskavi, pa je v večji meri odvisna samo od vhodne vrednosti natezne trdnosti. Iz tega sledi, da sta Brazilska in enoosna tlačna preiskava minimalno potrebni preiskavi pri kalibriranju intaktne kamnine, saj ju obe povezuje kohezija in strižni kot.

En od možnih postopkov kalibracije je, da s simuliranjem Brazilske preiskave poiščemo primerno natezne trdnosti tako, da dobimo ustrezno Brazilsko trdnost. Nato simuliramo še enoosno tlačno preiskavo, kjer korigiramo kohezijo in strižni kot Voronoijskih kontaktov ter porazdelitveno število, tako da ujamemo želene enoosno tlačno trdnost in formacijo razpoke ob poružitvi. Pri tem moramo paziti, da je strižni kot ter razmerje med kohezijo in natezno trdnostjo dovolj nizko, da ob ponovni simulaciji Brazilske preiskave, še vedno dobimo krhko obnašanje modeliranega materiala oziroma tako, kot ga pričakujemo v laboratoriju.

Postopek kalibracije intaktnega materiala se ponavlja vse dokler en niz mikroparametrov opiše kvantitativno in kvalitativno mehansko obnašanje realnega materiala do želene natančnosti, tako v nateznem, kot tudi v tlačnem napetostnem stanju. Kot je bilo predstavljeno v poglavju 5.3.1 oziroma 5.3.2 model z Voronoijskimi elementi omogoča

solidno napovedi geomehanskega obnašanja intaktnega materiala za vse štiri razvite numerične preiskave oziroma standardne laboratorijske poti.

### 6.3.3 Zaključki

Ključne zaključke procesa kalibracije intaktnega materiala v modelu z Voronoijevimi elementi lahko povzamemo v naslednjih korakih:

1. Določitev geometrije numerične laboratorijske preiskave in gostote Voronoijevih elementov. Primerna gostota Voronoijevih elementov je med 10 in 25 Voronoijevimi elementi na premer vzorca.
2. Hitrost obremenjevanja, za izbrano velikost modeliranega vzorca, mora doseči deformacijski korak približno  $10^{-6}$  mm/korak.
3. S simulacijami enoosne tlačne preiskave poiščemo ustrezno razmerje togosti tako, da so Youngov modul, Poissonov količnik in napetostno-deformacijska krivulja podobni realnemu materialu. Primerno razmerje togosti  $k_n/k_s$  je med 1,0 in 20,0.
4. S simulacijami Brazilske preiskave kalibriramo natezno trdnost tako, da dobimo Brazilsko trdnost izmerjeno v laboratoriju.
5. S simuliranjem enoosne tlačne preiskave kalibriramo še kohezijo in strižni kot, tako da dobimo enoosno tlačno trdnost izmerjeno v laboratoriju.
6. Voronoijev mozaik generiramo z ustreznim porazdelitvenim številom tako, da nastanek razpoke hkrati ustreza porušitvi vzorca v Brazilski preiskavi in enoosni tlačni preiskavi tako v kvantitativnem, kot tudi v kvalitativnem in smislu.
7. S kalibriranim nizom mikroparametrov simuliramo še druge numerične laboratorijske preiskave (npr. direktna natezna preiskava, dvoosna preiskava ipd.), kjer pridobimo še dodatne informacije o mehanskemu obnašanju obravnavanega materiala.

## 6.4 UPORABNOST METODOLOGIJE SINTETIČNE KAMNINSKE MASE NA PRIMERU FLIŠNE SEKVENCE

### 6.4.1 SRM model kamninske mase fliša na vzorcih laboratorijskih dimenzij

Na podlagi primerjalnih analiz simulacije enoosne tlačne preiskave na treh vzorcih numeričnega modela fliša kažejo boljšo napoved SRM modela fliša z Voronoijevimi elementi, v primerjavi z numeričnim modelom fliša z modelom kontinuuma (poglavje 5.4, Slika 5.9, Preglednica 5.11).

V primerjavi z laboratorijskimi rezultati treh vzorcev fliša je bilo ugotovljeno, da je SRM model fliša z Voronoijevimi elementi solidno napovedal enoosno tlačno trdnost dveh od treh simuliranih vzorcev. Numerični model fliša s kontinuum modelom intaktnega materiala pa je solidno napovedal le eno enoosno tlačno trdnost od treh simuliranih modelov vzorcev.

V splošnem je kontinuum model podcenil napovedi v primerjavi z dejanskim stanjem (podal je tudi do 27 % nižjo napoved), kot je bil izmerjen v laboratoriju (Preglednica 5.11). Zanimivo je tudi, da je kontinuum model bolje napovedal enoosno tlačno trdnost za tisti vzorec, pri kateri je Voronoijev model podal največje (30 %) odstopanje (Preglednica 5.11). Zagotovo pojasnitev za ta pojav je težko podati, najverjetneje pa gre za stopnjo poškodovanosti laboratorijskega vzorca, kot je pojasnjeno v nadaljevanju.

Neskladje rezultatov simulacije SRM modela fliša z Voronoijevimi elementi z laboratorijskimi rezultati za vzorec 1 (Preglednica 5.11), je najverjetneje posledica prisotnosti mikrorazpok oziroma poškodovanosti vzorca, ki jih pri vizualnem popisu vzorca ni bilo možno videti. Da je ta vzorec najverjetneje vseboval večje število mikrorazpok potrjuje tudi to, da je testirani vzorec v laboratoriju dosegel najnižjo enoosno tlačno trdnost, v primerjavi z ostalima dvema vzorcema fliša (Preglednica 5.11). Ta izsledek odpira novo vprašanje, ki ni bil predmet te raziskave, in sicer, ali je mogoče metodologijo sintetične kamninske mase uporabiti za



ugotavljanje stopnje poškodovanosti vzorca. Vsekakor pa je jasno, da stopnja poškodovanosti vzorca na nivoju mikrorazpok ni nujno očitna in je potrebno razviti postopke, ki bodo omogočili pozitivno selekcijo vzorcev na podlagi njihove nepoškodovanosti.

Primerjava rezultatov simulacij enoosne tlačne trdnosti z razmerjem posameznih litologij v flišu, kaže najvišjo napoved enoosne tlačne trdnosti za vzorec, ki ima največji delež peščenjaka (vzorec 3, Preglednica 5.11). To je v skladu z laboratorijskimi rezultati in velja za oba modela, tako za Voronoijev model kot tudi za kontinuum model.

Prednosti modeliranja z Voronoijevimi elementi se najbolj kažejo v kvalitativnem smislu. Model z Voronoijevimi elementi poda boljšo napoved oblike napetostno-deformacijske krivulje v primerjavi s kontinuum modelom. Oblika napovedi napetostno-deformacijske krivulje z modelom kontinuuma je duktilna, kar je neizogibna posledica elasto-plastične formulacije Mohr-Coulombovega modela (Slika 5.9). Po drugi strani pa Voronoijev model omogoča simuliranje krhke porušitve modeliranega materiala, ki je opažena tudi v laboratoriju. Pri ustreznem napetostnem stanju pride do prekoračitve trdnosti vezi Voronoijevih kontaktov in njenega pretrganja (Slika 3.7). Tako se plasti med diskontinuitetami porušijo in fragmentirajo, kar se odraža na krhki porušitvi modeliranega materiala.

Naslednji primer je solidno ujemanje napovedi naklona predporušnega dela napetostno-deformacijske krivulje (Slika 5.9) obeh numeričnih modelov (Voronoijev model in kontinuum model). Kot je razloženo v poglavju 5.4.2, togostni modul korigiramo z določitvijo razmerja togosti  $k_n/k_s$  diskontinuitet. Nekoliko slabše ujemanje se pojavi le v začetnem delu napetostno-deformacijske krivulje. Pojasnitve za to so podane v poglavju 5.4.3

Napoved načina porušitve in oblika razpoke ob porušitvi modeliranega materiala je boljša v modelu z Voronoijevimi elementi, saj vizualni zgled porušitve daje realnejšo obliko, ki je primerljiva z laboratorijskimi opazovanji. Način porušitve v modelu kontinuuma, ki se kaže preko formacije plastičnih točk, je precej simetričen in urejen, kar ni v skladu z obnašanjem opazovanim v laboratoriju (Slika 5.10). Sicer pa je tako obnašanje pričakovano za model kontinuuma in v skladu s formulacijo Mohr-Coulombovega konstitutivnega modela.

Oba modela (Voronoijev in kontinuum model) pa dajeta solidno napoved porušitve, v smislu koncentracije porušitev oziroma koncentrirane formacije plastičnih točk. Več porušitev se je pojavilo, tako v laboratorijskem vzorcu, kot tudi v obeh modelih vzorcev, in sicer na mestih, kjer so prisotne tanke, hitro menjajoče plasti meljastega laporovca in peščenjaka in/ali na mestih, kjer je prisotna debelejša plast meljastega laporovca. Peščenjak, ki ima višje geomehanske karakteristike v primerjavi z meljastim laporovcem, se običajno (naj)kasneje poruši, kar je bilo bolj realno zajeto v modelu z Voronoijevimi elementi. Tako obnašanje je tudi pričakovano, saj ta mesta predstavljajo lokalna območja, kjer so predpisani nekoliko nižji (slabši) geomehanski parametri modeliranemu materialu.

Na podlagi primerjalne analize med modelom z Voronoijevimi elementi in modelom kontinuuma lahko zaključimo, da SRM model fliša z Voronoijevimi elementi, v primerjavi z numeričnim modelom fliša s kontinuum modelom, bolje napove naslednje:

- enoosno tlačno trdnost flišne kamninske mase,
- kvalitativno obliko napetostno-deformacijske krivulje in
- način ter obliko porušitve modeliranega materiala.

#### **6.4.2 SRM model kamninske mase fliša večmetrskih dimenzij na območju predora Markovec**

Model sintetične kamninske mase fliša večmetrskih dimenzij je bil postavljen za izbrani odsek predora Markovec (poglavje 5.5). Osnova za postavitev SRM modela so bili podatki iz večih geološko-geomehanskih raziskav, ki so bile izvedene na širšem območju, zaradi

pridobitve večjega nabora reprezentativnih pokazateljev mehanskega obnašanja flišne kamninske mase. Poleg omenjenega območja predora Markovec so bile uporabljene tudi raziskave na območju predora Valeta in na trasi drugega železniškega tira Črni Kal – Koper. Nabor podatkov iz običajnih geološko-geomehanskih raziskav, ki so predstavljene v preglednicah zgoraj (Preglednica 5.1 in Preglednica 5.2), je bil namenski, saj se je želelo uporabnost metodologije sintetične kamninske mase razviti in preizkusiti na način, da je čim bolj aplikativna v praksi. Če bi za izvedbo SRM metodologije potrebovali zahtevne in drage geološko-geomehanske raziskave, bi njena namembnost v praksi močno upadla. Za potrebe nadaljnjega razvoja metodologije sintetične kamninske mase, bi nabor podatkov raziskovalne kakovosti doprinesel boljše podlage za kalibracijo modela z Voronojevimi elementi.

V prvi fazi se je na podlagi analize strukturnih podatkov izrisalo 2D geometrijo diskontinuitet, katero se je uporabilo za izračun velikosti intaktnih blokov ter za določitev reprezentativne velikosti SRM modela. Kot je bilo pojasnjeno v poglavju 5.5.3, je bila geometrija diskontinuitet izrisana ročno za potrebe izračuna reprezentativne velikosti intaktnega bloka (Slika 5.15). Iz analize strukturnih podatkov diskontinuitet (poglavje 5.5.2) lahko razberemo, da se velikost intaktnega bloka ustali, ko je dosežena kritična velikost območja obravnave, in sicer znaša 22 x 22 m za meljasti laporovec in 4 x 4 m za peščenjak. Iz tega lahko nadalje sklepamo, da ne glede na območje analiziranja, bo vpliv geometrije diskontinuitet enak le, če analizirano območje dovolj veliko oziroma je večje od prej omenjenega kritičnega območja. Na podlagi tako izvedenega postopka je zmanjšan vpliv poljubnega lociranja posameznih diskontinuitet po obravnavanem območju.

Kot je bilo ugotovljeno v poglavju 4.3.4 (Slika 4.41), gostota Voronojevih elementov vpliva na raztrosenost oziroma natančnost napovedi rezultatov numerične analize ter na čas trajanje numerične analize. Iz tega sledi, da vsakič, ko spremenimo dimenzijo modela, je potrebno ponovno kalibrirati mikroparametre intaktnega materiala. Če tega ne storimo, sprejmemo, da bo napoved numerične analize natančnejša, a bo ustrezno dlje trajala. Zaradi tega je vedno priporočljivo ohraniti gostoto Voronojevih elementov takšno, kot je bila ugotovljena z občutljivostnimi analizami, in sicer med 10 in 25 Voronojevih elementov na premer modela vzorca oziroma povprečne velikosti intaktnega bloka.

Kljub takemu zaključku se je SRM model na območju predora Markovec moralo generirati z gostoto Voronojevih elementov 5 poligonov na presek povprečne velikosti intaktnega bloka. Izkazalo se je namreč, da je SRM model z višjo gostoto Voronojevih elementov postal časovno neučinkovit. S tem smo privzeli, da bo raztrosenost geomehanskih lastnosti med posameznimi intaktnimi bloki v SRM modelu nekoliko višja kot sicer oziroma manj natančna, kot je to bilo pojasnjeno v poglavju 4.3.4.

V fazi določanja reprezentativne velikosti SRM modela (poglavje 5.5.6(i)) je bilo ugotovljeno, da testiranje vedno večjega SRM bloka poda napoved stabilizacije enoosne tlačne trdnosti, in sicer, ko je gostota Voronojevih elementov preko celotnega SRM modela presegla 10 elementov na njegov premer. Iz tega lahko zaključimo, da SRM model ni pokazal pojava vpliva merila, ki bi bil posledica geometrije diskontinuitet. Enako je bilo ugotovljeno za numerični model z modelom kontinuuma.

V skladu s pričakovanji, je bilo, v fazi analize anizotropnega obnašanja SRM modela, ugotovljeno, da je modelirana kamninska masa fliša močno anizotropna (Slika 5.23). To je direktna posledica prisotnosti kontinuiranih diskontinuitet (lezike) in 2D modela obravnavanega območja. Rotacija SRM vzorca za poljubni kot in izvajanje simulacij enoosne tlačne preiskave, je tako pokazala, da SRM model doseže najvišjo enoosno tlačno trdnost, če je SRM vzorec orientiran prečno na plastovitost, nekoliko nižjo enoosno tlačno trdnost pa, če je SRM vzorec orientiran vzporedno s plastovitostjo. V skladu s pričakovanji je numerični SRM vzorec dosegel najnižjo enoosno tlačno trdnost, ko so bile diskontinuitete nagnjene med 20° in 40° oziroma 110° in 140° glede na os obremenjevanja. Glede na naravno

subhorizontalno orientacijo diskontinuitet v predoru Markovec, lahko zaključimo, da je taka orientacija diskontinuitet, iz vidika stabilnosti, idealna.

Porušne ovojnice izvršene v simulaciji dvoosne preiskave na SRM vzorcih, ki so bili rotirani za poljuben kot, so skladne z ugotovitvami anizotropnega obnašanja SRM modela oziroma potrjuje trdnostno anizotropijo kamninske mase fliša. Oba modela, tako SRM model z Voronoijevimi elementi, kot tudi numerični model s kontinuum modelom, podata najvišjo porušno ovojnico za SRM vzorec, ki je orientiran prečno na plastovitost (Slika 5.25, Slika 5.27). Nato sledi porušna ovojnica SRM vzorca, ki je orientiran vzporedno s plastovitostjo. Najnižje vrednosti triosne trdnosti in s tem najnižjo porušno ovojnico pa podata SRM vzorca, ko so bile diskontinuitete nagnjene glede na os obremenjevanja, in sicer med  $20^\circ$  in  $40^\circ$  oziroma  $110^\circ$  in  $140^\circ$ .

Primerjava teh rezultatov s Hoek-Brownovo porušno ovojnico, kaže podcenitev triosne tlačne trdnosti ter enake rezultate ne glede na smer obravnave (Slika 5.24). Slednje je v skladu s pričakovanji, saj formulacije Hoek-Brownovega kriterija ne obravnava anizotropnega obnašanja kamninske mase in zato za vsako smer opazovanja predvideva enako porušno ovojnico. To kaže precejšnjo prednost SRM modela z Voronoijevimi elementi, saj omogoča napoved anizotropnega obnašanja kamninske mase.

### 6.4.3 Zaključki

V okviru disertacije smo postavili hipotezo (poglavje 1.2), da z razvojem ustreznih numeričnih postopkov ter uporabe in nadgradnje principov metodologije sintetične kamninske mase, lahko ustrezno napovemo geomehansko obnašanje heterogene kamninske mase, kot je npr. fliš. V ta namen je bila razvita metodologija sintetične kamninske mase za Voronoijeve elemente ter aplicirana na primeru fliša, in sicer na vzorcih laboratorijskih dimenzij in večmetrskih dimenzij na območju predora Markovec. Rezultati simulacij so pokazali obetavne napovedi v smislu geomehanskega obnašanja realne kamninske mase fliša.

Ugotovljeno je bilo, da s SRM modelom fliša z Voronoijevimi elementi lahko napovemo:

- enosno tlačno trdnost heterogene kamninske mase,
- deformacijske lastnosti oziroma togostni modul heterogene kamninske mase preko korigiranja razmerja normalne in strižne togosti  $k_n/k_s$  diskontinuitet,
- način porušitve in nastanek razpok(e) ob porušitvi heterogene kamninske mase,
- obliko napetostno-deformacijske krivulje, vključno z rezidualnim obnašanjem heterogene kamninske mase,
- reprezentativno velikost heterogene kamninske mase,
- morebitno anizotropno obnašanje heterogene kamninske mase in
- obliko porušne ovojnice heterogene kamninske mase za poljubno smer opazovanja.

Te ugotovitve kažejo prednost pred običajnimi postopki ugotavljanja geomehanskih lastnosti kamninskih mas, ki so bili predstavljeni v poglavju 2.4.2. Ključni doprinos aplikacije metodologije sintetične kamninske mase, s postavitvijo SRM modela fliša z Voronoijevimi elementi na primeru flišne sekvence, je možnost napovedi anizotropnih lastnosti, rezidualnega obnašanja in načina porušitve heterogene kamninske mase. To je bilo do sedaj oteženo ali nemogoče izvesti na bloku heterogene kamninske mase večmetrskih dimenzij v laboratoriju, z *in situ* preiskavami ali drugimi običajnimi postopki, ki se uporabljajo v praksi (poglavje 2.4.2). Dobro poznavanje geomehanskega obnašanja kamninske mase tako omogoča bolj zanesljivo načrtovanje in posledično bolj učinkovito gradnjo geotehničnega objekta. Poleg tega izvedba primerjalne analize z numeričnim modelom kontinuuma je potrdila te ugotovitve, o čemer bo več napisano v nadaljevanju.

## 6.5 PRIMERJALNA ANALIZA VORONOIJEVEGA MODELA IN KONTINUUM MODELA

Tekom vseh numeričnih analiz, ki so bile narejene z modelom z Voronoijevimi elementi, so paralelno potekale še analize z modelom kontinuuma z Mohr-Coulombovim konstitutivnim modelom, kot izvedba primerjalne analize.

Ugotovljeno je bilo, da predstavitev mikrostrukture intaktnega bloka z Voronoijevimi elementi ima bistvene prednosti pred konvencionalnimi konstitutivnimi modeli, kot je npr. Mohr-Coulomb konstitutivni model. Opravljene numerične analize, v numeričnem laboratoriju na vzorcih merila laboratorijskih dimenzij, so pokazale, da v modelu z Voronoijevimi elementi, v primerjavi z modelom kontinuuma, lahko bolje napovemo:

- a) razmerje med Brazilsko in direktno natezno trdnostjo,
- b) nastanek razpoke ob poružitvi modela vzorca,
- c) rezidualno obnašanje modeliranega materiala in
- d) obliko porušne ovojnice.

(a) Razmerje med Brazilsko in direktno natezno trdnostjo v modelu z Voronoijevimi elementi lahko korigiramo s spreminjanjem togostnega razmerja  $k_n/k_s$ . Medtem ko v modelu kontinuuma prekoračitev Brazilske trdnosti nad direktno natezno trdnostjo ne moremo doseči, kar je pričakovano in skladno z Mohr-Coulombovim konstitutivnim modelom. Le v izjemnih primerih, ko je gostota diferenčne mreže zelo redka ali, ko numerični model vsebuje nizko število pritrjenih točk s predpisanimi robnimi pogoji (poglavje 4.2.8), Brazilska trdnost lahko nekoliko prekorači vrednost direktne natezne trdnosti tudi v modelu kontinuuma.

(b) Voronoijev mozaik predstavlja mikrostrukturo intaktne kamnine, kar omogoča z opazovanjem razvoja in nastanka razpok z napredovanjem deformacije oziroma ob poružitvi modeliranega materiala. Prednost Voronoijevega modela pred kontinuum modelom je, ker omogoča generiranje Voronoijevega mozaika s poljubnim porazdelitvenim številom, kjer lahko ob enakih napetostnih pogojih, simuliramo drugačen razvoj razpoke in tip poružitve modela vzorca oziroma se čim bolj približamo realnem obnašanju materiala. Porazdelitveno število omogoča generiranje poljubne geometrije Voronoijevega mozaika, kar pomeni, da bo nastanek razpoke posredno odvisen od geometrije Voronoijevih kontaktov oziroma od njegove stohastične razporeditve. To omogoča modeliranje tako kvantitativnega kot tudi kvalitativnega obnašanja realnega materiala ter raziskovanje tipa poružitve modela vzorca ob poljubnih napetostnih pogojih in ob različni mikrostrukturi. Kot je že poudarjeno, tega v modelu kontinuuma ne moremo storiti, kjer se za enake robne pogoje vedno generira enaka porazdelitev plastičnih točk. Zaradi tega model z Voronoijevimi elementi daje realnejši vizualni zgled poružitve modela vzorca v primerjavi z modelom kontinuuma in je zato njegova uporaba najbolj primerna za preučevanje poporušitvenega obnašanja kamnin.

(c) Porušitev modela vzorca z modelom kontinuuma je največkrat duktilna, zaradi direktne uporabe elasto-plastične formulacije Mohr-Coulombovega konstitutivnega modela. Vendar tako obnašanje pogosto ni v skladu z obnašanjem kamnin. Po drugi strani pa je rezidualno obnašanje modeliranega materiala v modelu z Voronoijevimi elementi, tesno povezano z načinom poružitve modela vzorca. Če je porušitev hipna, z nastankom ene ali več vertikalnih razpok, bo obnašanje materiala krhko. Če je porušitev postopna, kjer se (mikro)razpoke postopno povezujejo v strižne razpoke, bo obnašanje materiala težijo k duktilnem obnašanju. Še zlasti je ta pojav izrazit v modelu Brazilske preiskave, kjer želena obnašanje modeliranega materiala dobimo z izborom ustreznega porazdelitvenega števila.

(d) Oblika porušne ovojnice modela vzorca z modelom kontinuuma je linearna, kar je v skladu z direktno uporabo formulacije Mohr-Coulombovega konstitutivnega modela. V modelu z Voronoijevimi elementi pa lahko ugotovljamo nelinearno porušno ovojnico (Slika 5.8, Slika 5.25). Kot smo spoznali v poglavju 2.5.1, je nelinearna porušna ovojnica običajna

za kamnine in kamninske mase ter je posledica prehoda iz krhkega v duktilno obnašanje materiala z naraščajočo bočno napetostjo. Zaradi poligonalne zgradbe Voronoijevega mozaika, ki predstavlja mikrostrukturo, kjer lahko prihaja do postopnega formuliranja mirkorazpok oziroma pretrganja Voronoijevih kontaktov v intaktni kamnini, lahko modeliramo podoben pojav. Slika 5.6a namreč prikazuje, da obnašanje modeliranega materiala postaja vedno bolj duktilno z naraščajočo bočno napetostjo.

## 6.6 GLAVNI ZAKLJUČKI IN SKLEPI DISERTACIJE

V okviru doktorske disertacije smo postavili hipotezo, da je možno nadgraditi model sintetične kamninske mase (Pierce et al., 2007, Mas Ivars et al., 2007; Mas Ivars, 2010; Mas Ivars et al., 2011) tako, da bo uporaben za ugotavljanje deformacijskih in trdnostnih lastnosti heterogene in razpokane kamninske mase ter simuliranje njenega geomehanskega obnašanja. Za ta namen je bil model sintetične kamninske mase prvič postavljen v diskretnem numeričnem okolju UDEC na način, da se je obnašanje intaktnih blokov simuliralo z Voronoijevimi elementi, obnašanje na diskontinuitetah pa s Coulombovim rezidualnim modelom razpok.

Razvit je bil numerični postopek v katerem so se geomehanske lastnosti SRM modela ugotovljale z izvajanjem numeričnih simulacij standardnih laboratorijskih preiskav. V ta namen se je razvilo numerično okolje (t.i. numerični laboratorij), ki omogoča analizo petih, v praksi najbolj uporabljenih laboratorijskih preiskav za preiskovanje kamnin, in sicer model Brazilske preiskave, direktne natezne preiskave, enoosne tlačne preiskave, dvoosne preiskave in direktne strižne preiskave. Da bi se ugotovila natančnost in zanesljivost SRM kamninske mase z Voronoijevimi elementi, se je v numeričnem laboratoriju izvedla poglobljena in razširjena študija parametričnih in občutljivostnih analiz. Glavni cilj le-teh je bil, da natančno spoznamo vpliv posameznih vhodnih parametrov modela, razumemo vpliv posameznih parametrov na obnašanje modela, definiramo spodnje in zgornje meje parametrov ter, da odkrijemo morebitne napake v delovanju modela. Ključne ugotovitve občutljivostnih analiz so bile:

- Vpliv gostote Voronoijevih elementov na trdnost modeliranega materiala je zanemarljiv in hkrati tudi časovno učinkovit, če vsebuje od 10 do 25 Voronoijevih elementov na premer modela vzorca.
- Heterogeno zgradbo Voronoijevega mozaika zagotovimo z definiranjem poljubnega porazdelitvenega števila in števila iteracij. Priporočljivo je uporabiti število iteracij, ki je nižje od 250, saj le tako lahko simuliramo obnašanje modela, ki je skladno z obnašanjem kamnin.
- Voronoijevi poligoni so diskretizirani z diferenčno mrežo trikotnih elementov. Da simuliramo obnašanje modela, ki je skladno z obnašanjem kamnin in hkrati še časovno učinkovito, je priporočljivo izbrati razmerje  $d_{Vor} : d_e$  približno med 1,5 in 4.
- Simulacije numeričnih laboratorijskih preiskav se bodo izvajale v kvazi-statičnem stanju in bodo časovno še vedno učinkovite, če bo deformacijski korak med  $10^{-5}$  in  $10^{-7}$  mm/korak.
- Razmerje togosti  $k_n/k_s$  vpliva na trdnost, Youngov modul, Poissonov količnik ter razmerje med Brazilsko in direktno natezno trdnostjo modeliranega materiala. Primerljive rezultate modeliranega materiala z realnim obnašanjem kamnin lahko pričakujemo na intervalu razmerja togosti  $k_n/k_s$  med 1,0 in 20,0.
- Kohezija, strižni kot in natezna trdnost vplivajo na natezno in porušno trdnost. Rezultate primerljive z obnašanjem kamnin, lahko pričakujemo, ko je kohezija do največ 5-krat večja od natezne trdnosti.
- Daljšanje diskontinuitete v modelu direktne strižne preiskave vpliva na redukcijo vrhunske strižne trdnosti.

Zgoraj naštetih zaključki predstavljajo vodilo za proces kalibracije intaktnega materiala v modelu z Voronoijevimi elementi. Poznavanje odziva modeliranega materiala na

spremembo poljubnega vhodnega mikroparametra, omogoča hitrejšo in bolj kakovostno izvedbo kalibracije intaktnega materiala.

Validacija rezultatov numeričnega laboratorija je bila izvedena v procesu kalibracije intaktnega materiala z neposredno primerjalno analizo rezultatov iz laboratorija, na dveh realnih materialih, ki tvorijo flišno sekvenco, in sicer na meljastem laporovcu in peščenjaku. Ključne ugotovitve teh analiz so podale:

- Solidno napoved razmerja med enoosno tlačno in natezno trdnostjo ter razmerja med Brazilsko in direktno natezno trdnostjo.
- Solidno napoved togostnih in trdnostnih lastnosti intaktne kamnine, kot so Youngov modul, Poissonov količnik, enoosna tlačna trdnost in natezna trdnost.
- Z ustreznim definiranje mikrostrukture Voronoijevega mozaika, solidno napoved kvalitativnih lastnosti, kot so oblika napetostno-deformacijske krivulje, razvoj razpoke in način porušitve modela vzorca.
- Simuliranje nelinearne porušne ovojnice intaktnega materiala.

Občutljivostne in primerjalne analize so omogočile nadgradnjo metodologije sintetične kamninske mase ter njeno aplikacijo za definiranje mehanskega obnašanja kamninske mase fliša. V prvem primeru se je SRM modele fliša neposredno validiralo v numeričnem laboratoriju z vzorci fliša, ki so bili testirani v laboratoriju. Ključne ugotovitve, aplikacije metodologije sintetične kamninske mase na flišu laboratorijskih dimenzij, so naslednje:

- Togostni modul SRM modela fliša ujamemo z realnim vzorcem fliša, če definiramo ustrezno razmerje togosti  $k_n/k_s$ .
- SRM model fliša poda solidno napoved enoosne tlačne trdnosti in obliko napetostno-deformacijske krivulje.
- Vizualni zgled porušitve SRM modela vzorca fliša daje podobno obliko porušitve, kot je bila opazovana v laboratoriju.

V drugem primeru se je apliciralo metodologijo sintetične kamninske mase na fliš za vzorec večmetrskih dimenzij na izbranem območju predora Markovec. Ključne ugotovitve so naslednje:

- SRM modelom fliša ni pokazal pojava vpliva merila kamninske mase fliša, kar ni nujno odraz dejanskega stanja v naravi.
- SRM model fliša je pokazal močno anizotropno obnašanje kamninske mase fliša.
- Triosna tlačna trdnost oziroma višina porušne ovojnice je nelinearna in skladna z napovedmi anizotropnega obnašanja, ki je bilo primerno analizirano in ovrednoteno za trdnostne parametre mehanskega obnašanja kamninske mase fliša.

Ugotovljeni zaključki kažejo, da lahko pritrnilno odgovorimo na zastavljeno hipotezo, ki je bila obravnavana v tej disertaciji (poglavje 1.2). Z razvojem numeričnih postopkov in nadgradnjo metodologije sintetične kamninske mase na Voronoijeve elemente, omogoča določitev geomehanskih lastnosti heterogene kamninske mase, kot je npr. fliš. Precejšnja prednost SRM metodologije pred običajnimi postopki določanja geomehanskih lastnosti kamninske mase je bila ugotovljena pri določitvi anizotropnih lastnostih, rezidualnega obnašanja in načina porušitve ter napoved porušne ovojnice za poljubno smer opazovanja heterogene kamninske mase več metrskih dimenzij. To omogoča bolj zanesljivo načrtovanje in posledično bolj učinkovito gradnjo geotehničnega objekta.

## 6.7 OMEJITVE IN PREDLOGI NADALJNJIH RAZISKAV

Podobno kot vsak numeričen model, je tudi numerični model sintetične kamninske mase zasnovan na predpostavkah in zaradi tega ima določene omejitve. Predpostavke oziroma omejitve razvitega SRM numeričnega modela so naslednje:

- SRM model temelji na predpostavki, da je kamninska masa zgrajena iz intaktnih blokov in diskontinuitet, kjer so intaktni bloki diskretizirani na nivoju mikrorazpok.

- Numerični model je generiran v 2D okolju. Geometrija diskontinuitet v resnici predstavlja prostorsko problematiko. V primeru kontinuiranih diskontinuitet so zato lahko anizotropne lastnosti modeliranega materiala obravnavane poenostavljeno in so glede na obnašanje realnega materiala nekoliko precenjene.
- V numeričnih simulacijah ni upoštevan porni tlak ali pretok vode.
- Geometrija diskontinuitet preko celotnega obravnavanega območja izhaja iz podatkov, ki so pridobljeni na omejenem (lokalnem) območju, zato je poenostavljena in njena prostorska porazdelitev ustreza statistični porazdelitvi.
- V SRM modelu se upošteva samo orientacijo diskontinuitet, ne pa tudi odprtost, vsebnosti polnila ipd.
- Izračunana velikost intaktnih blokov predstavlja povprečje, ki nadalje predstavlja izhodišče na katerega se kalibrira intaktni material. V realnosti pa so intaktni bloki v kamninski masi različnih velikosti in zato ima vsak nekoliko drugačne geomehanske lastnosti.
- Konstitutivno obnašanje Voronoijevih elementov je opisano z izotropno-elastičnim konstitutivnim modelom, kar onemogoča formiranje razpoke oziroma porušitev v njih.

Glede na našete omejitve modela sintetične kamninske mase, menimo, da je potrebno, da so naslednji raziskovalni koraki usmerjeni v:

- Razvoj metodologije za SRM model v 3D okolju.
- Konstitutivno obnašanje diskontinuitet integrirati s konstitutivnim modelom, ki upošteva tudi druge lastnosti diskontinuitet, kot so to odprtost, zapolnjenost, vsebnost polnila ipd.
- Intaktne bloke generirati z Voronoijevim mozaikom, kjer se poligoni ne obnašajo linearno-elastično, ampak imajo tudi trdnostne omejitve in se lahko porušijo.
- Potrebne so dodatne validacije SRM modela tudi na drugih tipih kamninskih mas, da bi se dokazala njegova vse-splošna uporabnost.

## 7 SUMMARY

It is expected in engineering practice that excavation and construction of any geotechnical structure should be safe, and time and cost effective. But excavation progress and success is fully dependent on the rock mass behaviour. In this sense, the knowledge of the rock mass properties is one of the key issues in rock mechanics. Prediction of the rock mass behaviour during the excavation and the design of a relevant structure for it bound to be addressed with many difficulties. The rock mass structure is often very complex, because it is a result of diverse geological evolution of a particular region. Therefore, definition of the rock mass properties is not a straight forward process, and many different approaches to it have been developed. Despite its numerous limitations, many of these approaches, such as analytical-mathematical calculations, empirical correlation, rock mass classifications, *in situ* investigations and numerical back-analysis, are all widely and non-systematically used in engineering practice.

In the last decade the numerical methods and tools have improved significantly, due to the rapid development of computer technology. The use of numerical methods has spread into many different fields, including rock mechanics and geotechnical engineering. Generating advanced numerical models, such as Synthetic Rock Mass (SRM, Pierce et al., 2007, Mas Ivars et al., 2007; Mas Ivars, 2010; Mas Ivars et al., 2011), gives better representation of any-scale rock mass structure and therefore allows for better prediction of the mechanical behaviour of rock mass.

The SRM approach is a numerical environment developed to represent jointed rock mass behaviour by assuming that rock mass is composed of intact blocks and discontinuities. At the beginning the SRM was developed as a derivative of Particle Flow Code (PFC). The intact blocks were represented as an assembly of spherical or circular particles bonded together at their contacts (so called Bonded Particle Model), and discontinuities were represented with Discrete Fracture Network model (DFN).

This thesis is focused on defining the rock mass properties of the flysch geological sequence by using Synthetic Rock Mass methodology. The new approach to Synthetic rock mass procedure is developed by using the Universal Distinct Element Code (UDEC), which is suitable for generation of a heterogeneous SRM model for rock mass, such as flysch. Geometry of discontinuities is explicitly represented following the Coulomb residual joint model. Intact blocks are represented using Voronoi tessellation model as an assembly of isotropic polygonal blocks, which are elastic and deformable. The blocks are bonded together at their edge contacts, the behaviour of which is modelled using the Coulomb slip area joint model. In this manner, the Voronoi polygonal tessellation model represents the intact block microstructure in which each failure takes place at the polygons boundary, not inside them.

Since the rock mass block of large dimensions cannot be tested in the laboratory using standard laboratory tests, the main idea of the SRM methodology is to utilise the concept of numerical laboratory. In the numerical laboratory the ability of numerical simulations is used so that the SRM block can be tested under the standard laboratory stress paths. Therefore, as part of this research a numerical laboratory was developed, comprising the five standard laboratory test models: a splitting tensile strength test (Brazilian test), direct tensile test, uniaxial compressive strength (UCS) test, biaxial test and direct shear test. These test models were chosen so that the rock and rock mass behaviour can characterised and predicted for both tensile and compressive stress paths.

An extensive series of parametric and sensitivity analyses in numerical laboratory were carried out in order to understand the influence of the input parameters on the model behaviour and the influence of particular parameter on the relation between the



microproperties and the macro response of the model. The sensitivity analyses were conducted by running a series of simulations in which each significant input parameter was varied systematically over a chosen range, while all the other parameters were fixed. The main findings of the sensitivity analysis can be summarised as follows:

- The effect on peak strength of Voronoi polygon size resolution can be eliminated and the run time of analysis is effective since having between 10 to 25 polygons in the model sample cross section.
- Voronoi polygon heterogeneity and distribution can be controlled by seed number and number of iterations. Up to 250 iteration steps are necessary to produce natural crack pattern, which is also different for different seed number.
- Voronoi polygons are discretized into deformable triangular finite-difference zones. The recommended ratio of Voronoi edge length to zone edge length is between 1,5 to 4,0.
- The simulations in the numerical laboratory will run in quasi-static state if strain rate is between  $10^{-5}$  to  $10^{-7}$  mm/step.
- The stiffness ratio  $k_n/k_s$  affects the peak strength, Young's modulus and Poisson's ratio. Natural model behaviour can be archived if stiffness ratio  $k_n/k_s$  is between 1,0 to 20,0. The stiffness ratio  $k_n/k_s$  control affects the Brazilian to direct tensile strength ratio as well.
- The properties: cohesion, friction angle and tensile strength limit affect the material tensile and compressive peak strength. The reasonable results can be achieved if the cohesion to tensile strength limit ratio is up to 5:1.
- The reduction in modelled shear strength is influenced by the increase in discontinuity length in direct shear test model.

Since intact blocks are represented using the Voronoi polygonal model its microproperties cannot be directly derived from the laboratory testing results. Values of the microproperties should be back-calculated based on the numerical calibration procedure of intact material against the macroscopic response of the physical material as measured during laboratory experiment. Findings from the parametric sensitivity analyses have provided with a set of general guidelines for the calibration procedure of intact material. Validation of the numerical laboratory was carried out by completing a calibration procedure on two materials that form flysch geological sequence: silty marl and sandstone. The results of simulation were then directly compared with laboratory test data. The main findings can be summarised as follows:

- A good agreement for the prediction of uniaxial compressive strength to tensile strength ratio can be found.
- A good agreement for the prediction of quantitative properties, such as Young's modulus, Poisson's ratio, uniaxial compressive strength and tensile strength can be found.
- The correct formulation of the geometrical polygonal structure of Voronoi model gives a good agreement for the prediction of qualitative properties, such as the shape of the stress-strain curve, crack formation and crack pattern of the model shape failure.
- A good agreement for the prediction of non-linear failure envelope of intact material can be achieved.

In parallel to all the series of numerical analyses described above, a continuum numerical analysis using Mohr-Coulomb constitutive model were carried out throughout the research to compare the results to those using the Voronoi model. The comparison analysis results showed that the Voronoi model better predicts the following features of rock mass behaviour:

- Brazilian to direct tensile strength ratio.
- Crack formation and crack pattern at failure.
- The residual behaviour of model sample.
- The shape of stress-strain curve.
- The shape of failure envelope.

In the final phase of the research work the Synthetic Rock Mass methodology was used to generate a laboratory-sized and large-scaled SRM model sample of flysch. In the first example the uniaxial compressive test was simulated on the SRM flysch model and the results of simulation were directly compared to laboratory results. The main findings can be summarised as follows:

- The correct assessment of stiffness ratio  $k_n/k_s$  can produce a good agreement with modulus of deformation for the SRM flysch model.
- The simulated uniaxial compressive strength and stress-strain curve of SRM flysch model were found to be in good agreement with the laboratory test data.
- The appropriate prediction of crack formation and crack pattern of SRM flysch model was achieved.

In the second example the SRM methodology was used to generate a several meters large SRM flysch model for a particular region in tunnel Markovec. The concept of numerical laboratory was used to characterise the natural rock mass behaviour. The results of numerical simulation were compared strength properties of rock mass based on Hoek-Brown failure envelope. The main findings can be summarised as follows:

- The SRM flysch model did not show a scale effect within the simulated rock mass sequence at the chosen research area.
- The SRM flysch model showed a strong anisotropy response.
- The SRM flysch model stress-strain curve was non-linear and was strongly affected by the anisotropic behaviour.

Based on all findings described above it can be concluded that Synthetic Rock Mass methodology used in UDEC numerical environment based on Voronoi tessellation model can be used as an advanced tool for predicting the mechanical behaviour of a heterogeneous rock mass such as flysch.



## VIRI

Alejano, L.R., Alonso, E. 2005. Considerations of the dilatancy angle in rocks and rock masses. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 42: 481–507.

Alzo'ubi, A.K.. 2012. Modeling of rocks under direct shear loading by using discrete element method. *Alhosn University Journal of Engineering and Applied Sciences* 4, 2: 5-20.

A'ssim, A., Xing, Z.Y. 2010. Most Used Rock Mass Classifications for Underground Opening. *American Journal of Engineering and Applied Sciences* 3, 2: 403-411.

ASTM D 3967-08: 2008a. Standard test method for splitting tensile strength of intact rock core specimens.

ASTM D 4543-08: 2008b. Standard Practice for Preparing Rock Core as Cylindrical Test Specimens and Verifying Conformance to Dimensional and Shape Tolerances.

Aurenhammer, F. 1991. Voronoi Diagrams - A Survey of a Fundamental Geometric Data Structure. *ACM Computing Surveys* 23, 3: 345-405.

Aydin, A. Basu, A. 2005. The Schmidt hammer in rock material characterization. *Engineering Geology* 81: 1-14.

Bahrani, N., Valley, B., Kaiser P.K., Pierce, M. 2011. Evaluation of PFC2D-grain based model for simulation of confinement dependent rock strength degradation and failure processes. V: *Proceedings of 45th US Rock Mechchanics Symposium, San Francisco, CA, USA, 26-29 June 2011. American Rock Mechanics Association: p. 10.*

Bahrani, N., Potyondy D., Pierce. M. 2012. Simulation of Brazilian Test Using PFC2D Grain-Based Model. V: *21st Canadian Rock Mechanics Symposium: RockEng12 - Rock Engineering for Natural Resources, Edmonton, Canada, 5-9 May 2012. CARMA: p. 485-493.*

Bandis, S. 1980. Experimental studies of scale effects on shear strength and deformation of rock joints. University of Leeds. 540 str.

Bandis, S.C., Lumsden, A.C., Barton, N.R. 1983. Fundamentals of Rock Joint Deformation. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts* 20, 6: 249-268.

Barton, N. 1972. A model study of rock-joint deformation. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts* 9, 5: 579-602.

Barton, N. 1973. Review of a new shear strength criterion for rock joints. *Engineering Geology* 7: 287-332.

Barton, N., Lien, R., Lunde, J. 1974. Engineering classification of rockmasses for the design of tunnel support. *Rock Mechanics* 6, 4: 189-236.

Barton, N., Choubey, V. 1977. The shear strength of rock joints in theory and practice. *Rock Mechanics* 10: 1-54.

- Barton, N.R., Bandis, S.C. 1982. Effects of block size on the the shear behaviour of jointed rock. V: 23rd U.S. Symposium on Rock Mechanics, Berkeley, California, 25-27 August 1982. ARMA: p. 739-760.
- Barton, N., Bandis, S., Bakhtar, K. 1985. Strength, deformation and conductivity coupling of rock joints. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts* 22, 3: 121-140.
- Barton, N. 2007. Rock mass characterization for excavations in mining and civil engineering. V: Mark, C. (ur.), Pakalnis, R. (ur.), Tuchman, R.J. (ur.). *Proceedings of the International Workshop on Rock Mass Classification in Underground Mining*. Pittsburgh, PA, May 2007. NIOSH: p. 3-15.
- Barton, N.R. 2014. Shear strength of rock, rock joints and rock masses – Problems and some solutions. V: Alejano (ur), Perucho (ur), Olalla (ur), Jiménez (ur). *Proceedings of EUROCK 2014, Rock Engineering and Rock Mechanics: Structures in and on Rock Masses*, Vigo, Spain, 27-29 May, 2014. Taylor and Francis Group: p 16.
- Bavec, M., Novak, M., Poljak, M. 2013. Gološka karta Slovenije 1:1 milijon. Geološki zavod Slovenije, Ljubljana.
- Bernaix, J. 1969 New Laboratory methods of studying of rock mechanical properties of rock. *Int. J. Rock Mech. Sci.* 6: 43:90.
- Bieniawski, Z.T. 1973. Engineering classification of jointed rock masses. *Transactions of the South African Institute Civil Engineering.* 15, 12: 335 - 344.
- Bieniawski, Z.T. 1976. Rock mass classification systems in rock engineering. V: *Proceedings Symposium Exploration for Rock Engineering*. Johannesburg. 1-5 November 1976.
- Bieniawski, Z.T. 1978. Determining Rock Mass Deformability: Experience from Case Histories. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts.* 15: 237-247.
- Bieniawski, T.Z., Franklin, J.A., Bernede, M.J., Duffaut, P., Rummel, F., Horibe, T., Broch, E., Rodrigues, E., Van Heerden, W.L., Vokler, U.W., Hansagi, I., Szlavin, J., Brady, B.T., Deere, D.U., Hawkes, I., Milanovic, D. 1979. Suggested methods for determining the uniaxial compressive strength and deformability of rock materials. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts.* 16, 2: 135–140.
- Bieniawski, Z.T. 1988. Rock mass classification as a design aid in tunnelling. *Tunnels and Tunnelling International* 20, 7: 19-22.
- Bieniawski, Z.T. 1989. *Engineering rock mass classifications*. New York: Wiley. 249 str.
- Bishop, A.W. 1955. The use of the slip circle in the stability analysis of earth slopes. *Geotechnique* 5: 7-17.
- Blyth, F.G.H., Freitas, M.H. 2005. *A Geology for Engineers*. 7th ed. Elsevier. 348 str.
- Bobet, A. 2010. Numerical methods in geomechanics. *The Arabian Journal for Science and Engineering* 35, 1B: 27-48.
- Bombalakis, E. 1973. Study of the brittle fracture process under uniaxial compression. *Tectonophysics* 18, 3-4: 231 -248.

Brady, B.H.G., Brown, E.T. 2006. Rock Mechanics for underground mining, Third edition. Dordrecht, Springer: 628 str.

Brook, N. 1993. The measurement and estimation of basic rock strength. Comprehensive rock engineering, 1: 41–66.

Cai, M., Kaiser, P.K., Uno, H., Tasaka, Y., Minami, M. 2004a. Estimation of rock mass deformation modulus and strength of jointed hard rock masses using the GSI system. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences 41: 3-19.

Cai, M., Kaiser, P.K., Tasaka, Y., Maejima, T., Morioka, H., Minami, M. 2004b. Generalized crack initiation and crack damage stress thresholds of brittle rock masses near underground excavations. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences 41, 5: 833-847.

Cai, M. 2008. Influence of intermediate principal stress on rock fracturing and strength near excavation boundaries - insight from numerical modeling. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences 45, 5: 763-772.

Cai, M. 2010. Practical Estimates of Tensile Strength and Hoek-Brown Strength Parameter  $m_i$  of Brittle Rocks. Rock Mechanics and Rock Engineering 43: 167-184.

Celarc, B., Jurkovšek, B., Placer, L., Milanič, B. 2012. Strukturna zgradba območja med Dinaridi in Istrskim polotokom: vpliv tektonike plošč na gradnje velikih infrastrukturnih objektov (primer 2. tira Divača – Koper). V: Razprave 6. Posvetovanja slovenskih geoteknikov, Lipica, 14. - 15. Junij 2012, Slovensko geotehnično društvo: str. 49-66.

Chen, S., Yue, Z.Q., Tham, L.G. 2007. Digital image based approach for three-dimensional mechanical analysis of heterogeneous rocks, Rock Mechanics and Rock Engineering 40: 145–168.

Cho, N., Martin, C.D., Segou, D.C. 2007. A clumped particle model for rock. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences 44: 997-1007.

Chong, W.L., Haque, A., Gamage, R.P., Shahinuzzaman, A. 2011. Modelling of intact and jointed mudstone samples under uniaxial and triaxial compression. Arabian Journal of Geosciences. 6: 1639-1646.

Christanson, M., Board, M., Rigby, D. 2006. UDEC simulation of triaxial testing of lithophysal tuff. V: Proceedings of the 41st US Symposium on Rock Mechanics (USRMS). 17-21 June 2006 Golden, USA, American Rock Mechanics Association: p. 15.

Chu, W.J., Zhang, C.S., Hou, J. 2013. Numerical simulation of deformation and strength anisotropy of Danba schist. V: FLAC/DEM Symposium, Continuum and Distinct Element Numerical Modeling in Geomechanics. Hangzhou, China, 22-24 October, 2013. Itasca International Inc.: 8 str.

Clark, G.B. 1966. Deformation of moduli in rocks. Testing Techniques for Rock Mechanics. American Society for Testing and Materials 402: 133-74.

Colback, P.S.B. 1966. An analysis of brittle fracture initiation and propagation in the Brazilian test. V: Proceedings of the First Congress International Society of Rock Mechanics, Lisbon, Portugal, 25 September-1 October 1966, LNEC: p. 7.

Cook, N.G.W., Hodgson, K. 1965. Some detailed stress-strain curves for Rock, *Journal of Geophysical Research* 70: 2883-2888.

Cundall, P.A. 1971. A computer model for simulating progressive, large scale move-ments in blocky rock systems. V: *Proceedings of the International Symposium on Rock Fracture*. International Society for Rock Mechanics, Nancy, France, 4-6 October 1971. Rubrecht : p. 129-36.

Cundall, P.A., Hart, R.D. 1992. Numerical modelling of discontinua. *Engineering Computations* 9: 101-113.

Cundall, P.A., M.E. Pierce, D. Mas Ivars. 2008. Quantifying the Size Effect of Rock Mass Strength V: *Proceedings, SHIRMS, Perth, Western Australia, September 2008, Australian Centre for Geomechanics*. pp. 3-15. 2008.

Damjanac, B., Board, M., Lin, M., Kicker, D., Leem, J. 2007. Mechanical degradation of emplacement drifts at Yucca Mountain - a modeling case study: part II: lithophysal rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 44, 3: 368-99.

Davis, G.H., Reynolds, S.J. 1996. *Structural geology of rocks and regions*. John Wiley and Sons: 790 str.

Davis, J. C. 2002. *Statistics and Data Analysis in Geology*, third edition. John Wiley and Sons: 656 str.

Derman, W.R., 1991. *Engineering Geological Mapping*. Butterworth-Heinemann Ltd, Oxford: 387 str.

Descartes, R. 1644. *Principia Philosophiae*. Ludovicus Elzevirius, Amsterdam: 620 str.

Deere, D.U. 1964. Technical description of rock cores. *Rock Mechanics Engineering Geology*, 1: 16-22.

Deere, D.U., Miller, R.P. 1966. Engineering classification and index properties for intact rocks, Air Force weapons Laboratory No. AFNL-TR: 65-116.

Denkhaus, H.G. 1958. The application of the mathematical theory of elasticity to problems of stress in hard rock at great depth. *Association of Mine Managers of South Africa*. 1958, 9: 271-310.

Dershowitz, W., Herda, H.H. 1992. Interpretation of Fracture Spacing and Intensity. V: *Proceedings of the 33rd U.S. Symposium on Rock Mechanics*. Santa Fe, New Mexico. Balkema, Rotterdam: p. 757.

Diederichs, M. 2000. Instability of hard rock masses: the role of tensile damage and relaxation. PhD thesis, University of Waterloo: 617 str.

Deisman, N., Mas Ivars, D., Darcel, C., Chalaturnik, R. J, 2010. Empirical and Numerical Approaches for Geomechanical Characterization of Coal Seam Reservoirs. *International Journal of Coal Geology* 82, 3-4: 204-212.

Ding, X., Zhang, L., Zhu, H., Zhang, Q. 2013. Effect of Model Scale and Particle Size Distribution on PFC3D Simulation Results. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 47: 2139-2156.

Dirichlet, G.L. 1850. Über die Reduktion der positiven quadratischen Formen mit drei unbestimmten ganzen Zahlen. *Journal für die reine und angewandte Mathematik* 40: 209-227.

Eberhardt, E. 2012. The Hoek–Brown Failure Criterion. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 45: 981-988.

Edelbro, C. 2003. Rock Mass Strength - A Review. Technical Report. Luleå University of Technology: 160 str.

Elmo, D. 2006. Evaluation of a hybrid FEM/DEM approach for determination of rock mass strength using a combination of discontinuity mapping and fracture mechanics modelling, with particular emphasis on modelling of jointed pillars. PhD Thesis. University of Exeter in Cornwall, School of Geography Archaeology and Earth Resources: str. 262.

Elmo, D., Stead, D. 2010. An Integrated Numerical Modelling–Discrete Fracture Network Approach Applied to the Characterisation of Rock Mass Strength of Naturally Fractured Pillars. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 43: 3-19.

Einstein, H., Steiner, W., Baecher, G.B., 1979. Assessment of empirical design methods for tunnels in rock. V: Rapid Excavation And Tunneling Conference Proceedings. Atlanta, Georgia, 18-21 June 1979. New York, Society of Mining Engineers of the American Institute of Mining, Metallurgical, and Petroleum Engineer: p: 683-705.

Erarslan, N., Williams, D.J. 2011. Investigating the effect of cyclic loading on indirect tensile strength of rocks. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 45, 3: 327-340.

Esmaili, K., Hadjigeorgiou, J., Grenon, M. 2010. Estimating geometrical and mechanical REV based on synthetic rock mass models at Brunswick Mine. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 47: 915-926.

Fabjan, T., Vukadin, V. 2012. Influence of a core size on correlation between Schmidt rebound hardness and uniaxial compressive strength on Tertiary sedimentary rocks from Slovenia. V Proceedings of the 22nd European Young Geotechnical Engineers Conference. Gothenburg, Sweden, 26-29 August 2012: p. 137-142.

Fairhurst, C. 1964. On the validity of the 'Brazilian' test for brittle materials. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts* 1, 4: 535–546.

Fairhurst, C., Hudson, J. 1999. Draft ISRM suggested method for the complete stress-strain curve for intact rock in uniaxial compression. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 36, 2: 279-289.

Feng, X.T., Hudson, J.A. 2004. The ways ahead for rock engineering design methodologies. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 41: 255-273.

Gao, F. 2013. Simulation of Failure Mechanisms around Underground Coal Mine Openings Using Discrete Element Modelling. PhD thesis. Simon Fraser University: 310 str.

Gereck, H. 2006. Poisson's ratio values for rocks. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 44: 1-13.

Goodman, R.E., Taylor, R.L., Brekke, T. 1968. A model for the mechanics of jointed rock. *Journal of Soil Mechanics and Foundations Division* 94: 637-659.



Goodman, E.R. 1970. The deformability of joints. Determination of the in-situ modulus of deformation of rock. V: A symposium presented at the Winter Meeting American Society for Testing and Materials. Denver, Colorado, 2-7 February 1969. ASTM, STP 477: p. 174-196.

Goodman, R.E. 1976. Methods of Geological Engineering in Discontinuous Rock. New York, West Information Publishing Group: 472 str.

Goodman, E.R. 1989. Introduction to Rock Mechanics, second edition. John Wiley and Sons: 562 str.

Gorski B., Conlon, B., Ljunggren, B. 2007. Forsmark site investigation: Determination of the direct and indirect tensile strength on cores from borehole KFM01D. SKB. ISSN 1651-4416. 23 str.

Griffith, A. A. 1921. The phenomena of rupture and flow in solids. Philosophical Transactions of the Royal Society of London 221, A: 163-198.

Griffith, A. A. 1924. Theory of rupture. V: Proceedings of the First International Congress Applied Mechanics. Delft.: p. 55-63.

Grimstad, E., Barton, N., 1993. Updating of the Q-system for NMT. V: Proceedings of the International Symposium on Sprayed Concrete - Modern Use of Wet Mix Sprayed Concrete for Underground Support, Fagernes. Oslo, Norwegian Concrete Association: p. 46-66.

Gudmundsson, A. 2011. Rock Fractures in Geological Processes. Cambridge University Press: 594 str.

Hobbs, D.W. 1964. The tensile strength of rocks. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts 1, 3:385-396. doi:10.1016/0148-9062(64)90005-1.

Hoek, E., Bieniawski, Z.T. 1965. Brittle fracture propagation in rock under compression. International Journal of Fracture Mechanics 1: 135-145.

Hoek, E., Brown, E.T. 1980. Underground excavations in rock. London, Institution of Mining and Metallurgy: 527 str.

Hoek, E. 1983. Strength of jointed rock masses, 23rd Rankine Lecture. Geotechnique 33, 3: 187-223.

Hoek, E., Wood, D., Shah, S. 1992. A modified Hoek-Brown criterion for jointed rock masses. V: Hudson, J. (ur.). Proceedings of the International ISRM Symposium on Rock Characterization. Eurock 1992. 14-17 sept. 1992, Chester, UK. Thomas Telford Ltd.: p. 209-213.

Hoek, E., Kaiser, P.K., Bawden, W.F. 1993. Support of underground excavations in hard rock. CRC Press: 300 str.

Hoek, E. 1994. Strength of rock and rock masses. ISRM News J. 2, 2: 4-16.

Hoek, E., Brown, E.T. 1997. Practical estimates of rock mass strength. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences 34, 8: 1165-1186.

Hoek, E., Carranza-Torres, C., Corkum, B. 2002. Hoek-Brown criterion – 2002 edition.V: Proceedings of the NARMS-TAC Conference, Toronto. 1: 267-273.

Hoek, E., Marinos, P., Marinos, V. 2005. Characterization and engineering properties of tectonically undisturbed but lithologically varied sedimentary rock masses. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 42, 2: 277-285.

Hoek, E., Diederichs, M.S. 2006. Empirical estimation of rock mass modulus. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 43: 203-215.

Hoek, E., Marinos, P. 2006. A brief history of the development of the Hoek-Brown failure criterion. *Soils and Rocks* 2: 13 str.

Hu, G., Otaki, H., Lin, M. 2001. An index of the tensile strength of brittle particles. *Minerals Engineering* 14, 10: 1199–1211.

Hudson, J.A., Brown, E.T., Rummel, F. 1972. The controlled failure of rock discs and rings loaded in diametral compression. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.* 9, 2: 241-248. doi:10.1016/0148-9062(72)90025-3.

Hudson, J.A., Harrison, J.P. 2005. *Engineering rock mechanics an introduction to the principles*. Pergamon, Elsevier Science: 444 str.

Hungr, O., Coates, D.F. 1978. Deformability of rock joints and its relation to rock foundation settlements. *Can. Geotech. J.* 15: 239-249.

ISRM - International Society for Rock Mechanics Commission on Standardization of Laboratory and Field Tests. 1977. Suggested methods for quantitative description of discontinuities in rock masses. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts* 15: 319-368.

ISRM - International Society for Rock Mechanics Commission on Standardization of Laboratory and Field Tests. 1978. Suggested methods for determining tensile strength of rock materials. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts* 15, 3: 99-103. doi:10.1016/0148-9062(78)90003-7

ISRM - International Society for Rock Mechanics Commission on Standardization of Laboratory and Field Tests. 1979. Suggested methods for determining the uniaxial compressive strength and deformability of rock materials. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts* 16, 2: 135-40.

Itasca Consulting Group Inc., 2014. UDEC, Universal Distinct Element Code. Forth Edition.

Jakubec, J. 2013. Role of defects in rock mass classification. V: Australian Centre for Geomechanics Proceedings, Event 2013, Vancouver, Canada: p.8.

Jeager, J.C., Cook, N.G.W., Zimmerman, R.W. 2007. *Fundamentals of Rock Mechanics*, Fourth edition. Blackwell Publishing: 468 str.

Jeager, C. 2009. *Rock mechanics and rock engineering*, Secone edition. Cambridge University Press: 538 str.

Jing, L. 2003. A review of techniques, advances and outstanding issues in numerical modelling for rock mechanics and rock engineering. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*. 40: 283-353.

Kaiser, P.K., Kim, B.H. 2008. Rock mechanics challenges of underground constructions and mining. V: Proceedings of the Korean Rock Mechanics Symposium. Seoul, South Korea, October 2008: p. 1-6.

Kazerani, T., Zhao, J. 2010. Micromechanical parameters in bonded particle method for modelling of brittle material failure. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 34:1877–1895. doi: 10.1002/nag.884.

Kazerani, T., Yang, Z.Y., Zhao, J. 2012. A discrete element model for predicting shear strength and degradation of rock joint by using compressive and tensile test data. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 45, 5: 695-709.

Kazerani, T., Zhao, J. 2013. A Microstructure-Based Model to Characterize Micromechanical Parameters Controlling Compressive and Tensile Failure in Crystallized Rock. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 47, 2: 435-452. doi 10.1007/s00603-013-0402-y.

Kazerani, T. 2013a. A discontinuum-based model to simulate compressive and tensile failure in sedimentary rock. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*. 5: 378-388.

Kazerani, T. 2013b. Effect of micromechanical parameters of microstructure on compressive and tensile failure process of rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 64: 44-55.

Kim, B.H., Cai, M., Kaiser, P.K., Yang, H.S. 2007. Estimation of Block Sizes for Rock Masses with Non-persistent Joints. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 40, 2: 169-192. doi 10.1007/s00603-006-0093-8

Klerck, P.A. 2000. The finite element modelling of discrete fracture in quasi-brittle materials. PhD Thesis. Swansea, UK, University of Wales.

Klerck, P.A., Sellers, E.J., Owen, D.R.J. 2004. Discrete fracture in quasi-brittle materials under compressive and tensile stress states. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 193, 27-29: 3035-3056.

Klopčič, J. 2009. Analysis and prediction of displacements for tunnels in foliated rock mass of perm-carboniferous age. PhD thesis. University of Ljubljana, Faculty of Civil and Geodetic Engineering: 235 str.

Kolsky, H. 1963. *Stress Waves in Solids*. Dover, New York, Courier Corporation: 213 str.

Kozicki, J., Donzé, F.V. 2008. A new open-source software developed for numerical simulations using discrete modelling methods. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 197, 49/50:4429-4443.

Kozicki, J., Donzé, F.V. 2009. YADE-OPEN DEM: an open-source software using a discrete element method to simulate granular material. *Engineering Computations* 26, 7:786-805.

Kulhawy, F.H. 1978. Geomechanical model for rock foundation settlement *Journal of the Geotechnical Engineering Division* 104, 2: 211-227.

Labuz, J.F., Zang, A. 2012. Mohr–Coulomb Failure Criterion. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 45: 975-979. doi 10.1007/s00603-012-0281-7

Lajtai, E.Z. 1998. Microscopic fracture process in a granite. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 31: 237-250.

Lan, H., Martin, C.D., Hu, B. 2010. Effect of heterogeneity of brittle rock on micromechanical extensile behavior during compression loading. *Journal of Geophysical Research* 115, B1:B01202.

Leber, C.; Schubert, W. 2010. Review of Current Rock Mass Characterization Practices. V: *Transport and city tunnels, Underground Construction*. Prague. 2010: 765 - 770.

Lemos, J.V. 2011. Recent development and future trends in distinct element methods - UDEC/3DEC and PFC codes. V: Zhao, J. (ur.), Ohnishi, Y. (ur.), Zhao, G. (ur.), Sasaki, T., (ur.). *Proceedings of 10th International Conference on Discontinuous Deformation Analysis, ICADD-10, Hawaii, 6-8 December 2011*, 13 str.

Li, D., Wong, L.N.Y. 2012. The Brazilian Disc Test for Rock Mechanics Applications: Review and New Insights. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 46, 2: 269-287.

Lisjak, A., Grasselli, G. 2014. A review of discrete modeling techniques for fracturing processes in discontinuous rock masses. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering* 6: 301-314.

Liu, H., 2003. Numerical Modelling of the Rock Fracture Process under Mechanical Loading. PhD thesis. Luleå University of Technology, Department of Civil and Mining Engineering: 57 str.

Liu, H.Y., Kou, S.Q., Lindqvist, P.A., Tang, C.A. 2004. Numerical studies on the failure process and associated microseismicity in rock under triaxial compression. *Tectonophysics* 384: 149-174.

Mahabadi, O.K., Grasselli, G., Munjiza, A. 2009. Numerical modelling of a Brazilian disc test of layered rocks using the combined finite-discrete element method. V: Diederichs, M. (ur.), Grasselli, G. (ur.). *Proceedings of the 3rd Canada-US (CANUS) Rock Mechanics Symposium (RockEng09)*. Toronto, Canada. May 2009: 9 str.

Mahabadi, O.K., Cottrell, B.E., Grasselli, G. 2010a. An example of realistic modelling of rock dynamics problems: FEM/DEM simulation of dynamic Brazilian test on Barre granite. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 43, 6: 707-716.

Mahabadi, O.K., Lisjak, A., Grasselli, G., Lukas, T., Munjiza, A. 2010b Numerical modelling of a triaxial test of homogeneous rocks using the combined finite-discrete element method. V: Zhao, J. (ur.), Labiouse, V. (ur.), Dudt, J. (ur.), Mathier, J. (ur.). *Proceedings of the European Rock Mechanics Symposium (EUROCK)*, 15-18 June 2010, Lausanne, Switzerland. A.A. Balkema: 4 str.

Mahabadi, O.K., Randall, N.X., Zong, Z., Grasselli, G. 2012a, A novel approach for micro-scale characterization and modeling of geomaterials incorporating actual material heterogeneity. *Geophysical Research Letters* 39: L01303. doi: 10.1029/2011GL050411

Mahabadi, O.K., Lisjak, A., Munjiza, A., Grasselli, G. 2012b. Y-Geo: new combined finite-discrete element numerical code for geomechanical applications. *International Journal of Geomechanics* 12: 676-688.

Maksimović, M. 1992. Technical note: New Description of the Shear Strength for Rock Joints. *Rock Mechanics Rock Engineering*. 25, 4: 275-284.

- Mandl, G. 2005. *Rock Joints - The Mechanical Genesis*. Springer: 221 str.
- Marinos, P., Hoek, E. 2001. Estimating the geotechnical properties of heterogeneous rock masses such as flysch. *Bulletin of the Engineering Geology and the Environment (IAEG)*, 60: 85-92.
- Marinos, P.G., Marinos, V., Hoek, E. 2007. The Geological Strength index (GSI): A Characterization Tool for Assessing Engineering Properties for Rock Mass. V: Mark, C. et al. (ur.). *Proceedings of the International Workshop on Rock Mass Classification in Underground Mining, May, 2007*. Pittsburg, Department of Health and Human Services: p. 87-94.
- Martin, C.D. 1993. The strength of massive Lac du Bonnet granite around underground openings. PhD thesis. University of Manitoba: 278 str.
- Martin, C.D. 1997. Seventeenth Canadian Geotechnical Colloquium: the effect of cohesion loss and stress path on brittle rock strength. *Canadian Geotechnical Journal* 34, 5: 698-725.
- Martin, D. 2014. The impact of brittle behaviour of rocks on tunnel excavation design. V: *Rock Engineering and Rock Mechanics: Structures in and on Rock Masses*. Alejano (ur.), Peruchó (ur.), Olalla (ur.), Jiménez (ur.). London, Taylor and Francis Group: 51-52. doi: 10.1201/b16955-7
- Mas Ivars, D., Deisman, N., Pierce, M., Fairhurst, C. 2007. The synthetic rock mass approach - a step forward in the characterization of jointed rock masses. V: *Proceedings of the 11th congress on International society of rock mechanics, July 2007*. London, Taylor and Francis: p. 485-490.
- Mas Ivars, D., Potyondy, D.O., Pierce, M., Cundall, P.A. 2008a. The smooth-joint contact model. V: *Proceedings of 8th World Congress on Computational Mechanics / 5th European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering*, 30. June. - 4. July 2008. Venice, Italy: p. 27-35.
- Mas Ivars, D., Pierce, M., DeGagne, D., Darcel, C. 2008b. Anisotropy and scale dependency in jointed rock-mass strength - A synthetic rock mass study. V: Hart, R. (ur.), Detournay, C. (ur.), Cundall, P. (ur.). *Proceedings of the 1st international FLAC/DEM symposium on numerical modeling, Paper 06-01. 25-27 August 2008, Minneapolis*, Itasca Consulting Group: p. 231-239.
- Mas Ivars, D. 2010. Bonded particle model for jointed rock mass. PhD thesis. Stockholm, Sweden, Royal Institute of Technology: 106 str.
- Mas Ivars, D., Pierce, M.E., Darcel, C., Reyes-Montes, J., Potyondy, D.O., Young, R.P., Cundall, P. 2011. The Synthetic Rock Mass Approach for Jointed Rock Mass Modelling. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 48, 2: 219-244. doi:10.1016/j.ijrmms.2010.11.014
- Midland Valley. 2012. MOVE Structural Modelling and Analysis Software, help. Glasgow, UK.
- Mogi, K. 1966. Pressure dependence of rock strength and transition from brittle fracture to ductile flow. *Bulletin of the Earthquake Research Institute, Tokyo University* 44: 215-232.
- Mosher, S., Berger, R.L., Anderson, D.E. 1975. Fracture characteristics of two granites. *Rock Mechanics* 7: 167-176.

Munjiza, A., Owen, D.R.J., Bicanic, N. 1995. A combined finite-discrete element method in transient dynamics of fracturing solids. *Engineering Computations* 12, 2: 145-174.

Munjiza, A. 2004. *The combined finite-discrete element method*. Chichester, UK: John Wiley and Sons Ltd.: 352 str

Murrell, S.A.F., Chakravarty, S. 1973. Some new rheological experiments on igneous rocks at temperatures up to 1120 °C. *Geophysical Journal of the Royal Astronomical Society* 34: 211-250.

Palmström, A. 1982. *The Volumetric Joint Count - A Useful And Simple Measure Of The Degree Of Rock Mass Jointing*. V: IV Congress International Association Of Engineering Geology, Volume 2, New Delhi: p. 221-228.

Palmström, A. 1995. *RMi - a rock mass characterization system for rock engineering purposes*. PhD. thesis. Norway, University of Oslo: 409 str.

Palmstrom, A. 1996. *Characterizing rock masses by the RMi for Use in Practical Rock Engineering Part 1: The development of the Rock Mass index (RMi)*. *Tunnelling and Underground Space Technology* 2, 2: 175-188.

Palmstrom, A. 2000. *Recent developments in rock support estimates by the RMi*. *Journal of Rock Mechanics and Tunnelling Technology* 6, 1: 1-19.

Palmström, A., Singh, R. 2001. *The Deformation Modulus of Rock Masses - Comparisons between In-Situ Tests and Indirect Estimates*. *Tunnelling and Underground Space Technology* 16: 115-131.

Palmstrom, A. 2005. *Measurements of and correlations between block size and rock quality designation (RQD)*. *Tunnelling and Underground Space Technology* 20: 362-377.

Palmstrom, A., Broch, E. 2006. *Use and Misuse of Rock Mass Classification systems with Particular References to the Q-System*. *Tunnels and Underground Space Technology* 21: 575-593.

Patton, F.D. 1966. *Multiple modes of shear failure in rock and related materials*. PhD thesis. University of Illinois: 282 str.

Paul, B. 1961. *Modification of the Coulomb-Mohr theory of fracture*. *Journal of Applied Mechanics* 28: 259-268.

Peng, S., Zhang, J. 2007. *Engineering Geology for Underground Rocks*. Berlin, Springer: 335 str.

Pierce, M., Cundall, P., Potyondy, D., Mas Ivars, D. 2007. *A synthetic rock mass model for jointed rock*. V: Eberhardt (ur.), Stead (ur.), Morrison (ur.). *Rock Mechanics: Meeting Society's Challenges and Demands*. Proceedings of the 1st Canada-US Rock Mechanics Symposium, Vancouver, Canada, 17 May 2007. London, Taylor and Francis Group: p. 9.

Pierce, M., Gaida, M., DeGagne, D. 2009. *Estimation of rock block strength*. V: Diederichs, M. (ur.) Grasselli, G. (ur.). *ROCKENG09: Proceedings of the 3rd CANUS Rock Mechanics Symposium*, Toronto, May 2009: p. 14.

- Pierce, M.E., Fairhurst, C. 2012. Synthetic rock mass applications in mass mining. V: Qian (ur.), Zhou (ur.). 12th ISRM Congress, Harmonising Rock Engineering and the Environment, 16-21 October 2012, Beijing, China, Taylor and Francis Group, London: p. 190-114.
- Pine, R.J., Coggan, J.S., Flynn, Z.N., Elmo, D. 2006. The Development of a new Numerical Modelling Approach for Naturally Fractured Rock Masses. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 39, 5: 395-419. DOI 10.1007/s00603-006-0083-x
- Placer, L. 2008. Principles of the tectonic subdivision of Slovenia. *Geologija* 51, 2: 205-217.
- Pratt, H.R., Black, A.D., Brown, W.S., Brace, W.F. 1972. The effect of specimen size on the mechanical properties of unjointed diorite. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 9: 513-529.
- Pratt, H.R., Black, A.D., Brace W.F. 1974. Friction and deformation of jointed quartz diorite. V: *Proceedings of 3rd Congress of International Society Rock Mechanics*, Denver, Colorado, 1974. 2: p. 306-310.
- Peng, S., Zhang, J. 2007. *Engineering Geology for Underground Rocks*. Springer: 320 str.
- Potyondy, D.O., Cundall, P.A. 2004. A bonded particle model for rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 41: 1329-1364.
- Potyondy, D.O. 2010. A grain-based model for rock: approaching the true microstructure. V: *Proceedings of Rock Mechanics in the Nordic Countries 2010*. Kongsberg, Norway, 9-12 June 2010: p. 10.
- Potyondy, D.O. 2012. A Flat-Jointed Bonded-Particle Material for Hard Rock. V: *46th US Rock Mechanics / Geomechanics Symposium held in Chicago, IL, USA, 24-27 June 2012*: p 10.
- Price, D.G. 2009. *Engineering geology, Principles and practice*. Springer: 460 str.
- Rocha, M., Serafim, J., Silveira, A. 1955. Deformability of foundation rocks. *Proceedings of 5th International Congress on Large Dams*. Paris, 1955: p. 531-537.
- Rockfield Software Ltd. 2003. *ELFEN Explicit user manual*. Version 3.7. Swansea, UK
- Rosso, R.S. 1976. A comparison of joint stiffness measurements in direct shear, triaxial compression and in situ. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts* 13: 167-172.
- Sachpazis, C.I. 1990. Correlating Schmidt hardness with compressive strength and Young's modulus of carbonate rocks. *Bulletin of the International Association of Engineering Geology* 42: 75-83.
- Santi, P.M., Holschen, J.E., Stephenson, R.W. 2000. Improving Elastic Modulus measurements for Rock Based on Geology. *Environmental and Engineering Geoscience* 6, 4: 333-346.
- Sainsbury, B., Pierce, M.E., Mas Ivars, D. 2008. Analysis of Caving Behaviour Using a Synthetic Rock Mass - Ubiquitous Joint Rock Mass Modelling Technique. V: *Proceedings SHIRMS*, September 2008, Nedlands, Western Australia: Australian Centre for Geomechanics: p. 343-252.

- Sheorey, P.R. 1997. Empirical rock failure criteria. A.A. Balkema, Rotterdam: 176 str.
- Shin, S.W. 2010. Excavation Disturbed Zone in Lac du Bonnet Granite. PhD. thesis. Edmonton, Alberta, Canada. Dept. Civil and Environmental Engineering, University of Alberta.
- Singh, B. Goel, R.K. 2006. Tunnelling in weak rocks. 1st edition, Volume 5. Elsevier: 509 str.
- Singh, M., Raj, A., Singh, B. 2011. Modified Mohr-Coulomb criterion for non-linear triaxial and polyaxial strength of intact rocks. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences 48: 546-55.
- Šmilauer, V., Catalano, E., Chareyre, B., Dorofenko, S., Duriez, J., Gladky, A., Kozicki, J., Modenese, C., Scholtès, L., Sibille, L., Stránský, J., Thoeni, K. 2010. Yade documentation. URL: <http://yade-dem.org/doc/>
- Špacapan, I., Škerbec, E. 2009. Drugi tir železniške proge Divača – Koper odsek Črni Kal – Koper od km 15+915 do km 28+100. Poročilo kartiranja. Ljubljana: 41 str.
- Sternad, Ž. 2005. Geološko-geotehnično poročilo o pogojih gradnje predora Markovec na HC Koper – Izola, faza PZI. Ljubljana, IRGO Consulting: 27 str.
- Stille, H., Palmstrom, A., 2003. Classification as a tool in rock engineering. Tunnelling and underground space technology 18: 331-345.
- Tang, C.A., Liu, H., Lee, P.K.K., Tsui, Y., Tham, L.G. 2000. Numerical studies of the influence of microstructure on rock failure in uniaxial compression - Part I: effect of heterogeneity. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences 37:555-569.
- Tromans, D., Meech, J., A. 2002. Fracture toughness and surface energies of minerals: theoretical estimates for oxides, sulphides, silicates and halides. Minerals Engineering 15: 1027–1041.
- Vallejos, J.A., Brzovic, A., Lopez, C., Bouzeran, L., Mas Ivars, D. 2013. Application of the Synthetic Rock Mass approach to characterize rock mass behavior at the El Teniente Mine, Chile. V: Zhu (ur.), Detournay (ur.), Hart (ur.), Nelson (ur.). Continuum and Distinct Element Numerical Modeling in Geomechanics. Hangzhou, China, 22-24 October 2013: p. 15.
- Vallejos, J., Suzuki, K., Brzovic, A., Mas Ivars, D. 2014. Characterization and synthetic simulations to determine rock mass behaviour at the El Teniente mine, Chile. Part II. V: Proceedings, Caving 2014 , 3rd International Symposium on Block and Sublevel Caving. Santiago, Chile, 5-6 June, 2014: p. 15.
- Voronoi, G. 1907. Nouvelles applications des paramètres continus à la théorie des formes quadratiques. Journal für die reine und angewandte Mathematik 133: 97-178.
- Vutukuri, V.S., Lama, R.D., Saluja, S.S. 1974. Handbook on mechanical properties of rocks - testing techniques and results. Trans Tech Publications: 280 str.
- Wang, Y., Mora, P. 2008. Modeling Wing Crack Extension: Implications for the Ingredients of Discrete Element Model. Pure and Applied Geophysics 165: 609–620. doi 10.1007/s00024-008-0315-y
- Wang, S.Y., Sloan, S.W., Huang, M.L., Tang, C.A. 2011. Numerical Study of Failure Mechanism of Serial and Parallel Rock Pillars. Rock Mechanics and Rock Engineering 44: 179-198. DOI 10.1007/s00603-010-0116-3



- Weibull, W., 1951. A statistical distribution function of wide applicability. *Journal of Applied Mechanics* 18: 293-297.
- Wines, D.R., Lilly, P.A. 2002. Measurement and analysis of rock mass discontinuity spacing and frequency in part of the Fimiston Open Pit operation in Kalgoorlie, Western Australia: a case study. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 39: 589-602.
- Wyllie, D.C., Mah, C.W. 2004. *Rock slope engineering, civil and mining*. 4th edition. Spon Press Taylor and Francis Group: 456 str.
- Xu, T., Ranjith, P.G., Wasantha, P.L.P., Zhao, J., Tang, C.A., Zhu, W.C. 2013. Influence of the geometry of partially-spanning joints on mechanical properties of rock in uniaxial compression. *Engineering Geology* 167:134-147.
- Yilmaz, I., Sendir, H. 2002. Correlation of Schmidt hardness with unconfined compressive strength and Young's modulus in gypsum from Sivas (Turkey). 66, 3-4: 211-219.
- Yoon, J.S., Zang, A., Stephansson, O. 2012. Simulating fracture and friction of Aue granite under confined asymmetric compressive test using clumped particle model. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 49: 68–83.
- Yoshinaka, R., Osada, M., Park, H., Sasaki, T., Sasaki, K. 2008. Practical determination of mechanical design parameters of intact rock considering scale effect. *Engineering Geology* 96:173-186.
- Yu, Y., Meng, C. 2005. 3-D distribution of tensile stress in rock specimens for the Brazilian test. *Journal of University of Science and Technology Beijing, Mineral, Metallurgy* 12, 6: 495-499.
- Zang, A., Stephansson, O. 2010. *Stress Field of the Earth's Crust*. Springer: 322 str.
- Zhang, H.Q., Zhao, Z.Y., Tang, C.A., Song, L. 2006. Numerical study of shear behavior of intermittent rock joints with different geometrical parameters. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 43: 802-816.
- Zhang, L., Ding, X., Budhu, M. 2012. Technical Note: A rock expert system for the evaluation of rock properties. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 50: 124-132.
- Zheng, W.T., Xu, W.Y., Yan, D.X., Ji, H. 2011. A Three-Dimensional Modeling Method for Irregular Columnar Joints Based on Voronoi Graphics Theory. *ICAIC 2011, Part V, CCIS 228*: 62-69.